



Universidade de Aveiro  
2021

**José Miguel da Costa  
Oliveira**

**Estratégias de Lubrificação Sustentável na  
Maquinagem da Liga Ti6Al4V**





Universidade de Aveiro  
2021

**José Miguel da Costa  
Oliveira**

**Estratégias de Lubrificação Sustentável na  
Maquinagem da Liga Ti6Al4V**

Dissertação apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Mecânica, realizada sob a orientação científica do Doutor João Paulo Davim Tavares da Silva, Professor Catedrático do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro.

Esta dissertação teve o apoio dos projetos FAMASI – Fabrico por Maquinagem Sustentável e Inteligente (POCI-01-0145-FEDER-031556), UIDB/00481/2020 e UIDP/00481/2020 – FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia e CENTRO-01-0145-FEDER-022083 – Programa Operacional Regional do Centro (Centro 2020), através do Portugal 2020 e do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional.



Dedico este trabalho aos meus pais e aos meus avós, por terem contribuído em grande parte para a pessoa que sou hoje e por terem estado sempre aqui, quando eu precisei.



## **o júri**

presidente

**Prof. Doutor Pedro André Dias Prates**

Professor Auxiliar do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro

**Prof. Doutor Abílio Manuel Pinho de Jesus**

Professor Associado do Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (arguente)

**Prof. Doutor João Paulo Davim Tavares da Silva**

Professor Catedrático do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro (orientador)





## **agradecimentos**

Ao Professor Doutor João Paulo Davim, pela rigorosa orientação deste trabalho, por todos os conhecimentos transmitidos e pela disponibilidade permanente. Um especial obrigado pelas palavras de encorajamento nos momentos mais difíceis e pela amizade e acessibilidade sempre demonstradas.

À Mestre Sílvia Carvalho, pela sua contribuição na elaboração deste trabalho, em particular, no desenvolvimento das simulações, assim como pelo aconselhamento e motivação constantes. Pelo seu apoio e suporte nos momentos mais atribulados. O seu entusiasmo e interesse por tudo o que envolve simulação numérica e maquinagem são contagiantes. Sem a sua ajuda, não seria possível realizar este trabalho.

Aos meus pais, Zé Francisco e Maria Alice, por tudo aquilo que me proporcionaram, por todas as experiências, que me permitiram abrir horizontes e crescer como pessoa, mas também por todos os sacrifícios e pelo seu incondicional apoio. Por terem sempre acreditado e confiado em mim.

Aos meus avós, por me terem criado, por todos os seus ensinamentos e por terem contribuído, em grande parte, para a pessoa que sou hoje. Ao meu avô Diamantino e ao meu avô Zé e também à minha avó Maria e avó Florentina. A todos eles, o meu eterno obrigado.

A todos os meus amigos, pelo seu apoio e por todos os momentos de alegre convívio. Em particular, àqueles que foram meus companheiros ao longo deste percurso, por todas as experiências vividas e momentos de diversão passados em conjunto, bem como pelo companheirismo e apoio sempre demonstrado. A alguns, em especial, a quem ficarei eternamente grato.

A todos os que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho e para a concretização desta etapa, o meu mais sincero obrigado.



## palavras-chave

Maquinagem sustentável, lubrificação, liga de titânio Ti6Al4V, tensões residuais, método dos elementos finitos

## resumo

A maquinagem de ligas de titânio, como a liga Ti6Al4V, exige grandes quantidades de lubrificante, por forma a remover o calor gerado da zona de corte. A maquinagem sustentável visa reduzir a utilização destes fluidos, por forma a atingir as metas de sustentabilidade impostas pelos governos. Neste contexto, têm surgido estratégias como a maquinagem a seco, a quantidade mínima de lubrificação, a utilização de refrigerantes de alta pressão e a refrigeração criogénica com azoto líquido, que se apresentam como alternativas mais sustentáveis à lubrificação abundante.

A simulação numérica, em particular a modelação por elementos finitos, desempenha um papel de importância crucial na análise das operações de maquinagem. A sua utilização permite reduzir o número de ensaios experimentais necessários para determinar os parâmetros mais adequados ao corte, bem como avaliar os perfis de tensão e temperatura na peça e na ferramenta.

Assim, no presente trabalho pretende-se desenvolver um conjunto de simulações numéricas por elementos finitos utilizando o *software* comercial AdvantEdge, que permitam avaliar a influência de estratégias de lubrificação sustentável, em particular, a maquinagem a seco, a quantidade mínima de lubrificação, os refrigerantes de alta pressão e a refrigeração criogénica com azoto líquido (LN<sub>2</sub>), na maquinabilidade da liga Ti6Al4V.

Numa primeira fase foi feita a validação dos modelos numéricos das estratégias de lubrificação em análise, com base em resultados experimentais, retirados da literatura. Numa segunda fase foi feita uma comparação entre as diferentes estratégias, adotando os mesmos parâmetros de corte e os modelos numéricos validados anteriormente. Foram avaliadas a força de corte e avanço, a temperatura máxima na ferramenta de corte, a forma da apara e as tensões residuais na peça. Os resultados mostraram que a estratégia de lubrificação MQL foi, na globalidade, a melhor estratégia.



**keywords**

Sustainable machining, lubrication, titanium alloy Ti6Al4V, residual stress, finite element method

**abstract**

Machining of titanium alloys, such as the Ti6Al4V alloy, requires large amounts of lubricant to remove the heat generated from the cutting process. Sustainable machining aims to reduce the use of these fluids, to achieve sustainability goals. In this context, dry machining, minimum quantity of lubrication (MQL), high pressure coolant (HPC) and cryogenic cooling with liquid nitrogen (LN<sub>2</sub>) have emerged as more sustainable alternatives to abundant lubrication.

Numerical simulation, in particular finite element (FE) simulation, plays a crucial role in the analysis of machining operations. It allows for a reduction in the number of experimental tests required to determine the most suitable parameters for cutting, as well as to evaluate cutting conditions, such as temperature and stress profiles in the part and tool.

The present work intends to develop a set of numerical simulations by finite elements using AdvantEdge commercial software, that enable to evaluate the influence of sustainable lubrication strategies, such as dry machining, minimum quantity of lubrication (MQL), high pressure coolant (HPC) and cryogenic cooling with liquid nitrogen (LN<sub>2</sub>), on the machinability of the Ti6Al4V alloy.

Firstly, the numerical models of the lubrication strategies were validated, based on experimental results, taken from the literature. Then, a comparison was made between the different strategies, using the same cutting parameters and the numerical models previously validated. The cutting and feed forces, the maximum temperature in the cutting tool, the chip shape and the residual stresses in the part were then evaluated. The results showed that the MQL strategy demonstrated to be, overall, the best strategy.



# Índice

Lista de Figuras .....	xvii
Lista de Tabelas .....	xx
Notação e Nomenclatura .....	xxii
Siglas e Acrónimos .....	xxiv
<b>1 Introdução .....</b>	<b>1</b>
1.1 Enquadramento .....	1
1.2 Objetivos .....	2
1.3 Guia de Leitura .....	2
<b>2 Maquinagem Sustentável da Liga Ti6Al4V – Revisão do Estado da Arte.....</b>	<b>5</b>
2.1 Introdução .....	5
2.2 Estratégias de Lubrificação e Arrefecimento .....	5
2.2.1 Maquinagem a seco .....	6
2.2.2 Quantidade Mínima de Lubrificação .....	6
2.2.3 Quantidade Mínima de Lubrificação Refrigerada .....	8
2.2.4 Refrigerantes de Alta Pressão .....	8
2.2.5 Refrigeração Criogénica .....	10
2.3 Liga de Titânio Ti6Al4V .....	13
2.3.1 Aplicações .....	13
2.4 Maquinabilidade .....	14
2.4.1 Mecanismo de Formação da Apara .....	15
2.4.2 Ferramentas .....	15
2.4.3 Integridade Superficial .....	16
<b>3 Simulação Numérica por Elementos Finitos .....</b>	<b>18</b>
3.1 Modelação Numérica da Maquinagem da Liga Ti6Al4V .....	18
3.1.1 Modelos Constitutivos .....	18
3.1.2 Critérios de Fratura .....	20
3.1.3 Modelos de Atrito .....	20
3.1.4 Modelo de Corte Ortogonal .....	20
3.2 O Programa AdvantEdge .....	22
3.2.1 Tipos de Operação de Maquinagem .....	24
3.2.2 Coeficiente de Atrito .....	25
3.2.3 Lubrificação no AdvantEdge .....	26
3.2.4 Força de Corte e Avanço .....	30
3.2.5 Análise das Tensões Residuais .....	31
3.2.6 Computação Paralela .....	32
3.3 Modelação Numérica de Lubrificação e Refrigeração .....	32

4	Apresentação, Validação e Discussão de Resultados .....	41
4.1	Caso de Estudo 1.....	42
4.2	Caso de Estudo 2.....	53
4.3	Caso de Estudo 3.....	63
5	Considerações Finais .....	73
5.1	Conclusões .....	73
5.2	Perspetivas de Trabalho Futuro.....	77
	Bibliografia.....	79



# Lista de Figuras

Figura 2.1: Ilustração de um sistema MQL interno e externo (SKF, 2017) (Adaptado).....	6
Figura 2.2: Sistema MQL externo Unist, utilizado numa operação de fresagem (Richter, 2015).....	7
Figura 2.3: Ferramenta e porta-ferramentas com refrigeração interna e bocais HPC (Stolf et al., 2019) (Adaptado).....	8
Figura 2.4: Representação gráfica evidenciando as alterações na formação da apara e no comprimento de contacto entre – (a) lubrificação abundante/seco (b) HPC (Stolf et al., 2019) (Adaptado).....	9
Figura 2.5: Apara obtida no torneamento da liga Ti6Al4V com (a) pressão <i>standard</i> do refrigerante (6 bar) e (b) alta pressão (90 bar) (Palanisamy et al., 2009). ....	10
Figura 2.6: Refrigeração criogénica utilizando LN <sub>2</sub> (Brooks, 2015). ....	11
Figura 2.7: Distribuição de materiais nos aviões – (a) Airbus A350 XWB (Bachmann et al., 2017) (Adaptado) e (b) Boeing 787 Dreamliner (Naghipour, 2011) (Adaptado). ....	14
Figura 2.8: Mecanismo de formação da apara no corte da liga Ti6Al4V (Palanisamy et al., 2009) (Adaptado).....	15
Figura 2.9: Direção de medição das tensões residuais em – (a) Torneamento exterior (Isakson et al., 2018) (Adaptado) e (b) Sangramento (Holmberg et al., 2018) (Adaptado). ....	17
Figura 3.1: Modelo de corte ortogonal (Priyadarshini et al., 2012) (Adaptado). ....	21
Figura 3.2: Configurações experimentais do corte ortogonal da liga Ti6Al4V – (a) Facejamento de um tubo (Manolakos et al., 2016) (Adaptado), (b) Sangramento de um disco (Chen et al., 2019), (c) Aplainamento (Ducobu et al., 2015). ....	22
Figura 3.3: Componentes do AdvantEdge (Third Wave Systems, 2019). ....	23
Figura 3.4: Ambiente de trabalho do AdvantEdge 2D. ....	23
Figura 3.5: Ambiente de trabalho do Tecplot® 360.....	24
Figura 3.6: Representação esquemática de uma operação de torneamento em 2D no AdvantEdge (Third Wave Systems, 2019) (Adaptado).....	25
Figura 3.7: Coeficiente de atrito no AdvantEdge (Third Wave Systems, 2019).....	26

Figura 3.8: Janela de Lubrificação em AdvantEdge, com os parâmetros necessários à modelação do fluido (Third Wave Systems, 2019). .....	26
Figura 3.9: Tabela de entrada de propriedades do fluido dependentes da temperatura (opcional) (Third Wave Systems, 2019).....	27
Figura 3.10: Parâmetros para cada Metodologia de Aplicação de Lubrificante em AdvantEdge – (a) Lubrificação por Imersão, (b) Excluir a Vizinhança da Ponta da Ferramenta, (c) Lubrificação Focada e (d) Lubrificação Focada com Modelação de Pressão (Third Wave Systems, 2019) (Adaptado). .....	29
Figura 3.11: Metodologias de Aplicação de Lubrificante em AdvantEdge – (a) Lubrificação por Imersão, (b) Excluir a Vizinhança da Ponta da Ferramenta, (c) Lubrificação Focada e (d) Lubrificação Focada com Modelação de Pressão (Third Wave Systems, 2019) (Adaptado). .....	30
Figura 3.12: Evolução da força de corte (Força-X) e de avanço (Força-Y) ao longo do comprimento de corte. ....	30
Figura 3.13: Profundidade do refinamento da malha para análise das tensões residuais....	31
Figura 3.14: Processamento paralelo no AdvantEdge.....	32
Figura 4.1: Parâmetros e metodologias adotados para a estratégia MQL na janela de lubrificação do AdvantEdge. ....	45
Figura 4.2: Parâmetros e metodologias adotados para a estratégia de refrigeração criogénica com LN <sub>2</sub> na janela de lubrificação do AdvantEdge.....	46
Figura 4.3: Área de aplicação do jato – (a) MQL, (b) LN <sub>2</sub> . ....	46
Figura 4.4: Comparação entre os valores experimentais para a força de corte obtidos por Chen et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge, para um raio de gume de 5 µm. ....	48
Figura 4.5: Comparação entre os valores experimentais para a força de avanço obtidos por Chen et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge, para um raio de gume de 5 µm. ....	48
Figura 4.6: Comparação entre os valores experimentais para a força de corte obtidos por Chen et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge, para um raio de gume de 50 µm. ....	49
Figura 4.7: Comparação entre os valores experimentais para a força de avanço obtidos por Chen et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge, para um raio de gume de 50 µm. ....	49
Figura 4.8: Temperaturas máximas na face de ataque da ferramenta de corte para a maquinagem a seco e estratégias de lubrificação MQL e criogénica com LN <sub>2</sub> , no caso dos raios de 5 e 50 µm.....	51
Figura 4.9: Parâmetros e metodologias adotados para a estratégia de lubrificação abundante na janela de lubrificação do AdvantEdge. ....	56
Figura 4.10: Parâmetros e metodologias adotados para a estratégia de refrigerantes de alta pressão na janela de lubrificação do AdvantEdge. ....	57
Figura 4.11: Vetor representativo do jato de alta pressão e área de aplicação na peça.....	57

Figura 4.12 Comparação entre os valores experimentais para a força de corte obtidos por Stolf et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge.....	58
Figura 4.13: Valores numéricos para a força de avanço obtidos no AdvantEdge.....	59
Figura 4.14: Valores experimentais para a temperatura máxima na face de ataque da ferramenta de corte obtidos por Stolf et al. e valores numéricos obtidos no AdvantEdge. ....	60
Figura 4.15: Área de aplicação do jato – (a) MQL, (b) LN <sub>2</sub> . ....	64
Figura 4.16: Valores numéricos para a força de corte obtidos no AdvantEdge para cada uma das estratégias de lubrificação testadas.....	64
Figura 4.17: Valores numéricos para a força de avanço obtidos no AdvantEdge para cada uma das estratégias de lubrificação testadas.....	65
Figura 4.18: Valores numéricos da temperatura máxima na face de ataque da ferramenta de corte obtidos no AdvantEdge, para as diferentes condições do ambiente de corte testadas.....	67

# Lista de Tabelas

Tabela 2.1: Análise comparativa da sustentabilidade e desempenho de diferentes técnicas de lubrificação/refrigeração (Escala de 1-5: melhoria crescente) (Krolczyk et al., 2019) (Adaptado).....	12
Tabela 3.1: Estratégias MQL/MQCL em diferentes operações de maquinagem.....	33
Tabela 3.2: Estratégia HPC em diferentes operações de maquinagem. ....	34
Tabela 3.3: Estratégia de refrigeração criogénica em diferentes operações de maquinagem. ....	36
Tabela 3.4: Comparação entre a maquinagem a seco e as estratégias MQL, HPC e refrigeração criogénica. ....	39
Tabela 4.1: Parâmetros experimentais adotados por Chen et al. (2019) e parâmetros de entrada no AdvantEdge.....	43
Tabela 4.2: Valores experimentais obtidos por Chen et al. (2019) e valores numéricos obtidos no AdvantEdge para a força de corte e de avanço, em cada uma das condições do ambiente de corte testadas e respetivo erro relativo associado. ....	47
Tabela 4.3: Forma apresentada pela peça após 5 mm de comprimento de corte, para cada uma das condições do ambiente de corte estudadas, no caso dos raios de 5 e 50 $\mu\text{m}$ .....	52
Tabela 4.4: Parâmetros experimentais adotados por Stolf et al. (2019) e parâmetros de entrada no AdvantEdge.....	54
Tabela 4.5: Valores experimentais obtidos por Stolf et al. (2019) e valores numéricos obtidos no AdvantEdge para a força de corte, no caso das estratégias de lubrificação abundante e de refrigerantes de alta pressão e respetivo erro relativo associado (Lubrificação Abundante/ HPC 1 – $V_c = 150$ m/min; HPC 2 – $V_c = 250$ m/min).....	58
Tabela 4.6: Valores experimentais obtidos por Stolf et al. (2019) e valores numéricos obtidos no AdvantEdge para as temperaturas máximas obtidas na ferramenta de corte no caso das estratégias de lubrificação abundante e de refrigerantes de alta pressão e respetivo erro relativo associado (Lubrificação Abundante/ HPC 1 – $V_c = 150$ m/min; HPC 2 – $V_c = 250$ m/min). ....	60

Tabela 4.7: Forma apresentada pela apara após 5 mm de comprimento de corte, para as estratégias de lubrificação abundante e de refrigerantes de alta pressão (Lubrificação Abundante/ HPC 1 – $V_c = 150$ m/min, HPC 2 – $V_c = 250$ m/min). .....	62
Tabela 4.8: Parâmetros adotados nas simulações numéricas efetuadas no AdvantEdge. ...	63
Tabela 4.9: Forma apresentada pela apara após 5 mm de comprimento de corte, para cada uma das condições do ambiente de corte estudadas. ....	68
Tabela 4.10: Perfis de tensão residual nas direções de corte e de avanço, para cada uma das condições do ambiente de corte estudadas. ....	70

# Notação e Nomenclatura

$a_p$	–	Profundidade de corte axial (mm)
$a_e$	–	Profundidade de corte radial (mm)
$A$	–	Tensão de cedência (MPa)
$A_j$	–	Ângulo de inclinação do jato (°)
$B$	–	Fator pré-exponencial (MPa)
$C$	–	Sensibilidade à taxa de deformação
$c_p$	–	Capacidade calorífica específica (J/kg·K)
$d$	–	Distância de aplicação do fluido (mm)
$d_n$	–	Diâmetro do bocal (mm)
$doc$	–	Largura de corte no AdvantEdge (mm)
$e$	–	Espessura da apra não deformada (mm)
$e'$	–	Espessura de corte (mm)
$E$	–	Módulo de elasticidade (GPa)
$E_r$	–	Erro relativo (%)
$f$	–	<i>Feed</i> (Avanço) (mm/rot)
$f_i$	–	Frequência das injeções de óleo (Hz)
$F_a$	–	Força de avanço (N)
$F_c$	–	Força de corte (N)
$F_n$	–	Força normal exercida entre as superfícies (N)
$F_t$	–	Força tangencial na face de ataque (N)
$h$	–	Altura da peça (mm)
$h_c$	–	Coefficiente de transferência de calor (W/m <sup>2</sup> ·K)
$k$	–	Condutividade térmica (W/m·K)
$L$	–	Comprimento da peça no AdvantEdge (mm)
$L_c$	–	Comprimento de corte (mm)
$loc$	–	Comprimento de corte no AdvantEdge (mm)
$m$	–	Coefficiente de amaciamento térmico
$n$	–	Coefficiente de endurecimento
$P$	–	Pressão (bar)
$Pr$	–	Número de Prandtl
$Q$	–	Caudal de óleo (mL/h)

$r_\epsilon$	–	Raio de ponta da ferramenta (mm)
$r_n$	–	Raio de gume da ferramenta ( $\mu\text{m}$ )
$R$	–	Raio do jato no AdvantEdge (mm)
$Ra$	–	Rugosidade média aritmética ( $\mu\text{m}$ )
$Re$	–	Número de Reynolds
$T$	–	Temperatura do material ( $^\circ\text{C}$ )
$T_c$	–	Temperatura de quebra linear ( $^\circ\text{C}$ )
$T_i$	–	Temperatura inicial ( $^\circ\text{C}$ )
$T_f$	–	Temperatura do fluido ( $^\circ\text{C}$ )
$T_m$	–	Temperatura de fusão ( $^\circ\text{C}$ )
$T_0$	–	Temperatura ambiente ( $^\circ\text{C}$ )
$VB$	–	Desgaste da face de saída (mm)
$V_c$	–	Velocidade de corte (m/min)
$V_i$	–	Volume das injeções de óleo (cc)
$V_j$	–	Velocidade do jato (m/s)
$w$	–	Largura da peça no AdvantEdge (mm)
$\alpha$	–	Fase alotrópica de estrutura cristalina hexagonal compacta
$\alpha_o$	–	Ângulo de saída ( $^\circ$ )
$\beta$	–	Fase alotrópica de estrutura cristalina cúbica de corpo centrado
$\gamma_o$	–	Ângulo de ataque ( $^\circ$ )
$\epsilon$	–	Deformação plástica equivalente
$\epsilon_0$	–	Deformação plástica de referência
$\dot{\epsilon}$	–	Taxa de deformação plástica ( $\text{s}^{-1}$ )
$\dot{\epsilon}_0$	–	Taxa de deformação de referência ( $\text{s}^{-1}$ )
$\mu$	–	Coefficiente de atrito na face de ataque
$\rho$	–	Densidade do fluido ( $\text{kg/m}^3$ )
$\sigma$	–	Tensão de cedência (MPa)
$\sigma_{eq}$	–	Tensão equivalente de von Mises (MPa)
$\sigma_{//}$	–	Tensão residual na direção paralela ao corte (MPa)
$\sigma_{\perp}$	–	Tensão residual na direção perpendicular ao corte (MPa)

# Siglas e Acrónimos

ALE	–	<i>Arbitrary Lagrangian-Eulerian</i>
BUE	–	<i>Built Up Edge</i>
CBN	–	<i>Cubic Boron Nitride</i>
CCC	–	Estrutura Cristalina Cúbica de Corpo Centrado
CFRP	–	<i>Carbon Fiber Reinforced Polymer</i>
CNC	–	<i>Computer Numeric Control</i>
CVD	–	<i>Chemical Vapor Deposition</i>
ELI	–	<i>Extra Low Interstitial</i>
FE	–	<i>Finite Element</i>
FEM	–	<i>Finite Element Method</i>
HC	–	Estrutura Cristalina Hexagonal Compacta
HPC	–	<i>High Pressure Coolant</i>
ISO	–	<i>International Organization for Standardization</i>
MLQ	–	<i>Minimum Quantity Lubrication</i>
MQCL	–	<i>Minimum Quantity Cooled Lubrication</i>
MRR	–	<i>Material Removal Rate</i>
PCD	–	<i>Polycrystalline Diamond</i>
PL	–	<i>Power Law</i>
RAM	–	<i>Random Access Memory</i>
SEM	–	<i>Scanning Electron Microscopy</i>





# 1 Introdução

## 1.1 Enquadramento

O aumento da consciencialização pela preservação ambiental tem levado governos e organizações a estabelecerem metas para o desenvolvimento sustentável, obrigando a repensar os métodos tradicionais de fabrico. Estas restrições têm conduzido a uma mudança de paradigma na indústria, substituindo os óleos de corte minerais, cuja utilização atingiu as 13.726 milhões de toneladas a nível global em 2016, por alternativas mais sustentáveis, como óleos vegetais biodegradáveis (Jamil et al., 2021).

No contexto da maquinagem sustentável, o objetivo é reduzir a utilização de fluidos de corte ao mínimo. Desta forma, a indústria necessita de soluções alternativas, para atingir as metas de sustentabilidade impostas pelos governos, no que diz respeito ao consumo e eliminação de lubrificantes de origem mineral, com vista ao desenvolvimento sustentável, sem contudo pôr em causa a produtividade (Sen et al., 2020).

As ligas de titânio, como a liga Ti6Al4V, encontram muita aplicação nas indústrias aeroespacial e biomédica, devido à sua combinação de propriedades única, como a elevada resistência mecânica e tenacidade, baixa densidade, resistência à corrosão e biocompatibilidade. Porém, a sua capacidade para manter estas propriedades a altas temperaturas, aliada à baixa condutividade térmica, dificulta em muito a sua maquinabilidade (Krolczyk et al., 2019).

Na maquinagem das ligas de titânio recorre-se normalmente a grandes quantidades de lubrificantes, que podem atingir os 100 L/min, por forma a remover o calor gerado da zona de corte (Pervaiz et al., 2018). A maquinagem a seco, a técnica de *Minimum Quantity Lubrication* (MQL), a utilização de um *High Pressure Coolant* (HPC) e a refrigeração criogénica, recorrendo a azoto líquido (LN<sub>2</sub>), ou dióxido de carbono (CO<sub>2</sub>) têm surgido como alternativas mais sustentáveis à lubrificação abundante. Contudo, tem havido alguma resistência na sua aceitação por parte da indústria (Banerjee e Sharma, 2016).

A baixa condutividade térmica da liga Ti6Al4V leva a altas temperaturas geradas no corte. Por essa razão, a maquinagem destas ligas induz tensões residuais relativamente altas nas camadas superficiais da peça. As tensões residuais induzidas pelo processo de maquinagem, podem conduzir à rápida falha por fadiga, fluência ou corrosão sob tensão do componente. Estas tensões tornam-se ainda mais relevantes no caso de componentes estruturais críticos, em particular quando se pretendem elevados níveis de fiabilidade. Assim, a sua compreensão e controlo no processo de maquinagem é um pré-requisito para melhorar o desempenho do componente e reduzir o risco de falha (Outeiro et al., 2006).

A simulação numérica por elementos finitos, apresenta-se como uma metodologia vantajosa na compreensão das operações de maquinagem e do comportamento do material em deformação, reduzindo o número de testes experimentais necessários para determinar os parâmetros mais adequados ao corte. Neste contexto, o desenvolvimento de simulações numéricas que permitam avaliar a influência de estratégias de lubrificação sustentável, nas tensões residuais na peça em materiais de difícil maquinabilidade, como a liga Ti6Al4V é altamente relevante, pois para além do aumento de produtividade e da qualidade final da peça, contribui ainda para a redução do impacto ambiental.

## 1.2 Objetivos

Tendo por base as considerações efetuadas na secção anterior, o objetivo passa pelo desenvolvimento de um conjunto de simulações numéricas por elementos finitos, onde se avalie a influência de diferentes condições do ambiente de corte, em particular, seco, abundante, quantidade mínima de lubrificação, refrigerantes de alta pressão e refrigeração criogénica. Dessa forma, pretende-se perceber qual destas estratégias de lubrificação sustentáveis, se mostra mais benéfica para a redução das tensões residuais da peça maquinada, na liga de titânio Ti6Al4V. Para isto, será utilizado um *software* de simulação numérica, o AdvantEdge 7.5. A validação dos modelos numéricos será feita numa fase posterior, por comparação com valores experimentais, retirados da literatura. Posto isto, os principais objetivos deste trabalho são:

- i) A parametrização de metodologias de modelação de fluido de corte no AdvantEdge que permitam a simulação numérica de várias estratégias de lubrificação sustentáveis;
- ii) A validação de resultados numéricos do corte ortogonal da liga de titânio Ti6Al4V, com base em resultados de natureza experimental, retirados da literatura;
- iii) A determinação da influência de diferentes estratégias de lubrificação alternativas na força de corte e avanço, na temperatura máxima da ferramenta e na forma da apara, na maquinagem da liga de titânio Ti6Al4V;
- iv) A determinação da influência de diferentes estratégias de lubrificação alternativas nas tensões residuais da peça na liga de titânio Ti6Al4V.

## 1.3 Guia de Leitura

A presente dissertação encontra-se dividida em cinco capítulos.

**Capítulo 1** – É feita uma breve introdução do trabalho, destacando os aspetos que motivaram a sua realização. Apresentam-se os seus objetivos, justificando-os relativamente aos avanços na maquinagem da liga de titânio Ti6Al4V, recorrendo a estratégias de lubrificação e refrigeração alternativas e da sua influência em atributos

de integridade superficial, como as tensões residuais na peça. É feita também uma breve descrição da sua organização e estrutura. Justificam-se ainda as vantagens da utilização do método dos elementos finitos, como ferramenta complementar no estudo das operações de maquinagem.

**Capítulo 2** – É averiguado o estado-da-arte da maquinagem das ligas de titânio com diferentes estratégias de lubrificação e refrigeração, com o intuito de melhorar a sua sustentabilidade e os atributos de integridade superficial, como as tensões residuais na peça. Apresenta-se a liga de titânio Ti6Al4V e algumas das suas aplicações em componentes obtidos por maquinagem.

**Capítulo 3** – Apresentam-se as generalidades da simulação numérica da maquinagem da liga Ti6Al4V por elementos finitos. Justifica-se a escolha do AdvantEdge, como *software* eleito para efetuar as simulações. Apresentam-se também as diferentes metodologias para modelação de lubrificação no AdvantEdge e as suas particularidades. É feito ainda um levantamento de estudos da literatura, onde se tenha modelado lubrificação em simulação numérica, prestando especial atenção às que tenham sido implementadas em AdvantEdge.

**Capítulo 4** – Apresentam-se os resultados numéricos obtidos e procede-se, sempre que possível, à sua validação por comparação com resultados experimentais, retirados da literatura. Aqui são apresentadas as previsões da simulação numérica para as várias estratégias de lubrificação, com o objetivo de aumentar a sustentabilidade na maquinagem e de avaliar a sua influência nas tensões residuais na peça na liga Ti6Al4V.

**Capítulo 5** – Descrevem-se as principais conclusões retiradas deste trabalho e apresentam-se algumas perspectivas para o seu desenvolvimento futuro.



# 2 Maquinagem Sustentável da Liga Ti6Al4V – Revisão do Estado da Arte

## 2.1 Introdução

A importância da preservação ambiental tem levado a um aumento das restrições por parte dos governos e à introdução de *standards* como a ISO-14000, no sentido de diminuir a poluição gerada pelos processos de fabrico (Jamil et al., 2021). Os fluidos de corte de origem mineral, para além de serem nocivos para o ambiente, acarretam riscos para a saúde do operador. Adicionalmente, existem despesas associadas à manutenção, preservação e tratamento de resíduos, que encarecem substancialmente a sua utilização, superando até o seu preço inicial, o que faz aumentar o custo de produção (Niketh e Samuel, 2017). O objetivo é a eliminação ou, pelo menos, a redução da utilização de fluidos de corte na maquinagem. Existe assim uma necessidade de desenvolver estratégias de lubrificação sustentáveis, por forma a fazer uma utilização mais consciente dos recursos envolvidos na maquinagem, como as matérias-primas, as ferramentas ou os próprios fluidos de corte, o que contribuirá para a redução do desperdício (Goindi e Sarkar, 2017).

Em materiais de difícil maquinabilidade, como a liga de titânio Ti6Al4V, grandes quantidades de lubrificantes são consumidas por hora, por forma a reduzir as elevadas temperaturas geradas no corte, o que origina uma grande quantidade de resíduos e poluição (Yip e To, 2017). A procura por componentes obtidos por maquinagem da liga Ti6Al4V está a crescer, impulsionada sobretudo pela indústria aeroespacial (Revuru et al., 2017). A qualidade final da peça pode ser medida por atributos de integridade superficial, como as tensões residuais, a rugosidade média ou a dureza da superfície obtida (Outeiro et al., 2008). Tudo isto faz aumentar a necessidade de desenvolver estratégias de lubrificação mais ecológicas por forma a aumentar a sustentabilidade da maquinagem e a melhorar a integridade superficial da peça na liga Ti6Al4V.

## 2.2 Estratégias de Lubrificação e Arrefecimento

Numa tentativa de reduzir a utilização de fluidos de corte e de aumentar a sustentabilidade da maquinagem, têm sido propostas estratégias de lubrificação alternativas à lubrificação

abundante. A maquinagem a seco, a utilização de quantidade mínima de lubrificação, do inglês *Minimum Quantity Lubrication* (MQL), os refrigerantes de alta pressão, do inglês, *High Pressure Coolant* (HPC) e a refrigeração criogénica, que recorre normalmente a azoto líquido (LN<sub>2</sub>) como fluido refrigerante têm sido as alternativas mais sugeridas. As estratégias MQL, HPC e refrigeração criogénica podem recorrer a sistemas externos, sendo o lubrificante aplicado junto à zona de corte, por um sistema independente, ou a sistemas internos, que o aplicam diretamente da ferramenta de corte, exigindo, contudo, uma árvore especial e um sistema dedicado (Figura 2.1).

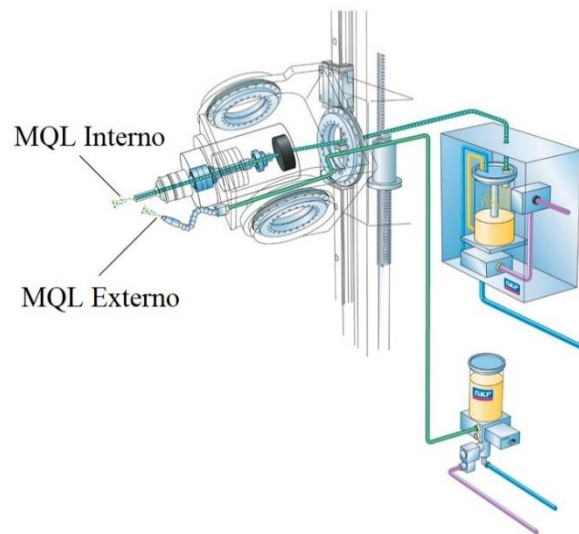


Figura 2.1: Ilustração de um sistema MQL interno e externo (SKF, 2017) (Adaptado).

### 2.2.1 Maquinagem a seco

A maquinagem a seco é o objetivo no caminho para a sustentabilidade da maquinagem. Como o nome indica, neste tipo de maquinagem, não é utilizado qualquer tipo de fluido de corte. Por essa razão, não existem os problemas de toxicidade associados à sua utilização. É ainda possível conseguir uma redução de custos recorrendo à maquinagem a seco, pois para além de não ser necessário adquirir o lubrificante, não existem custos associados de descontaminação da peça, nem de reutilização, reciclagem e eliminação de resíduos, resultantes da sua utilização (Krolczyk et al., 2019). Contudo, a maquinagem a seco nem sempre é possível, ou a mais adequada, em especial em materiais de difícil maquinabilidade, como a liga Ti6Al4V, onde as altas temperaturas geradas no corte, conduzem ao desgaste prematuro da ferramenta e limitam consideravelmente as taxas de remoção de material (MRR) (Stolf et al., 2019).

### 2.2.2 Quantidade Mínima de Lubrificação

A estratégia de lubrificação *Minimum Quantity Lubrication* (MQL) utiliza uma pequena quantidade de lubrificante, na forma de um aerossol (mistura de ar pressurizado e óleo),

aplicado diretamente na zona de corte (Krolczyk et al., 2019). Um exemplo de um sistema MQL externo é apresentado na Figura 2.2.



Figura 2.2: Sistema MQL externo Unist, utilizado numa operação de fresagem (Richter, 2015).

Enquanto na lubrificação abundante se recorrem a grandes quantidades de fluido de corte, que podem atingir os 100 L/min, na estratégia MQL é utilizada a quantidade estritamente necessária para o processo, entre 5-600 mL/h (Banerjee e Sharma, 2016). As pequenas gotículas de óleo formam um filme tribológico na interface ferramenta-apara, reduzindo o atrito (Jamil et al., 2020a). Nesta estratégia, a transferência de calor é predominantemente evaporativa, o que lhe confere um grande potencial relativamente à lubrificação abundante (Sharma et al., 2009). Recorrendo à estratégia MQL é também possível conseguir uma menor temperatura na zona de corte, tornando-a mais eficaz que a maquinagem a seco (Banerjee e Sharma, 2016).

Tradicionalmente, os sistemas MQL recorrem a fluidos de corte insolúveis em água, como óleos minerais. Contudo, bons resultados têm sido obtidos com soluções mais ecológicas, como óleos vegetais biodegradáveis. Os óleos vegetais contêm ácidos gordos na sua composição, o que pode contribuir positivamente na redução do coeficiente de atrito na interface ferramenta-apara, comparativamente aos óleos minerais (Krolczyk et al., 2019). Contudo, os óleos minerais estão normalmente disponíveis a um baixo preço, dificultando a sua aceitação por parte da indústria (Lawal et al., 2012).

Jamil et al. (2020b) alcançaram bons resultados para a rugosidade superficial, para a força de corte e para o consumo de energia, ao maquinar a liga Ti6Al4V utilizando óleos vegetais biodegradáveis reforçados com nanopartículas, através de um sistema MQL. Gupta et al. (2016) avaliaram a influência de três tipos de fluidos de corte, em função da velocidade de corte, do avanço e do ângulo de aproximação, na força de corte, na temperatura de corte, no desgaste da ferramenta e na rugosidade superficial, no torneamento de uma liga de titânio utilizando a estratégia MQL com nanofluidos, tendo obtido os melhores resultados com o nanofluido reforçado com grafite. Esta estratégia



surge assim como uma alternativa viável para cumprir as metas de sustentabilidade impostas pelos governos, em especial, quando empregue com óleos vegetais biodegradáveis. Para além disso, tem-se mostrado benéfica para a qualidade superficial da peça (Jamil et al., 2021).

### 2.2.3 Quantidade Mínima de Lubrificação Refrigerada

A técnica MQL é a mais difundida, mas a capacidade de arrefecimento limitada do ar torna-se uma desvantagem em materiais de difícil maquinabilidade, que geram elevadas temperaturas no corte, como é o caso das ligas de titânio. Por forma a dar resposta a este problema, surgiu a técnica MQCL, na qual a função refrigeração assume igual importância à função lubrificante. Esta técnica, recorre a um jato de ar frio e óleo, a temperaturas abaixo da temperatura ambiente. O jato de ar frio cumpre a função de refrigeração (Chetan et al., 2016). Assim é possível reduzir o atrito mas também aumentar o coeficiente de transferência de calor, comparativamente à técnica MQL (Jamil et al., 2020a).

### 2.2.4 Refrigerantes de Alta Pressão

Os refrigerantes de alta pressão são colocados a alta pressão, que pode variar entre os 5.5 e os 35 MPa (55 e 350 bar) e depois são feitos passar por bocais de diâmetro reduzido, o que faz com que se forme um jato de alta velocidade, que pode ir desde os 350 aos 500 km/h (Debnath et al., 2014). D'Addona e Raykar (2019) por sua vez afirmaram que a gama de pressões utilizadas pode variar entre os 11 e os 130 MPa (110 a 1300 bar), recorrendo a bocais de pequeno diâmetro, entre 0.25 e 1 mm. Um exemplo de um porta-ferramentas com canais internos de refrigeração e respetivos bocais para saída do fluido refrigerante é apresentado na Figura 2.3.

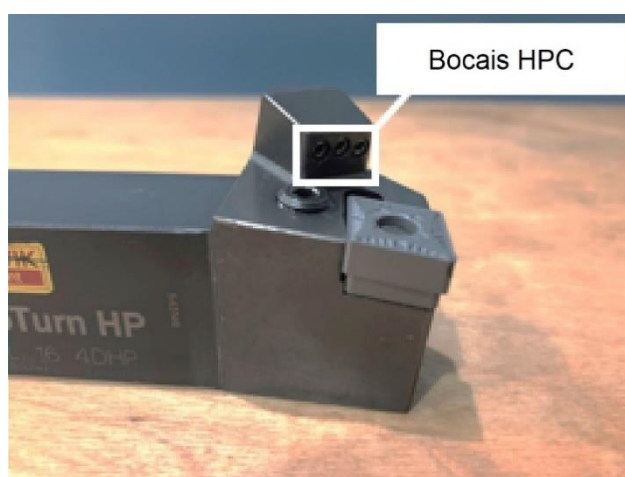


Figura 2.3: Ferramenta e porta-ferramentas com refrigeração interna e bocais HPC (Stolf et al., 2019) (Adaptado).

Esta tecnologia pretende dar resposta às limitações de penetração do fluido na zona de corte, apontadas à lubrificação abundante e à estratégia MQL (Ezugwu et al., 2007). A aplicação de HPC prolonga a vida da ferramenta e melhora a qualidade superficial da superfície maquinada (Palanisamy et al., 2009). Esta estratégia está normalmente associada à redução do comprimento de contacto entre a apara e a ferramenta, diminuindo o coeficiente de atrito e, conseqüentemente, a temperatura na zona de corte (D'Addona e Raykar, 2019). A Figura 2.4 ilustra este fenómeno, sendo possível compreender alguns dos benefícios da aplicação de HPC na face de ataque da ferramenta.

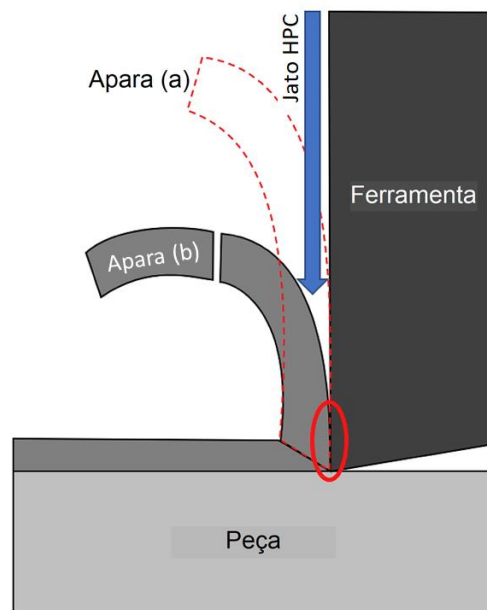


Figura 2.4: Representação gráfica evidenciando as alterações na formação da apara e no comprimento de contacto entre – (a) lubrificação abundante/seco (b) HPC (Stolf et al., 2019) (Adaptado).

Palanisamy et al. (2009) utilizaram refrigerantes de alta pressão, no torneamento da liga Ti6Al4V e verificaram que a sua aplicação diretamente entre a ferramenta e a apara, na zona de deformação secundária, melhorou o processo de quebra da apara, resultando em aparas mais curtas e contribuindo para a sua evacuação da zona de corte (Figura 2.5). Para além disso, quase que triplicou a vida útil da ferramenta.

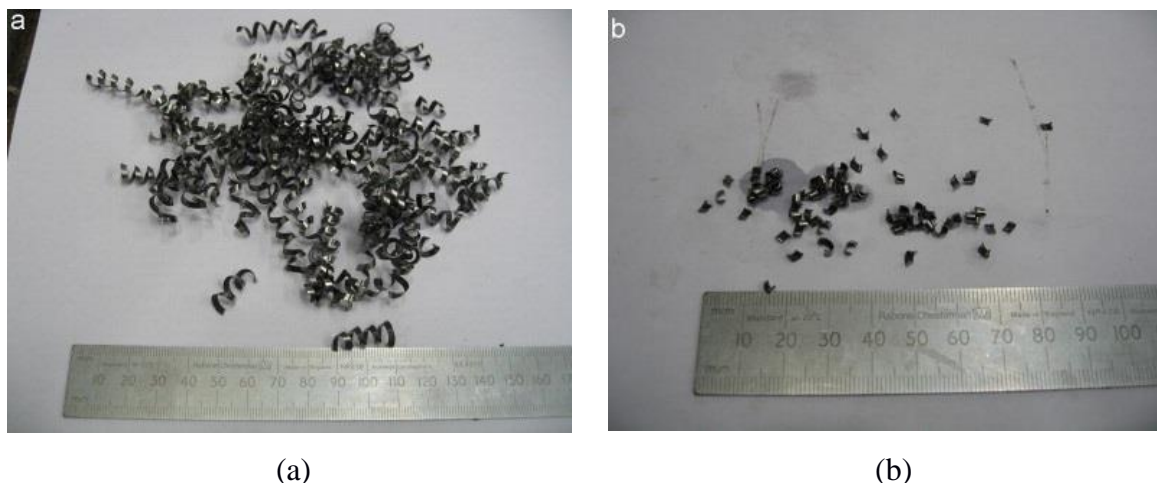


Figura 2.5: Apara obtida no torneamento da liga Ti6Al4V com (a) pressão *standard* do refrigerante (6 bar) e (b) alta pressão (90 bar) (Palanisamy et al., 2009).

O jato apresentou uma elevada capacidade de penetração na interface ferramenta-apara e de remoção da apara dessa zona, o que por sua vez aumentou a área de contacto disponível para ação do refrigerante e possibilitou um aumento do coeficiente de transferência de calor (Palanisamy et al., 2009).

A elevada velocidade do jato, exerce um maior impacto na apara, contribuindo para o seu enrolamento e quebrando-a em pequenos pedaços. A melhoria no processo de formação da apara e na sua evacuação da zona de corte, conduz a uma redução da força de corte, aumentando a eficiência da maquinagem e melhorando a estabilidade do processo (Słodki et al., 2019).

Mia et al. (2018) verificaram um aumento da dissipação de calor da zona de corte, pela natureza turbulenta do jato de óleo a alta pressão, no torneamento da liga Ti6Al4V. Khan et al. (2017) aplicaram HPC simultaneamente na face de ataque e de saída da ferramenta no torneamento da liga Ti6Al4V e verificaram uma redução da temperatura e da força de corte, relativamente à maquinagem a seco. Na simulação numérica desenvolvida por D'Addona e Raykar (2019) foi possível verificar que a temperatura foi consideravelmente influenciada com a aplicação de HPC, comprovando que o jato penetrou eficazmente na interface entre a ferramenta e o material da peça, oferecendo simultaneamente uma boa ação refrigerante e lubrificante.

Os HPC são uma alternativa capaz de oferecer um custo relativamente baixo, quando comparados com outras estratégias alternativas (Klocke et al., 2014). Adicionalmente, têm a capacidade de melhorar a integridade superficial na maquinagem de ligas de titânio (Liu e Liu, 2018).

### 2.2.5 Refrigeração Criogénica

A refrigeração criogénica recorre a refrigerantes a temperaturas negativas (escala de temperatura em graus Celcius), como o azoto líquido (LN<sub>2</sub>) ou o dióxido de carbono

(CO<sub>2</sub>), com o intuito de remover o calor da zona de corte. No caso do azoto líquido (LN<sub>2</sub>), o seu ponto de ebulição é de cerca de -196 °C (Figura 2.6).



Figura 2.6: Refrigeração criogénica utilizando LN<sub>2</sub> (Brooks, 2015).

Ao ser direccionado num jato para a zona de corte, o LN<sub>2</sub> permite uma grande redução das temperaturas, reduzindo ainda a afinidade química entre os materiais da peça e da ferramenta. Para além disso, não deixa resíduos, sendo também inócuo para o operador (Gupta et al., 2020). Deve-se contudo garantir que não ocorre contacto direto do operador com o fluido a temperaturas negativas, quando este é aplicado, por risco para a sua saúde (Krolczyk et al., 2019). Por tudo isto, a refrigeração criogénica tem sido alvo de muita publicação científica por parte dos investigadores, em especial pelo potencial que apresenta para materiais de difícil maquinabilidade, como a liga de titânio Ti6Al4V (Gupta et al., 2021, 2020).

Hong et al. (2001), investigadores pioneiros na utilização de LN<sub>2</sub> como refrigerante, verificaram um aumento na força de corte utilizando refrigeração criogénica na maquinagem da liga Ti6Al4V, devido ao endurecimento da peça, resultado da aplicação direta de LN<sub>2</sub>. Em contrapartida, a reduzida temperatura do material permitiu reduzir o atrito na face de ataque, relativamente à maquinagem a seco. Estes investigadores obtiveram os melhores resultados com a aplicação simultânea de LN<sub>2</sub> na face de ataque e de saída da ferramenta. Shokrani et al. (2012) também verificaram um aumento da resistência e da dureza do material da peça utilizando LN<sub>2</sub>, que fez aumentar a força de corte.

Raza et al. (2014) constataram que em condições de refrigeração criogénica, a resistência e dureza do material aumentam, enquanto a tenacidade e a ductilidade diminuem. Kaynak et al. (2018) verificaram que o LN<sub>2</sub> é mais eficaz a reduzir a temperatura de corte, quando comparado com as estratégias MQL e HPC, e que esta redução é mais significativa para altas velocidades de corte. Rotella et al. (2014) estudaram a influência da refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub> na maquinagem da liga Ti6Al4V e observaram melhorias na rugosidade superficial da peça maquinada, comparativamente à

estratégia de lubrificação MQL e à maquinagem a seco. Por outro lado, dadas as baixas temperaturas a que o refrigerante é aplicado, a peça maquinada contrai, impondo dificuldades ao controlo dimensional (Stolf et al., 2019).

A implementação industrial desta técnica está ainda dificultada pelo elevado volume de azoto líquido consumido durante o processo, que faz aumentar os custos operacionais e pelo elevado investimento inicial (Stolf et al., 2019). Porém, vários estudos já demonstraram a sua viabilidade. Pušavec e Kopač (2011) avaliaram o custo total de produção de uma peça num material de difícil maquinabilidade e constataram que mesmo com um custo inicial alto, como não existem custos associados com a gestão de resíduos e dada a maior eficiência, esta estratégia permite reduzir o custo total de produção em até 30%, quando comparada com a lubrificação abundante. Agrawal et al. (2021) também mostraram ser possível reduzir o custo de maquinagem e um menor consumo de energia, utilizando refrigeração criogénica, comparativamente à lubrificação abundante.

Khan et al. (2017) avaliaram a aplicação simultânea de jatos de LN<sub>2</sub> na face de ataque e de saída da ferramenta na maquinagem da liga Ti6Al4V e chegaram ao valor de 78 m/min como a velocidade de corte mais vantajosa, sugerindo, contudo, 110 m/min, se o objetivo for aumentar a produtividade.

Pusavec et al. (2014) compararam a maquinagem a seco, MQL e criogénica em materiais de difícil maquinabilidade e verificaram que a maquinagem criogénica teve o maior impacto na sustentabilidade, na força de corte, na vida da ferramenta, na qualidade superficial e na energia consumida. Krolczyk et al. (2019) fizeram uma análise comparativa das várias técnicas de lubrificação sustentáveis, com base em vários estudos que avaliam o seu desempenho, que pode ser consultada na Tabela 2.1.

Tabela 2.1: Análise comparativa da sustentabilidade e desempenho de diferentes técnicas de lubrificação/refrigeração (Escala de 1-5: melhoria crescente) (Krolczyk et al., 2019) (Adaptado).

<b>Parâmetros</b>	<b>Seco</b>	<b>MQL/MQCL</b>	<b>Refrigeração Criogénica</b>	<b>HPC</b>
<b>Custo Inicial</b>	5	3	2	1
<b>Custo Total</b>	3	5	4	3
<b>Acabamento</b>	1	4	5	5
<b>Energia</b>	4	3	5	2
<b>Sustentabilidade</b>	3	4	5	3
<b>Limpeza</b>	5	4	5	2
<b>Consumo</b>	5	4	3	2

## 2.3 Liga de Titânio Ti6Al4V

Existe um vasto conjunto de ligas de titânio disponíveis no mercado. De todas elas, a liga Ti6Al4V é a mais utilizada, representando cerca de 50% de toda a produção (Rahman Rashid et al., 2011). A liga de titânio de grau 5, Ti-64, ou Ti6Al4V, como também é conhecida, apresenta uma microestrutura composta por duas fases: a fase  $\alpha$ , que apresenta uma estrutura cristalina hexagonal compacta (HC) e a fase  $\beta$ , que apresenta uma estrutura cúbica de corpo centrado (CCC). A liga Ti6Al4V é assim classificada como sendo uma liga da fase  $\alpha$ - $\beta$ .

### 2.3.1 Aplicações

As ligas de titânio, pela sua combinação de propriedades única, suscitaram inicialmente o interesse da indústria aeroespacial, e mais tarde, da indústria biomédica. Estas ligas são sinónimo de durabilidade e fiabilidade, o que se traduz em menos manutenção e viabilidade económica para aplicações de alto valor acrescentado (Raza et al., 2014). A liga Ti6Al4V, em especial, tem sido desde o início a grande precursora da indústria do titânio. Esta liga encontra-se hoje nas mais diversas indústrias e aplicações:

#### a) Indústria aeroespacial

A indústria aeroespacial foi a primeira a empregar ligas de titânio. A elevada resistência mecânica a altas temperaturas e a mudanças drásticas da mesma, baixa densidade, resistência à corrosão e compatibilidade com materiais compósitos, mostraram-se vantajosas, quando comparadas com outros materiais. Em particular, a liga Ti6Al4V, tem sido utilizada em fuselagens, trens de aterragem, asas e caudas de avião e também nas pás das turbinas a gás que os propulsionam. Atualmente, a utilização das ligas de titânio é ainda maior, em parte, pela compatibilidade com compósitos de fibra de carbono (CFRP), que representam a maior parcela dos materiais empregues nos aviões mais recentes (Boyer et al., 2007). O avião comercial Boeing 787 Dreamliner e o seu rival Airbus A350, dois dos mais modernos e eficientes, são um bom exemplo da sua aplicação (Shokrani e Newman, 2019) (Figura 2.7).



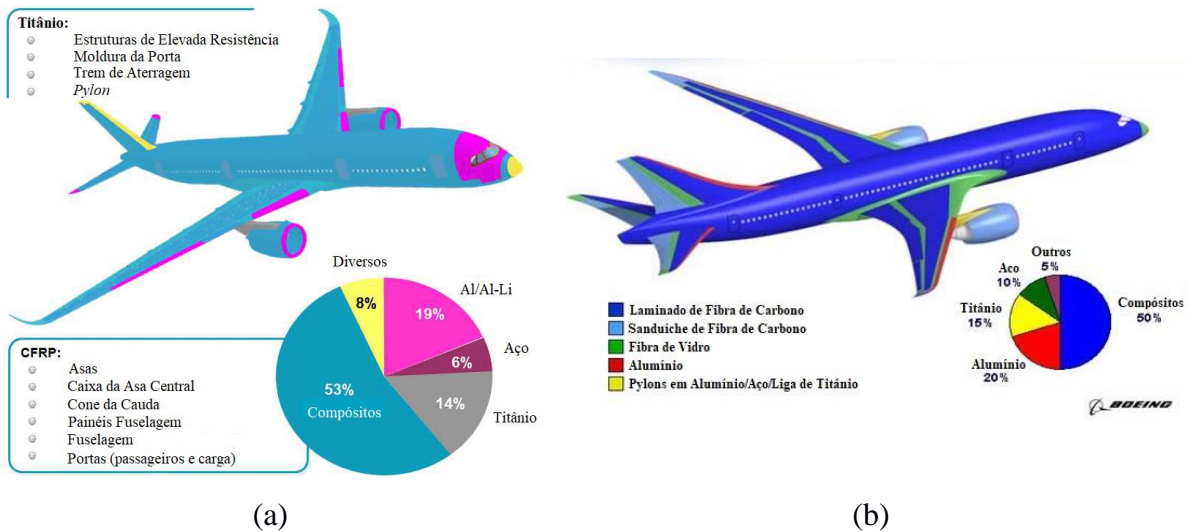


Figura 2.7: Distribuição de materiais nos aviões – (a) Airbus A350 XWB (Bachmann et al., 2017) (Adaptado) e (b) Boeing 787 Dreamliner (Naghypour, 2011) (Adaptado).

#### b) Indústria automóvel e automobilismo

A indústria automóvel recorre a estas ligas sobretudo para componentes de automobilismo. Os parafusos são os produtos mais comuns, sendo estas ligas também empregues em bielas, cambotas, pinças de travão e outros componentes de elevado desempenho.

#### c) Indústria biomédica

A liga de titânio Ti6Al4V tem sido vastamente empregue na indústria biomédica, no fabrico de implantes e próteses. A sua excelente biocompatibilidade, resistência mecânica e baixa densidade, aliadas a um baixo módulo de Young, tornam-nas mais similares ao osso cortical do que os aços inoxidáveis.

## 2.4 Maquinabilidade

As propriedades únicas oferecidas pelas ligas de titânio, conferem-lhes um grande potencial para a indústria. Porém, a sua maquinabilidade é considerada difícil, o que as torna uma opção dispendiosa. A difícil maquinabilidade destas ligas é consequência da sua baixa condutividade térmica (cerca de  $6.7 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ ), que limita a dissipação de calor da zona do corte, da sua alta reatividade química e do seu baixo módulo de elasticidade (cerca de  $110 \text{ GPa}$ ), aliado a uma elevada tensão de cedência (por volta de  $1000 \text{ MPa}$ ) (Khattabi et al., 2013). As altas temperaturas geradas no corte, conduzem ao desgaste prematuro da ferramenta e a problemas de integridade superficial, limitando o processo a baixas taxas de remoção de material (Niknam et al., 2014). Para além disso, a sua maquinagem é

caracterizada pela apra do tipo serrilhada, bem como pela formação de apra aderente (BUE).

#### 2.4.1 Mecanismo de Formação da Apra

A apra, na maquinagem da liga de titânio Ti6Al4V é para quase toda a gama de velocidades e avanços, do tipo serrilhada. As razões para a formação de apra do tipo serrilhada são:

- 1) A propagação de fendas a partir da superfície externa da apra (Obikawa e Usui, 1996; Vyas e Shaw, 1999);
- 2) A formação de bandas de deformação adiabáticas, resultantes de uma deformação de corte localizada, devido à predominância do fenómeno de amaciamento térmico sobre o de encruamento (Barry et al., 2001).

Na Figura 2.8 é apresentada uma imagem obtida por microscopia eletrónica de varrimento (SEM) da apra serrilhada obtida no torneamento da liga Ti6Al4V, onde é possível visualizar a ocorrência destes dois mecanismos.

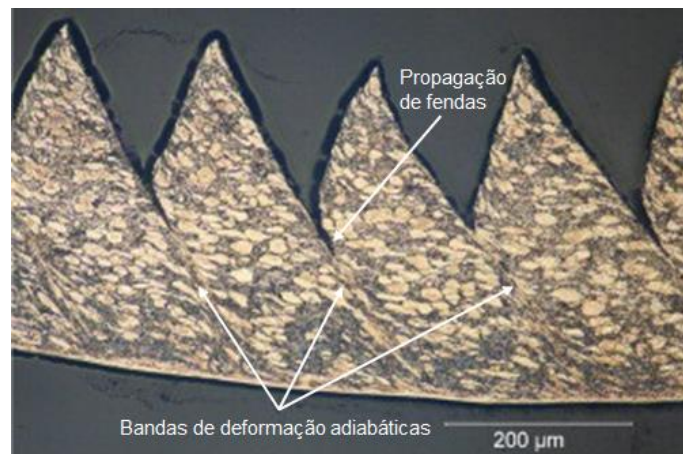


Figura 2.8: Mecanismo de formação da apra no corte da liga Ti6Al4V (Palanisamy et al., 2009) (Adaptado).

#### 2.4.2 Ferramentas

Na maquinagem das ligas de titânio, em geral é comum utilizarem-se ferramentas de carbonetos sinterizados, como o carboneto de tungsténio (WC) (Stolf et al., 2019). Uma das principais razões a comprometer a maquinagem destas ligas é a sua tendência para reagir com os materiais das ferramentas (Ezugwu et al., 2005).



### 2.4.3 Integridade Superficial

A integridade superficial nas ligas de titânio é largamente afetada no processo de corte. Parâmetros como a textura, rugosidade superficial, tensões residuais, dureza e inclusões são preocupações correntes nas peças obtidas por maquinagem (Jamil et al., 2020a). Geralmente, após a maquinagem das ligas de titânio, a qualidade superficial obtida é baixa. Por essa razão, as peças são normalmente sujeitas a processos de acabamento posteriores como os processos de *laser shock peening*, em pás para turbinas de motores a jato, ou de *ball burnishing*, em peças de revolução (Ulutan e Ozel, 2011).

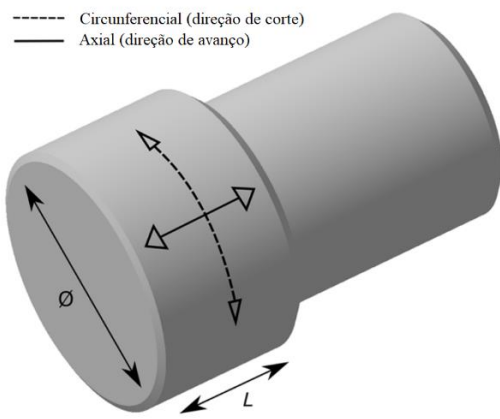
#### 2.4.3.1 Tensões Residuais

A fiabilidade de um componente mecânico, depende em grande parte do estado físico das suas camadas superficiais, onde se inclui a distribuição das tensões residuais, induzidas pelo processo de maquinagem (Outeiro et al., 2006). A distorção microscópica da estrutura cristalina de um material é denominada tensão residual (Jamil et al., 2020a). Esta pode ser avaliada com base nos picos obtidos pelo deslocamento de difração de raios X. As tensões residuais compressivas são mais desejáveis que as tensões residuais trativas, pois previnem a propagação de fendas na superfície do material maquinado, que podem conduzir à potencial falha por fadiga do componente (Hribersek et al., 2018). A distribuição de tensões residuais induzida pelo processo de maquinagem, também pode causar instabilidade dimensional (distorção) na peça, o que pode colocar vários problemas de montagem de componentes estruturais e afetar a integridade estrutural do conjunto (Outeiro et al., 2006).

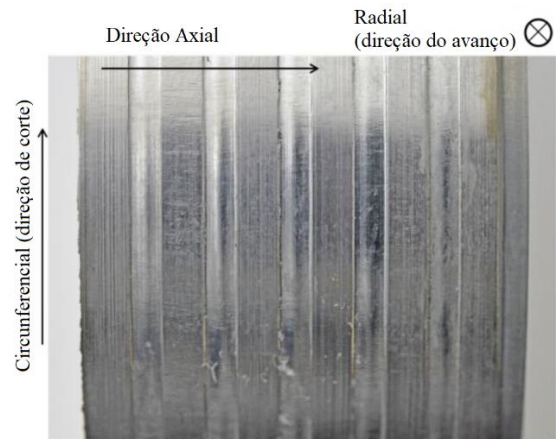
Hribersek et al. (2018), observaram que as tensões residuais são afetadas pela estratégia de refrigeração, mesmo que os parâmetros de corte se mantenham constantes. Jamil et al. (2020a), verificaram uma redução das tensões residuais à superfície, com o aumento da velocidade de corte, recorrendo às estratégias de lubrificação MQL e criogénica com neve carbónica (CO<sub>2</sub>). Comparativamente, uma redução muito inferior foi obtida com recurso à lubrificação abundante.

As tensões residuais são normalmente avaliadas num perfil de profundidade em duas direções: a direção da velocidade de corte, ou direção circunferencial ( $\sigma_{//}$ ) e a direção do movimento de avanço, ou direção axial ( $\sigma_{\perp}$ ) (Figura 2.9). As tensões residuais na direção circunferencial e axial são avaliadas utilizando a suposição de que, devido à profundidade de penetração ser limitada, a tensão residual na direção normal à superfície maquinada é zero (Pusavec et al., 2011).

Para medir experimentalmente a evolução da tensão residual com a profundidade, são removidas camadas sucessivas de material, através da técnica de eletropolimento, para evitar a reintrodução de tensões residuais (Outeiro et al., 2006). Como a acumulação de calor na maquinagem pode afetar as tensões residuais em função das posições axiais, as medições são normalmente efetuadas num comprimento de maquinagem fixo (Pusavec et al., 2011).



(a)



(b)

Figura 2.9: Direção de medição das tensões residuais em – (a) Torneamento exterior (Isakson et al., 2018) (Adaptado) e (b) Sangramento (Holmberg et al., 2018) (Adaptado).

## 3 Simulação Numérica por Elementos Finitos

### 3.1 Modelação Numérica da Maquinagem da Liga Ti6Al4V

A simulação numérica por elementos finitos é uma técnica com enorme potencial, na redução do número de ensaios experimentais necessários à caracterização da maquinagem de um dado material. Contudo, o seu sucesso depende em grande parte, da capacidade do utilizador para introduzir dados de entrada fiáveis e robustos no pré-processador do código de elementos finitos (Sekar e Kumar, 2011). As propriedades materiais são um dos dados mais importantes na simulação da maquinagem, e por isso torna-se determinante a capacidade dos modelos constitutivos em representar fielmente o material a ser maquinado.

Do conjunto de modelos constitutivos, capazes de modelar a deformação do material ao ser maquinado, o modelo de Johnson-Cook (Johnson e Cook, 1983) é porventura o mais adotado (Sekar e Kumar, 2011; Umbrello, 2008; Yaich et al., 2017). O modelo de Johnson-Cook (J-C) apresenta, contudo, algumas lacunas. Este modelo assume que a tensão de escoamento é função exclusiva da deformação plástica equivalente, da taxa de deformação plástica equivalente e da temperatura, e que os seus efeitos são independentes (Niesłony et al., 2014). A juntar à questão anterior, o conjunto de parâmetros introduzidos no modelo de J-C, pode influenciar grandemente a modelação das operações de maquinagem (Ducobu et al., 2017). Dos restantes modelos constitutivos existentes, destacam-se os modelos *Power Law* e *Power Law Damage*, capazes normalmente de apresentar bons resultados relativamente ao modelo de J-C (Zanger e Schulze, 2013).

As propriedades termofísicas do material a maquinar e da ferramenta, bem como as condições de atrito e os critérios de fratura, são também dados de entrada no código de elementos finitos (Sekar e Kumar, 2011).

#### 3.1.1 Modelos Constitutivos

##### 3.1.1.1 Modelo de Johnson-Cook (J-C)

O modelo de Johnson-Cook descreve a tensão de escoamento, em função da deformação plástica equivalente, da taxa de deformação plástica equivalente e dos efeitos da temperatura. Os três termos representam, respetivamente, os efeitos individuais do encruamento, da taxa de deformação e do amaciamento térmico, na tensão de escoamento do material sujeito a deformação plástica. O modelo de Johnson-Cook é assim definido por

$$\sigma_{eq} = [A + B\varepsilon^n] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right], \quad (3.1)$$

em que  $\sigma_{eq}$  é a tensão de escoamento,  $\varepsilon$  é a deformação plástica equivalente,  $\dot{\varepsilon}$  é a taxa de deformação plástica ( $s^{-1}$ ),  $\dot{\varepsilon}_0$  é a taxa de deformação plástica de referência ( $s^{-1}$ ),  $T$  é a temperatura do material ( $^{\circ}C$ ),  $T_m$  é a temperatura de fusão (cerca de  $1600^{\circ}C$  para a liga Ti6Al4V) e  $T_0$  é a temperatura ambiente (considera-se normalmente  $20^{\circ}C$ ). Os coeficientes são  $A$ , a tensão de cedência da liga Ti6Al4V (MPa);  $B$ , o fator pré-exponencial (MPa);  $C$ , a sensibilidade à taxa de deformação;  $n$  o coeficiente de encruamento e  $m$  o coeficiente de amaciamento térmico. A taxa de deformação,  $\dot{\varepsilon}$ , é normalizada em relação a uma taxa de deformação plástica de referência,  $\dot{\varepsilon}_0$ .

### 3.1.1.2 Modelo *Power Law*

O modelo *Power Law* (PL) é outro modelo constitutivo, que pode ser utilizado em alternativa ao modelo de J-C. Este modelo demonstra boa capacidade em representar o fenómeno físico da maquinagem, em especial, na sua versão com dano, *Power Law Damage*, a qual consegue prever o tipo serrilhado da apara. O modelo PL é definido por

$$\sigma_{eq} = g(\varepsilon) \times \Gamma(\dot{\varepsilon}) \times \theta(T), \quad (3.2)$$

em que  $g(\varepsilon)$  é o encruamento,  $\Gamma(\dot{\varepsilon})$  é a sensibilidade à deformação e  $\theta(T)$  é o amaciamento térmico, definidos respetivamente por

$$g(\varepsilon) = \sigma_0 \left[ 1 + \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right]^{\frac{1}{n}}, \quad (3.3)$$

$$\Gamma(\dot{\varepsilon}) = \left[ 1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right]^{\frac{1}{m}}, \quad (3.4)$$

$$\theta(T) = c_0 + c_1 T^1 + c_2 T^2 + c_3 T^3 + c_4 T^4 + c_5 T^5, \quad T < T_c, \quad (3.5)$$

$$\theta(T) = \theta(T_c) \left[ 1 - \frac{T - T_c}{T_m - T_c} \right], \quad T \geq T_c, \quad (3.6)$$

em que  $\sigma_{eq}$  é a tensão de escoamento,  $\sigma_0$  é a tensão inicial,  $\varepsilon$  é a deformação plástica equivalente,  $\varepsilon_0$  é a deformação plástica de referência,  $\dot{\varepsilon}$  é a taxa de deformação plástica,  $\dot{\varepsilon}_0$  é a taxa de deformação plástica de referência,  $T$  é a temperatura absoluta,  $T_c$  é a temperatura de corte linear e  $T_m$  é a temperatura de fusão, sendo os restantes, parâmetros empíricos (Third Wave Systems, 2019).

### 3.1.2 Critérios de Fratura

O modelo original de J-C não consegue capturar as bandas de deformação adiabáticas que se formam na apara, ao maquinar a liga de titânio Ti6Al4V, responsáveis pelo seu tipo serrilhado. Por essa razão, este modelo é normalmente implementado juntamente com um critério de dano. Os dois critérios de dano mais comuns são o modelo de dano de Johnson-Cook (Johnson e Cook, 1985) e o modelo de fratura de Cockroft e Latham (Cockroft e Latham, 1968).

### 3.1.3 Modelos de Atrito

Os modelos de atrito são também determinantes na modelação das operações de maquinagem, pois afetam toda a dinâmica na interação ferramenta-apara e, consequentemente, a temperatura gerada na zona de corte (Harzallah et al., 2017). O coeficiente de atrito utilizado nos modelos numéricos é normalmente especificado como uma constante, para corresponder a resultados experimentais (Banerjee e Sharma, 2016).

De entre os vários modelos de atrito disponíveis, o modelo de Coulomb é porventura o mais adotado. Neste modelo, a força de corte na face de ataque da ferramenta é proporcional à força normal que a origina. O modelo de Coulomb considera, contudo, que o atrito na face de ataque da ferramenta é constante ao longo de toda a sua extensão (Harzallah et al., 2017). Por essa razão têm surgido modelos alternativos, que consideram diferentes valores de atrito ao longo da extensão da face de ataque, correspondentes à ocorrência dos fenómenos de adesão e de escorregamento, como os modelos de atrito de Coulomb-Tresca e o modelo de Zorev (Zorev, 1963).

### 3.1.4 Modelo de Corte Ortogonal

O corte por arranque de apara é um processo tridimensional, contudo, o modelo de corte ortogonal serve de suporte a muitos dos estudos numéricos que abordam a sua modelação, por exigir um menor esforço computacional e, consequentemente, permitir menores tempos de execução. Para além disso, muitas das configurações experimentais adotadas na literatura cumprem os requisitos de ortogonalidade com o objetivo de posteriormente se conseguirem estabelecer relações com modelos analíticos, como o modelo de Merchant (Merchant, 1945a, 1945b).

Em condições de corte ortogonal, a apana sai perpendicular à aresta de corte e sofre uma deformação plana. O fenómeno pode ser assim reduzido a uma representação bidimensional (2D), o que simplifica bastante o modelo. Assume-se um estado de deformação plana, que só é válido para larguras de corte muito superiores à profundidade de corte (pelo menos três vezes) (Ducobu et al., 2015). A Figura 3.1 é uma representação do modelo de corte ortogonal.

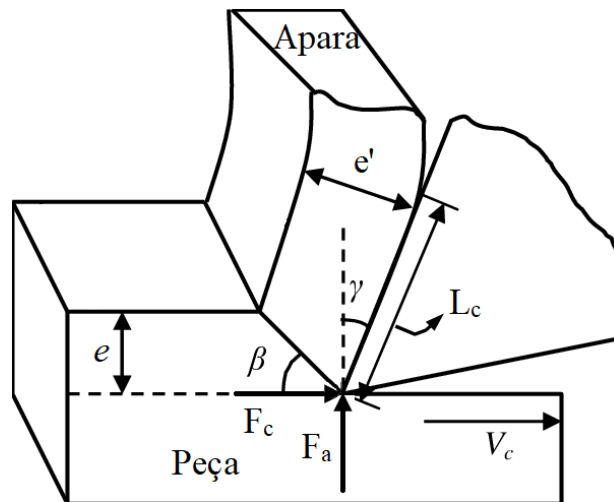


Figura 3.1: Modelo de corte ortogonal (Priyadarshini et al., 2012) (Adaptado).

Como já foi referido anteriormente, as condições de atrito na interface ferramenta-apanas são determinantes para o sucesso da simulação numérica e influenciam diretamente a força de corte, a temperatura na ferramenta e, conseqüentemente, a distribuição das tensões residuais na peça. Dessa forma, é muito importante fazer uma correta seleção do coeficiente de atrito a aplicar na simulação. Considerando o modelo de corte ortogonal e a lei de atrito de Coulomb, é possível calcular o coeficiente de atrito na face de ataque como

$$\mu = \frac{F_a + F_c \tan \gamma}{F_c - F_a \tan \gamma} \quad (3.7)$$

em que  $F_a$  é a força de avanço,  $F_c$  é a força de corte e  $\gamma$  é o ângulo de ataque da ferramenta.

#### 3.1.4.1 Configurações Experimentais do Corte Ortogonal

Para operar de acordo com os pressupostos do modelo de corte ortogonal, três configurações são normalmente adotadas:

- 1) Em torneamento, o facejamento de um tubo de elevado diâmetro e baixa espessura, com uma ferramenta mais larga que a espessura do tubo (Figura 3.2 (a)) (Manolakos et al., 2016);
- 2) Em torneamento, o sangramento radial de um disco, com uma ferramenta mais larga que o disco (Figura 3.2 (b)) (Kaynak et al., 2018);
- 3) Utilizar o movimento de avanço lateral da árvore de um centro CNC para simular uma operação de aplainamento e assim reproduzir o modelo (Figura 3.2 (c)) (Ducobu et al., 2015).

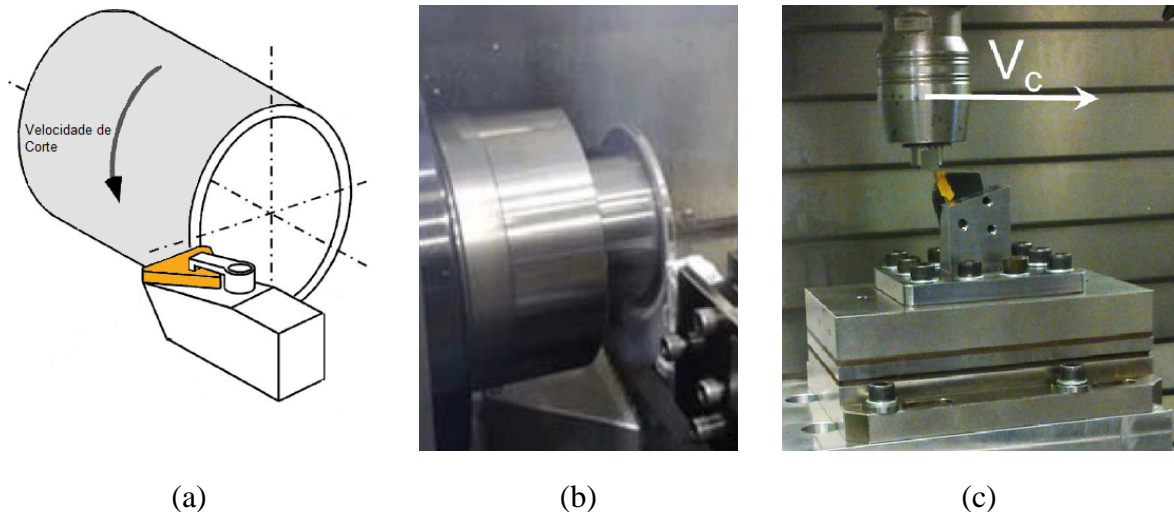


Figura 3.2: Configurações experimentais do corte ortogonal da liga Ti6Al4V – (a) Facejamento de um tubo (Manolakos et al., 2016) (Adaptado), (b) Sangramento de um disco (Chen et al., 2019), (c) Aplainamento (Ducobu et al., 2015).

## 3.2 O Programa AdvantEdge

O AdvantEdge é um programa de simulação numérica baseado no método dos elementos finitos. Este programa possui uma interface gráfica bastante intuitiva, especificamente desenhada para simulações de processos de corte de metal. O AdvantEdge recorre a um código explícito dinâmico, a uma formulação Lagrangiana e a métodos de refinamento adaptativo, por forma a contabilizar as não-linearidades associadas aos elevados valores de deformação plástica, taxas de deformação e problemas de resolução inerentes a este tipo de processos (Liu et al., 2019).

Os procedimentos de refinamento adaptativo permitem ao modelo ter em conta as distorções nos elementos, intrínsecas ao método Lagrangiano. Para isso, as deformações são monitorizadas constantemente e sempre que um determinado limite é atingido são aplicados algoritmos de refinamento ou engrossamento, por forma a regenerar a malha da melhor forma possível. Assim, os elementos que se encontrem numa região de deformação



intensiva são refinados, enquanto as áreas de baixa deformação são engrossadas, fazendo uma gestão mais eficiente dos recursos computacionais (Man et al., 2012).

O AdvantEdge tem três componentes principais (Figura 3.3):

- 1) O **Configurador da Simulação** (Pré-Processamento) – A partir da sua interface é possível configurar toda a simulação, tal como definir a geometria da ferramenta, as condições materiais, os parâmetros da maquinagem, a utilização de fluido de corte, etc. (Figura 3.4);
- 2) O **Motor do AdvantEdge** (Processamento) – Executa os cálculos a partir das configurações estabelecidas;
- 3) O **Visualizador de Resultados** (Pós-Processamento) – Neste caso o Tecplot®, que trabalha em paralelo com o AdvantEdge e permite extrair e visualizar os parâmetros pretendidos da simulação, tais como a força de corte e avanço, a temperatura da ferramenta, as tensões residuais na peça, etc. (Figura 3.5)

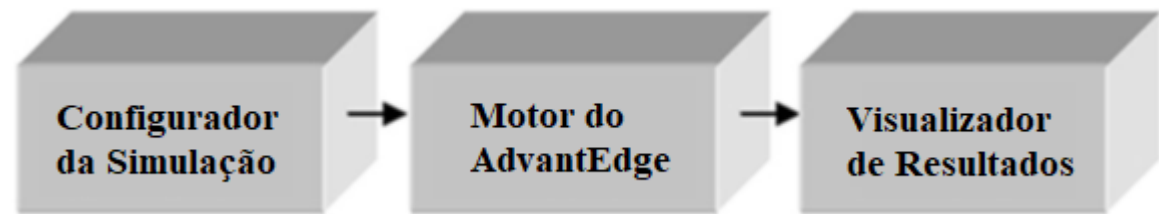


Figura 3.3: Componentes do AdvantEdge (Third Wave Systems, 2019).

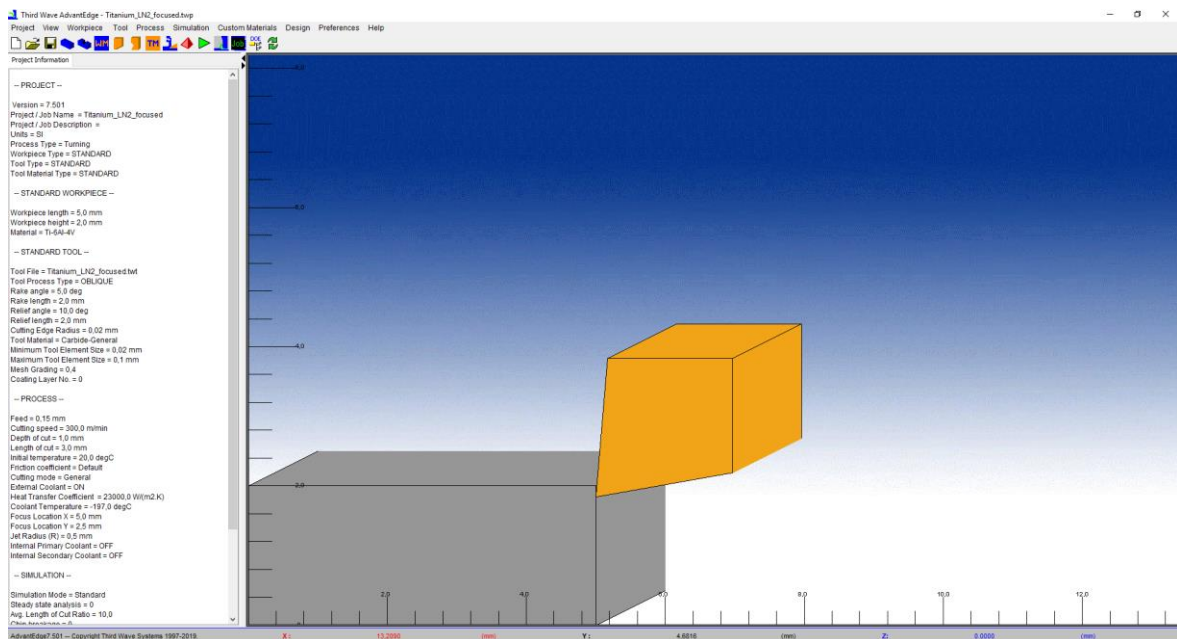


Figura 3.4: Ambiente de trabalho do AdvantEdge 2D.



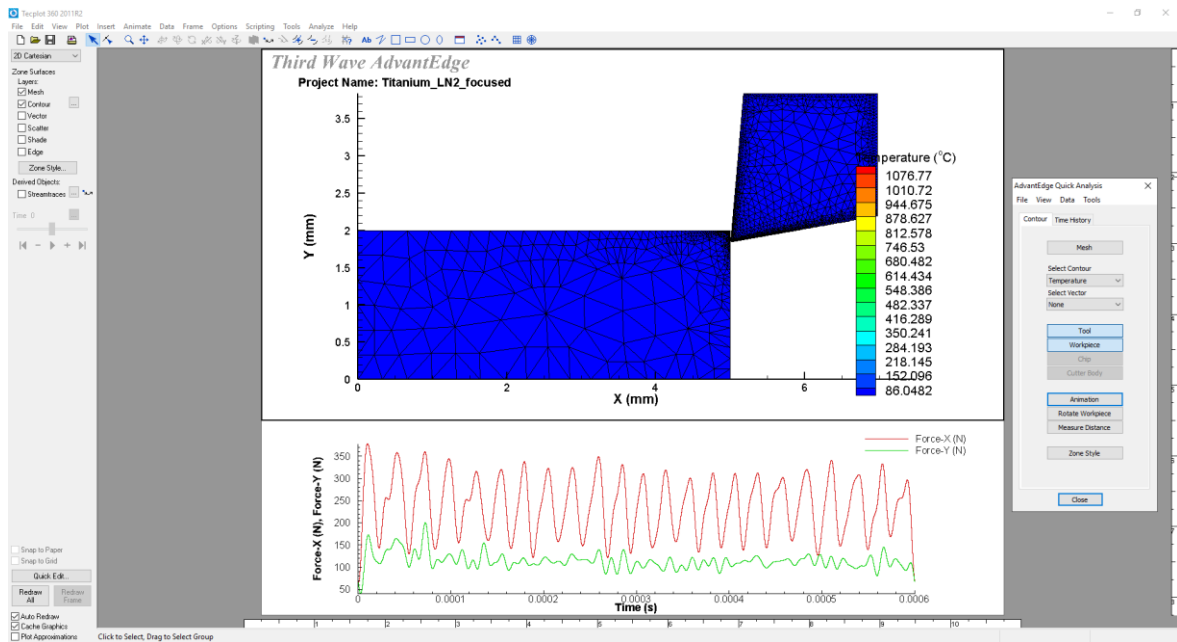


Figura 3.5: Ambiente de trabalho do Tecplot® 360.

### 3.2.1 Tipos de Operação de Maquinagem

No AdvantEdge é possível simular operações de corte numa representação simplificada bidimensional (2D) ou numa representação simplificada tridimensional (3D). No modo 2D é possível simular operações de torneamento, fresagem concordante e discordante, serragem e brochagem. No modo 3D é possível simular operações de torneamento, escatelamento, fresagem, furação, mandrilagem, roscagem, serragem e brochagem. Na Figura 3.6 encontra-se representada uma operação de torneamento e a sua respetiva conversão numa representação 2D, utilizada pela simulação. Esta será a operação adotada neste trabalho, para cumprir as condições de ortogonalidade seguidas nos casos de estudo.

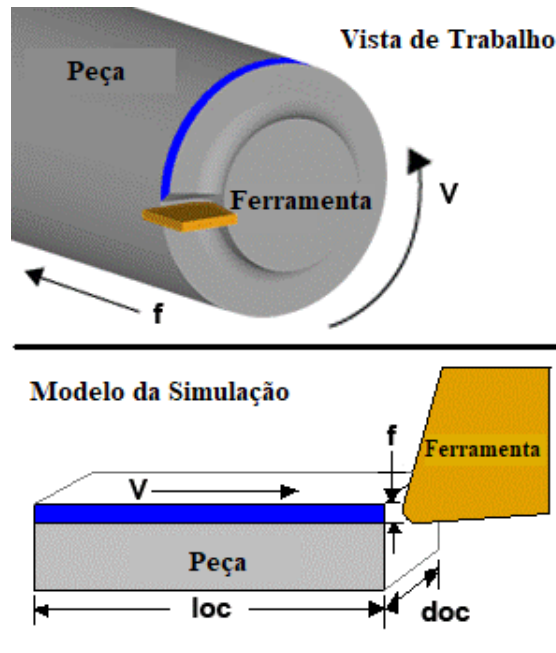


Figura 3.6: Representação esquemática de uma operação de torneamento em 2D no AdvantEdge (Third Wave Systems, 2019) (Adaptado).

### 3.2.2 Coeficiente de Atrito

O coeficiente de atrito entre a ferramenta e a peça, pode afetar grandemente os resultados da simulação. O AdvantEdge modela o atrito com base na lei de atrito de Coulomb, definida por:

$$F_t = \mu \cdot F_n, \quad (3.8)$$

em que  $F_n$  é a força normal exercida entre as superfícies,  $\mu$  é o coeficiente de atrito e  $F_t$  é a força tangencial.

O AdvantEdge obtém um valor para o coeficiente de atrito com base nas condições de corte. Caso contrário, é possível definir manualmente um valor para o coeficiente de atrito entre 0 e 1 (Figura 3.7).

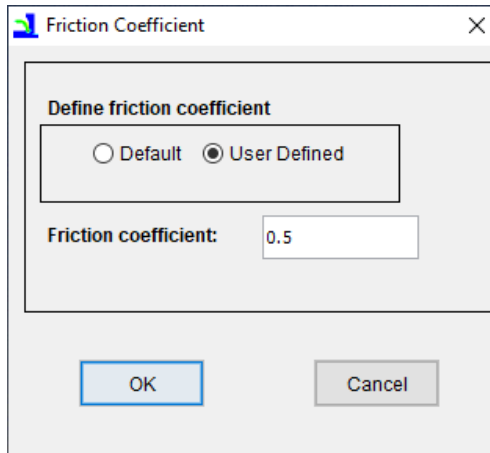


Figura 3.7: Coeficiente de atrito no AdvantEdge (Third Wave Systems, 2019).

### 3.2.3 Lubrificação no AdvantEdge

O AdvantEdge permite estudar a influência da lubrificação em processos de corte 2D e 3D, a partir da janela de lubrificação (Figura 3.8).

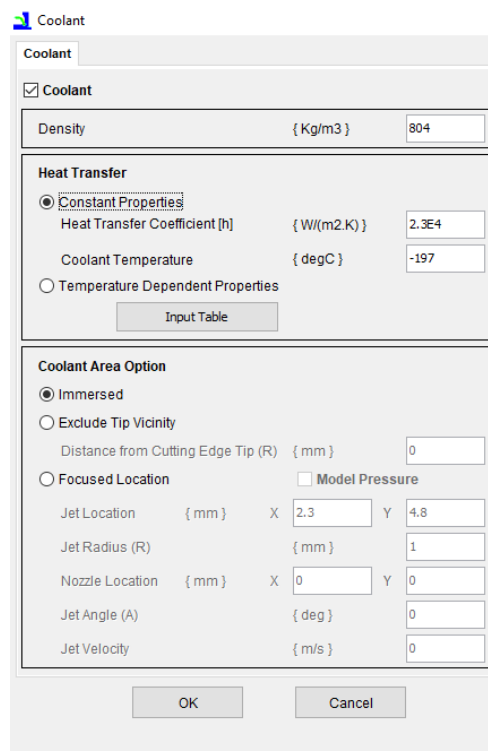


Figura 3.8: Janela de Lubrificação em AdvantEdge, com os parâmetros necessários à modelação do fluido (Third Wave Systems, 2019).

Na janela de lubrificação, o programa solicita um valor para a densidade do lubrificante. De seguida, na secção da transferência de calor, existem duas opções

possíveis: propriedades do fluido constantes e propriedades do fluido dependentes da temperatura. A opção de propriedades do fluido constantes, considera um coeficiente de transferência de calor ( $h_c$ ) constante, a uma temperatura inicial especificada para o fluido. A opção de propriedades do fluido dependentes da temperatura, permite definir diferentes valores do coeficiente de transferência de calor, em função da temperatura do fluido (Figura 3.9). O valor do coeficiente de transferência de calor, depende do tipo de lubrificante adotado. Este valor pode ser obtido, para diferentes lubrificantes, através da literatura ou de ensaios experimentais. No caso dos lubrificantes tradicionais, a temperatura inicial do fluido é normalmente considerada como sendo igual à temperatura ambiente.

Temperature {degC}	Heat Transfer Coefficient {W/(m2.K)}
20	1E4
100	8E3
200	6E3
300	5E3

Figura 3.9: Tabela de entrada de propriedades do fluido dependentes da temperatura (opcional) (Third Wave Systems, 2019).

### 3.2.3.1 Metodologias de Área de Aplicação de Lubrificante

O AdvantEdge permite selecionar entre quatro metodologias de aplicação de lubrificante distintas, por forma a simular diferentes condições do ambiente de corte, e dessa forma, avaliar a influência de diferentes estratégias de lubrificação, usualmente adotadas na prática industrial.

#### **Lubrificação por Imersão (*Immersed*)**

A metodologia de lubrificação por imersão considera que o fluxo de calor removido pelo fluido de corte é aplicado a todas as superfícies expostas, isto é, às superfícies da

ferramenta e da peça que não se encontrem em contacto (Figura 3.11 (a)). A estas, excetuam-se a superfície inferior da peça e as faces da ferramenta onde tenham sido aplicadas condições de fronteira de temperatura constante (Third Wave Systems, 2019). Esta metodologia só exige os valores da densidade, do coeficiente de transferência de calor e da temperatura do fluido de corte, comuns às restantes (Figura 3.10 (a)). Esta foi a metodologia adotada por Shen (2018) para modelar a estratégia de lubrificação abundante.

### **Excluir a Vizinhança da Ponta da Ferramenta (*Exclude Tip Vicinity*)**

A metodologia de excluir a vizinhança da ponta da ferramenta considera que as superfícies da peça num raio com origem na ponta teórica da ferramenta são excluídas do fluxo de calor removido pelo lubrificante (Figura 3.11 (b)). Dessa forma, este exige o valor deste raio ( $R$ ) (Figura 3.10 (b)). Esta metodologia torna-se particularmente útil, em casos onde o fluido não atinge certas regiões na vizinhança da aresta de corte, resultado de fatores como, por exemplo, um elevado raio de enrolamento da apara (Third Wave Systems, 2019).

### **Lubrificação Focada (*Focused Location*)**

A metodologia de lubrificação focada tem como finalidade simular o efeito do lubrificante aplicado sob a forma de um jato (Third Wave Systems, 2019). Nesta metodologia é necessário especificar as coordenadas ( $X$ ,  $Y$ ) da localização do alvo onde será aplicado o jato de lubrificante, bem como o seu raio de ação ( $R$ ) (Figura 3.10 (c)). Desta forma, o fluxo de calor removido pelo jato, só ocorre na região especificada (Figura 3.11 (c)). Esta metodologia torna-se adequada para modelar as estratégias MQL e MQCL, tal como fizeram Banerjee e Sharma (2014), sendo também adequada para modelar a estratégia de refrigeração criogénica, tal como fizeram Mishra et al. (2019).

### **Lubrificação Focada com Modelação de Pressão (*Focused Pressure*)**

A metodologia de lubrificação focada com modelação de pressão permite analisar os efeitos da pressão do lubrificante no processo de formação da apara e os efeitos térmicos causados na peça (Third Wave Systems, 2019). Para simular o efeito da pressão do fluido, é aplicada uma condição de fronteira de tração na apara. Os efeitos térmicos são obtidos aplicando uma condição de fronteira de transferência de calor aos nós mais próximos da superfície da apara/peça, que se encontram na trajetória do jato. Assume-se que o fluxo do lubrificante é uniforme e no estado estacionário após sair do bocal e que a sua velocidade não se reduz após atingir a apara (Figura 3.11 (d)).

Nesta metodologia é necessário especificar a localização do bocal ( $X$ ,  $Y$ ), o raio do jato ( $R$ ), o seu ângulo de inclinação ( $A_j$ ) e a velocidade (Figura 3.10 (d)). A localização do bocal é definida a partir da origem, atribuída ao canto inferior esquerdo da peça. O ângulo do jato é definido a partir de uma linha reta que se estende a partir do bocal. Na interface gráfica do AdvantEdge, quando a modelação de pressão está ativada, surge um círculo na

localização especificada para o bocal e um vetor no sentido de aplicação do fluido de corte. Esta metodologia torna-se particularmente interessante para avaliar o efeito dos refrigerantes de alta pressão (HPC) na maquinagem, tal como fizeram Stolf et al. (2019) e Słodki et al. (2019).

The figure displays four screenshots of the 'Coolant Area Option' dialog box, each representing a different lubrication methodology. The parameters are consistent across all screenshots, but the selected option and the 'Model Pressure' checkbox vary.

(a) **Immersed**: The 'Immersed' radio button is selected. The 'Model Pressure' checkbox is unchecked. Parameters: Distance from Cutting Edge Tip (R) = 0 mm, Jet Location (X=2.3, Y=4.8 mm), Jet Radius (R) = 1 mm, Nozzle Location (X=0, Y=0 mm), Jet Angle (A) = 0 deg, Jet Velocity = 0 m/s.

(b) **Exclude Tip Vicinity**: The 'Exclude Tip Vicinity' radio button is selected. The 'Model Pressure' checkbox is unchecked. Parameters: Distance from Cutting Edge Tip (R) = 0 mm, Jet Location (X=2.3, Y=4.8 mm), Jet Radius (R) = 1 mm, Nozzle Location (X=0, Y=0 mm), Jet Angle (A) = 0 deg, Jet Velocity = 0 m/s.

(c) **Focused Location**: The 'Focused Location' radio button is selected. The 'Model Pressure' checkbox is unchecked. Parameters: Distance from Cutting Edge Tip (R) = 0 mm, Jet Location (X=2.3, Y=4.8 mm), Jet Radius (R) = 1 mm, Nozzle Location (X=0, Y=0 mm), Jet Angle (A) = 0 deg, Jet Velocity = 0 m/s.

(d) **Focused Location**: The 'Focused Location' radio button is selected. The 'Model Pressure' checkbox is checked. Parameters: Distance from Cutting Edge Tip (R) = 0 mm, Jet Location (X=2.3, Y=4.8 mm), Jet Radius (R) = 1 mm, Nozzle Location (X=0, Y=0 mm), Jet Angle (A) = 0 deg, Jet Velocity = 0 m/s.

Figura 3.10: Parâmetros para cada Metodologia de Aplicação de Lubrificante em AdvantEdge – (a) Lubrificação por Imersão, (b) Excluir a Vizinhança da Ponta da Ferramenta, (c) Lubrificação Focada e (d) Lubrificação Focada com Modelação de Pressão (Third Wave Systems, 2019) (Adaptado).

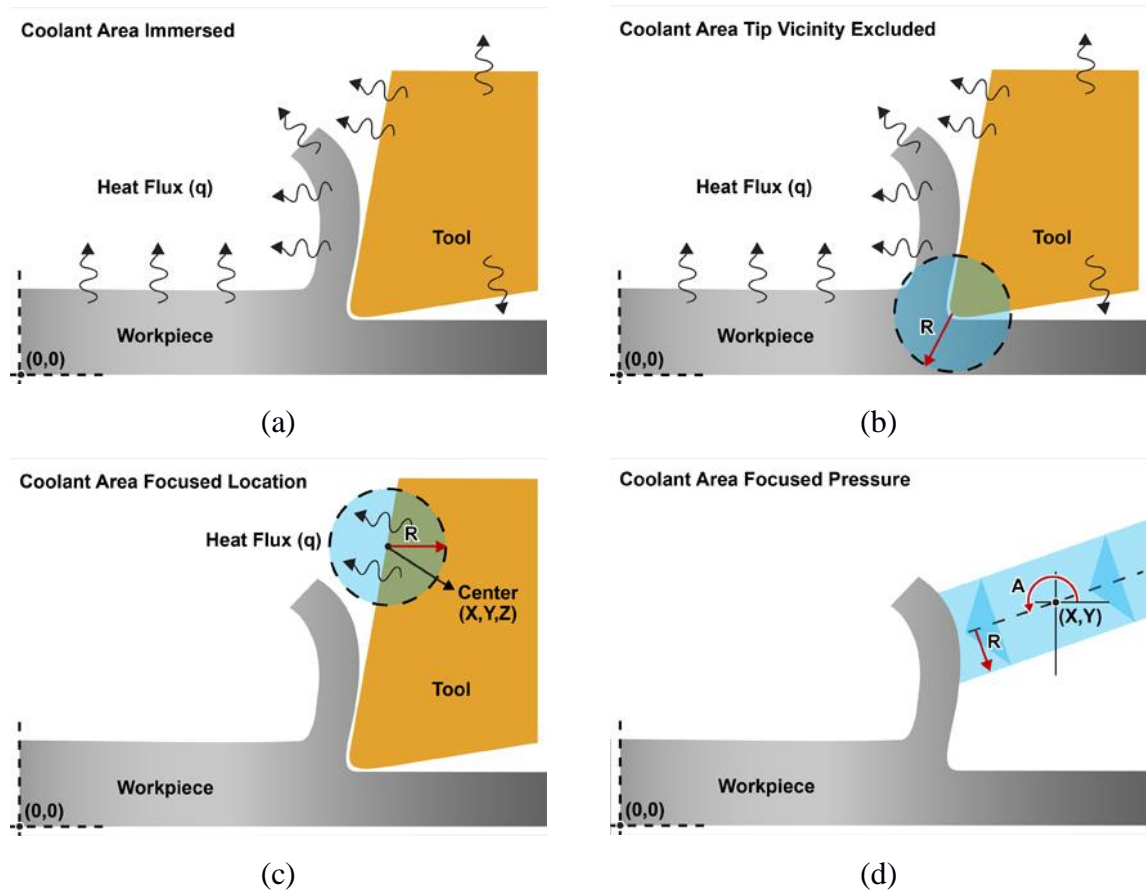


Figura 3.11: Metodologias de Aplicação de Lubrificante em AdvantEdge – (a) Lubrificação por Imersão, (b) Excluir a Vizinhança da Ponta da Ferramenta, (c) Lubrificação Focada e (d) Lubrificação Focada com Modelação de Pressão (Third Wave Systems, 2019) (Adaptado).

### 3.2.4 Força de Corte e Avanço

O AdvantEdge calcula a força de corte e de avanço no decorrer da simulação. A partir do Tecplot® é possível observar a evolução da força de corte,  $F_c$ , e da força de avanço,  $F_a$ , ao longo do tempo ou do comprimento de corte (Figura 3.12).

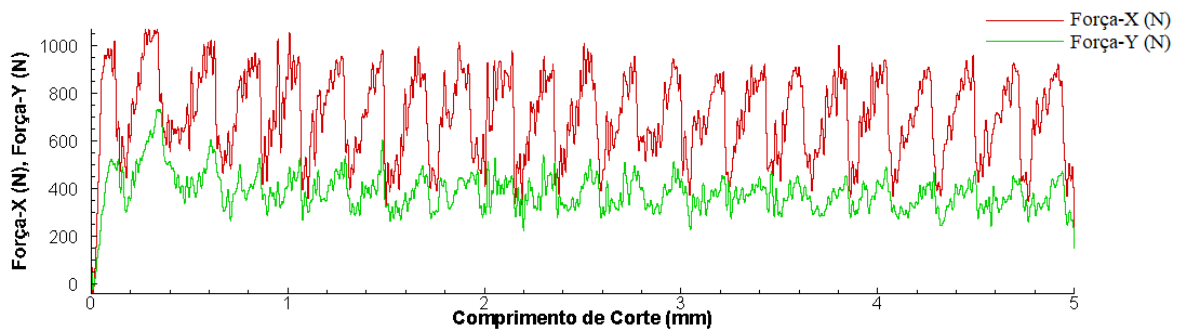


Figura 3.12: Evolução da força de corte (Força-X) e de avanço (Força-Y) ao longo do comprimento de corte.

O Tecplot® permite ainda obter o valor médio destas forças num determinado intervalo de tempo. A validação das simulações pode ser feita a partir destes valores, por comparação dos valores numéricos com valores experimentais retirados da literatura (Ashtakov, 2011). Para isso, utiliza-se a fórmula do erro relativo, definida como

$$E_r (\%) = \frac{|V_S - V_E|}{V_E} \times 100, \quad (3.9)$$

em que  $E_r$  é o erro relativo,  $V_S$  é o valor obtido da simulação e  $V_E$  é o valor experimental.

### 3.2.5 Análise das Tensões Residuais

A análise das tensões residuais pode ser realizada no AdvantEdge, recorrendo a uma simulação em modo *standard*. Este tipo de análise, aumenta drasticamente o esforço computacional e, conseqüentemente, o tempo da simulação, resultado do elevado refinamento da malha e de cálculos termomecânicos adicionais. A análise das tensões residuais exige cálculos adicionais, na medida em que os elementos da peça numa dada profundidade, mantêm o refinamento da malha após a passagem da ferramenta. É possível alterar a profundidade do refinamento da malha, de forma a garantir uma maior exatidão da análise (Third Wave Systems, 2019).

A análise das tensões residuais permite especificar entre um e dois cortes, por forma a simular múltiplas passagens da ferramenta num só local (Third Wave Systems, 2019). Na Figura 3.13 é possível visualizar o maior refinamento da malha numa profundidade da peça, para análise das tensões residuais no Tecplot®.

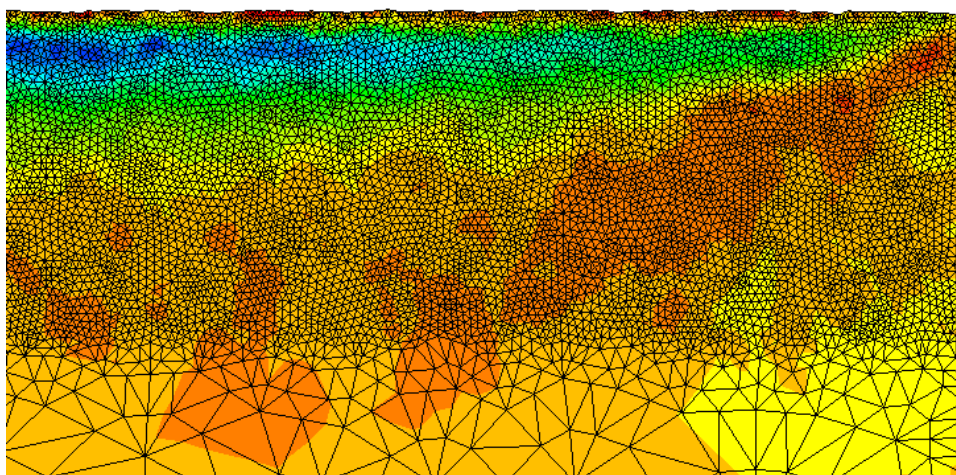


Figura 3.13: Profundidade do refinamento da malha para análise das tensões residuais.



### 3.2.6 Computação Paralela

A modelação numérica das operações de maquinagem por elementos finitos é um problema complexo que requer normalmente uma elevada capacidade de processamento computacional. A resolução mais rápida de uma tarefa, pode ser conseguida recorrendo à utilização simultânea de múltiplos processadores. Desse modo, é possível reduzir substancialmente o tempo de simulação. O AdvantEdge permite tirar partido das vantagens associadas à computação paralela em computadores com multiprocessadores. Este permite especificar um número de núcleos entre 1 e 60, em função do computador e da licença adquirida (Figura 3.14).

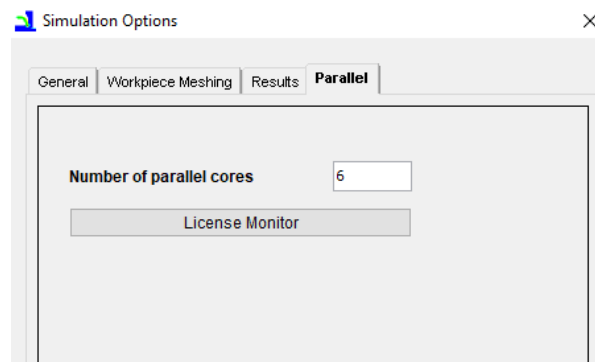


Figura 3.14: Processamento paralelo no AdvantEdge.

Algumas arquiteturas de processador, como as mais recentes da Intel®, possuem tecnologias como o *hyper-threading*, em que os núcleos físicos do processador são divididos em dois núcleos virtuais, denominados de *threads*. Contudo, a paralelização no AdvantEdge só tira partido dos núcleos físicos do processador e por isso, não deve ser especificado um número maior do que este (Third Wave Systems, 2019).

## 3.3 Modelação Numérica de Lubrificação e Refrigeração

Por forma a melhor compreender a aplicação de lubrificação e refrigeração em ambiente de simulação numérica, foi feito um levantamento de estudos da literatura, onde se tenham modelado diferentes estratégias de lubrificação, dando especial ênfase aos que o tenham feito com recurso ao AdvantEdge. Assim, apresentam-se de seguida, para cada uma das estratégias de lubrificação abordadas (lubrificação abundante, MQL e MQCL, HPC e refrigeração criogénica), as tabelas com esse levantamento. A partir destas tabelas foi possível obter um conjunto de valores para as variáveis requeridas por cada metodologia de aplicação de lubrificante.

A lubrificação abundante é normalmente modelada no AdvantEdge recorrendo à metodologia de lubrificação por imersão. Por essa razão, o AdvantEdge exige os valores da densidade, do coeficiente de transferência de calor e da temperatura do fluido de corte, que

são comuns a todas as metodologias. Por ser a estratégia tipicamente adotada na prática industrial, esta serve normalmente de base de comparação para as estratégias alternativas, sendo que os valores necessários para a sua modelação, podem ser consultados nas tabelas 3.1, 3.2, 3.3 e 3.4.

As estratégias MQL e MQCL são normalmente modeladas no AdvantEdge recorrendo à metodologia de lubrificação focada, ou à metodologia de lubrificação focada com modelação da pressão ativada. A Tabela 3.1 contém o levantamento da literatura para as estratégias MQL e MQCL.

Tabela 3.1: Estratégias MQL/MQCL em diferentes operações de maquinação.

	Condições experimentais	Parâmetros utilizados experimentalmente e na simulação (quando aplicável)	Resposta avaliada numericamente (S) experimentalmente (E)
<b>Ti6Al4V Fresagem</b> Jamil et al. (2020a)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> MQCL $Q$ (óleo) = 100 mL/h $T_f = -6$ °C $P = 4$ bar $V_j = 108$ m/s $\rho = 1.36$ kg/m <sup>3</sup> $d_n$ bocal = 3 mm $d = 25$ mm $h_c = 486$ W/m <sup>2</sup> ·K	$V_c = 90 - 150$ m/min $L = 14$ mm	Temperatura (E) Tensões residuais (E) Rugosidade Superficial (E) Força de corte (E) Desgaste da ferramenta (E)
<b>Ti6Al4V Corte Ortogonal 2D</b> Banerjee e Sharma (2016)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> MQL $P = 4-6$ bar $V_i = 0.01-0.03$ cc $f_i = 2-4$ Hz $h_c = 150 - 350$ W/m <sup>2</sup> ·K	<b>Software:</b> Deform 2D Modelo Material: J-C $\mu = 0.09-0.26$ $V_c = 47, 60, 80$ m/min $a_p = 1$ mm $f = 0.04$ mm/rot	Variação do Coeficiente de atrito (E) Força de Corte (E/S) Desgaste da ferramenta (E)
<b>Aço AISI 1045 Corte Ortogonal 2D</b> Banerjee e Sharma (2014)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> Abundante, MQL Aplicação: face de ataque e face de saída $Q$ (óleo) = 50 mL/h $h_c$ (MQL) = 250 W/m <sup>2</sup> ·K $h_c$ (Abundante) = 5230 W/m <sup>2</sup> ·K	<b>Software:</b> AdvantEdge 2D Modelo Lubrificação no AdvantEdge: <i>Focused Location</i> Número Máximo nós: 24000 Modelo Material: PL	Variação do Coeficiente de atrito (S) Força de Corte e de Avanço (E) Grau de Recalque da Apara (S)

A estratégia HPC é normalmente modelada no AdvantEdge recorrendo à metodologia de lubrificação focada, com a função de modelar a pressão ativada. A Tabela 3.2 contém o levantamento da literatura para a estratégia HPC.

Tabela 3.2: Estratégia HPC em diferentes operações de maquinagem.

	Condições experimentais	Parâmetros utilizados experimentalmente e na simulação (quando aplicável)	Resposta avaliada numericamente (S) experimentalmente (E)
<b>Ti6Al4V</b> <b>Corte Ortogonal</b> <b>2D</b> Stolf et al. (2019)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> Abundante, HPC $P = 28, 55, 70$ bar Emulsão: óleo semi-sintético (6%) e água Aplicação: Face ataque $h_c = 1 \times 10^4$ W/m <sup>2</sup> ·K	<b>Software:</b> AdvantEdge 2D Modelo Lubrificação no AdvantEdge: <i>Model Pressure</i> Tamanho mínimo elemento: 0.02 mm Tamanho máximo elemento: 0.1 mm Número máximo nós: 24000 $N^{\circ}$ frames saída: 30 $T_i = 20$ °C <b>Ferramenta:</b> WC-Classe K $V_c$ (Abundante) = 150 m/min $V_c$ (HPC)=150, 250 m/min $f = 0.1225$ mm/rot $a_p = 0.25$ mm	Temperatura na apara e na ferramenta (E/S) Força de Corte (E) Desgaste da Ferramenta (E) Morfologia da apara (E/S) Dureza (HV) (E)
<b>Ti6Al4V ELI</b> <b>Corte Ortogonal</b> <b>2D</b> Słodki et al. (2019)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> HPC $P = 70$ bar	<b>Software:</b> AdvantEdge 2D Modelo Lubrificação no AdvantEdge: <i>Model Pressure</i> Modelo Material: J-C <b>Ferramenta:</b> WC H13A c/ quebra -SF $V_c = 40, 80$ m/min $f = 0.077, 0.115,$	Força de Corte (E)

		0.153, 0.211 mm/rot $a_p = 0.25, 0.5, 0.75, 1$ mm $r_\epsilon = 0.4$ mm	
<b>Inconel 718</b> <b>Torneamento 3D</b> D'Addona e Raykar (2019)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> HPC $d_n$ bocal = 1 mm Aplicação: raio gume $P = 20$ bar; $V_f = 52.2$ m/s; $h_c = 19997.10$ W/m <sup>2</sup> ·°C $P = 50$ bar; $V_f = 84.8$ m/s; $h_c = 29097.74$ W/m <sup>2</sup> ·°C $P = 80$ bar; $V_f = 127.4$ m/s; $h_c = 40246.887$ W/m <sup>2</sup> ·°C $\rho = 784.765$ kg/m <sup>3</sup>	<b>Software:</b> Ansys 3D $V_c = 100$ m/min $f = 0.2$ mm/rot $a_p = 1$ mm $\gamma_0 = -6^\circ$ Análise Estado-Estacionário	Temperatura (S)
<b>Inconel 718</b> <b>Corte Ortogonal 2D</b> Liu et al. (2020)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> HPC (emulsão) $P = 1, 20, 50, 80, 110$ bar $\rho = 2800$ kg/m <sup>3</sup> Aplicação: Face de ataque Posição jato (x,y): (29.92, 1.73) $h_c = 1 \times 10^4$ W/m <sup>2</sup> ·K	<b>Software:</b> AdvantEdge 2D Modelo Lubrificação no AdvantEdge: <i>Model Pressure</i> Modelo Material: J-C Modelo Atrito: Coulomb $\mu = 0.5$ Tamanho mínimo elemento: 0.02 mm Tamanho máximo elemento: 0.1 mm $T_i = 20$ °C $A_j = 275^\circ$ <b>Ferramenta:</b> CBN $\gamma_0 = -6^\circ$ $\alpha_0 = 6^\circ$ $V_c = 125$ m/min $f = 0.05$ mm/rot $a_p = 0.4$ mm	Força de Corte (E/S) Distribuição de Temperatura (S) Rugosidade Superficial (E)
<b>Aço AISI 1045</b> <b>Torneamento 3D</b> Diniz et al. (2010)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> HPC $P = 12$ bar	$V_c = 490 - 570$ m/min	Desgaste da ferramenta (E)

	$d_n$ bocal = 1.2 mm – $Q = 2.5$ L/min $d_n$ bocal = 2.7 mm – $Q = 11$ L/min Aplicação: Face saída $d = 42$ mm		
<b>Aço AISI 1045</b> <b>Torneamento 3D</b> Kramar et al. (2010)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> HPC $Q = 0.4$ L/min Emulsão: óleo vegetal (5.5%) e água $P = 100$ bar $Q = 0.7 - 1.4$ L/min $P = 300 - 1100$ bar Aplicação: 5° com a face de ataque $d = 22$ mm	$V_c = 90 - 160$ m/min $r_e = 0.8$ mm	Forma da apara (E) Desgaste da ferramenta (VB) (E)

A estratégia de refrigeração criogénica é normalmente modelada no AdvantEdge recorrendo à metodologia de lubrificação focada. A Tabela 3.3 contém o levantamento da literatura para a estratégia de refrigeração criogénica.

Tabela 3.3: Estratégia de refrigeração criogénica em diferentes operações de maquinagem.

	Condições experimentais	Parâmetros utilizados experimentalmente e na simulação (quando aplicável)	Resposta avaliada numericamente (S) experimentalmente (E)
<b>Ti6Al4V</b> <b>Fresagem</b> Jamil et al. (2020)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> Refrigeração criogénica com neve carbónica (CO <sub>2</sub> ) $Q = 0.39$ L/min $T_f = -78$ °C $P = 55$ bar $V_j = 8.28$ m/s $\rho = 1183$ kg/m <sup>3</sup> Bocal externo $d_n$ bocal = 0.5 mm $d = 20$ mm $h_c = 1347$ W/m <sup>2</sup> ·°C	$V_c = 90 - 150$ m/min $a_p = 4$ µm $a_e = 1$ mm $f = 0.06, 0.08, 0.10$ mm/dente $L = 14$ mm	Temperatura (E) Tensões residuais (E) Rugosidade Superficial (E) Força de corte (E) Desgaste da ferramenta (E)

<p><b>Ti6Al4V</b> <b>Torneamento 3D</b> <b>Corte Ortogonal</b> <b>2D</b> Mishra et al. (2019)</p>	<p><b>Tipo de Lubrificação:</b> Seco, criogénica com LN<sub>2</sub></p> <p><b>Criogénica LN<sub>2</sub></b> <math>T_f = -196\text{ °C}</math> <math>\rho = 808\text{ kg/m}^3</math> Aplicação: Face ataque Posição jato (x,y): (10.07, 3.376) Aplicação: Face saída Posição jato (x,y): (10.7,2.8) <math>P = 3.5\text{ bar}</math> <math>d_n\text{ bocal} = 2\text{ mm}</math> <math>h_c = 3 \times 10^6\text{ W/m}^2 \cdot \text{K}</math> Validação da temperatura média através da variação de h entre <math>1 \times 10^6 - 5 \times 10^6\text{ W/m}^2 \cdot \text{K}</math></p>	<p><b>Software:</b> AdvantEdge 2D (v7.4) Modelo Lubrificação no AdvantEdge: <i>Focused Location</i> Modelo Material: J-C ALE- <i>Arbitrary Lagrangian Eulerian Formulation</i> Número Máximo nós: 24000 Tamanho mínimo elemento: 0.01 mm Tamanho máximo elemento: 0.1 mm <i>Mesh grading</i> ferramenta: 0.5 <i>Mesh grading</i> peça: 2 <i>Mesh coarsening factor</i> peça: 6 <math>T_i = 30\text{ °C}</math> Modelo Atrito: Coulomb <math>\mu(\text{seco}) = 0.48</math> <math>\mu(\text{LN}_2\text{ face ataque}) = 0.27</math> <math>\mu(\text{LN}_2\text{ face saída}) = 0.38</math> <b>Ferramenta:</b> Lisa e texturada a laser <math>V_c = 90\text{ m/min}</math> <math>f = 0.254\text{ mm/rot}</math> <math>a_p = 1.27\text{ mm}</math></p>	<p>Força de corte (S) Temperatura média da ferramenta (S) Temperatura na interface ferramenta-apara (S) Desgaste da ferramenta (S)</p>
<p><b>Ti6Al4V</b> <b>Torneamento 3D</b> <b>Corte Ortogonal</b> <b>2D</b> Shi et al. (2019)</p>	<p><b>Tipo de Lubrificação:</b> Seco, criogénica com LN<sub>2</sub></p> <p><b>Criogénica LN<sub>2</sub></b> <math>T_f = -196\text{ °C}</math> <math>Q = 1\text{ L/min}</math> <math>V_j = 20\text{ m/s}</math> (uniforme)</p>	<p><b>Software:</b> Deform 3D Modelo Atrito: Coulomb <math>\mu = 0.28</math> <b>Ferramenta:</b> WC c/ revestimento CVD <math>\gamma_0 = -6^\circ</math> <b>Parâmetros de</b></p>	<p>Força de Corte (E) Temperatura na Apra (E/S) Desgaste da Ferramenta (S)</p>

	<p>Aplicação: Face ataque Bocal externo <math>d_n</math> bocal = 1 mm <math>d_n</math> ação peça = 8 mm <math>d = 20</math> mm <math>h_c = 3.2 \times 10^4</math> W/m<sup>2</sup>·K <math>h_{ext} = 20</math> W/m<sup>2</sup>·K</p>	<p><b>Corte:</b> <math>V_c = 120</math> m/min <math>f = 0.2</math> mm/rot <math>a_p = 0.6</math> mm 2 passagens <math>L = 10</math>mm</p>	
<p><b>Inconel 718</b> <b>Torneamento 3D</b> Hribersek et al. (2018)</p>	<p><b>Tipo de Lubrificação:</b> Seco, abundante, criogénica LN<sub>2</sub> <b>Abundante</b> <math>P = 4</math> bar <math>d_n</math> bocal = 4 mm <math>d = 12</math> mm <b>Criogénica LN<sub>2</sub></b> <math>T_f = -197</math> °C <math>P = 1.4</math> bar <math>d_n</math> bocal = 1 mm Aplicação: Face ataque; Face saída <math>d = 12</math> mm</p>	<p><b>Software:</b> Abaqus 2D Modelo Material: J-C ALE- <i>Arbitrary</i> <i>Lagrangian Eulerian</i> <i>Formulation</i> <b>Ferramenta:</b> <math>r_n = 0.02</math> mm <math>\gamma_0 = 6^\circ</math> <math>\alpha_0 = 7^\circ</math> Revestimento: TiAlN <b>Parâmetros de</b> <b>Corte:</b> <math>V_c = 25/50</math> m/min <math>f = 0.1</math> mm/rot <math>a_p = 5</math> mm</p>	<p>Força de corte e de avanço (E/S) Tensões residuais (E/S)</p>
<p><b>AA 1100</b> <b>AZ31B</b> <b>Corte Ortogonal</b> <b>2D</b> Shen (2018)</p>	<p><b>AA 1100/ AZ31B</b> <b>Tipo de Lubrificação:</b> <b>Abundante</b> <math>h_c = 1500</math> W/m<sup>2</sup>·K <b>Criogénica LN<sub>2</sub></b> <math>h_c = 5 \times 10^5</math> W/m<sup>2</sup>·°C</p>	<p><b>AA 1100/ AZ31B</b> Modelo Lubrificação no AdvantEdge: <i>Immersed/ Focused</i> <i>Location</i> Modelo Material: J-C Modelo Atrito: Coulomb <math>\mu(\text{Abundante}) = 0.3</math> <math>\mu(\text{seco}) = 0.5</math> <math>\mu(\text{LN}_2) = 0.7</math> Análise Estado Estacionário <math>L = 12</math>mm</p>	<p>Distribuição de Temperatura (S) Taxa de deformação (S) Tensões residuais (S)</p>

A Tabela 3.4 apresenta um estudo onde foram comparadas todas as estratégias mencionadas.

Tabela 3.4: Comparação entre a maquinagem a seco e as estratégias MQL, HPC e refrigeração criogénica.

	Condições experimentais	Parâmetros utilizados experimentalmente e na simulação (quando aplicável)	Resposta avaliada numericamente (S) experimentalmente (E)
<b>Ti5553</b> <b>Torneamento 3D e Corte Ortogonal 2D</b> Kaynak et al. (2018)	<b>Tipo de Lubrificação:</b> Seco, MQL, HPC, criogénica com LN <sub>2</sub> Aplicação: Face ataque <b>Seco</b> $h_c = 1 \times 10^6 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ <b>MQL</b> $Q$ (óleo) = 21 mL/h <b>HPC</b> $P = 50 \text{ bar}$ Emulsão: óleo semi-sintético e água (1:20) <b>Criogénica LN<sub>2</sub></b> $T_f = -184 \text{ °C}$ $P = 15 \text{ bar}$ $h_c = 1 \times 10^7 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $h_{ext} = 20 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$	<b>Software:</b> Deform 2D Modelo Material: J-C <b>Ferramenta:</b> WC $r_n = 0.025 \text{ mm}$ $\gamma_0 = -2^\circ$ $\alpha_0 = 7^\circ$ <b>Parâmetros de Corte:</b> $V_c = 20, 60, 120, 210 \text{ m/min}$ $f = 0.1 \text{ mm/rot}$ $a_p = 3 \text{ mm}$	Mecanismo de formação da apara (E/S) Força de corte e de avanço (E/S)





## 4 Apresentação, Validação e Discussão de Resultados

Neste capítulo apresentam-se vários casos de estudo, por forma a validar as configurações adotadas para cada uma das estratégias de lubrificação estudadas, bem como os resultados das simulações numéricas efetuadas no AdvantEdge. As simulações foram desenvolvidas com base na configuração de corte ortogonal, por ser normalmente a configuração adotada em muitos dos artigos científicos consultados sobre simulação numérica do processo de maquinagem e também por forma a economizar recursos computacionais.

Numa primeira fase, foram abordados dois casos de estudo, por forma a validar as metodologias de modelação de lubrificante e os parâmetros adotados para modelar numericamente cada uma das estratégias de lubrificação. No primeiro caso de estudo, foi validada a configuração adotada para a maquinagem a seco e para as estratégias de lubrificação MQL e criogénica com LN<sub>2</sub>, tendo por base os estudos de Chen et al. (2019). A validação foi feita por comparação da força de corte e avanço obtidas numericamente, com as obtidas experimentalmente pelos autores. No segundo caso de estudo, foi validada a configuração adotada para a lubrificação abundante e para os refrigerantes de alta pressão, tendo por base os estudos de Stolf et al. (2019). A validação foi feita por comparação da temperatura máxima na face de ataque da ferramenta obtida numericamente, com a medida experimentalmente pelos autores. Nos dois casos de estudo, para além da força de corte e avanço e da temperatura máxima na ferramenta de corte, foi avaliada ainda a influência de cada uma das estratégias de lubrificação na forma da apara.

Numa fase final foi feita uma comparação direta entre as diferentes estratégias de lubrificação estudadas. Para isso adotaram-se os mesmos parâmetros de corte e as mesmas metodologias e parâmetros de cada estratégia validados na etapa anterior. Nesta comparação também foram consideradas a força de corte e avanço, a temperatura máxima na ferramenta e a forma da apara, mas com o objetivo principal de avaliar a influência das diferentes estratégias de lubrificação nas tensões residuais na peça da liga Ti6Al4V.

Todas as simulações foram executadas numa *workstation* do grupo MACTRIB do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro, onde o AdvantEdge se encontra instalado. Esta conta com um processador Intel® Core™ i7-8700 de seis núcleos e doze *threads*, com uma frequência de 3.20 GHz e 12 MB de *cache* e com 16GB de

memória RAM. Na execução das simulações foi possível tirar partido da capacidade de paralelização do AdvantEdge e utilizar os seis núcleos físicos disponíveis no processador, o que permitiu reduzir consideravelmente os tempos de execução.

## 4.1 Caso de Estudo 1

O primeiro caso de estudo aborda a validação dos parâmetros de lubrificação das estratégias MQL e criogénica com LN<sub>2</sub>, bem como da maquinagem a seco. Este caso de estudo foi baseado nos trabalhos experimentais desenvolvidos por Chen et al. (2019). Estes autores realizaram vários ensaios de maquinagem em condições de corte ortogonal na liga Ti6Al4V, com diferentes estratégias de lubrificação, nomeadamente, seco, MQL, criogénica com LN<sub>2</sub> e híbrida (aplicação de MQL na face de ataque e de LN<sub>2</sub> na face de saída), utilizando pastilhas com dois raios de gume distintos, 5 e 50 µm. Estudou-se o impacto do raio de gume da ferramenta e das condições de lubrificação na força de corte e avanço, na rugosidade superficial, na microdureza e no tamanho do grão à superfície e subsuperfície.

No conjunto de simulações numéricas desenvolvidas, o objetivo foi replicar numericamente os resultados obtidos experimentalmente por Chen et al. (2019) para a força de corte e avanço, avaliando depois a influência das diferentes estratégias de lubrificação na temperatura máxima na ferramenta de corte e na forma da aparta. Adicionalmente, e como foi também um dos objetivos do estudo experimental levado a cabo pelos autores, foi ainda avaliada a influência dos raios de gume de 5 e 50 µm.

Na Tabela 4.1 encontram-se os parâmetros experimentais adotados por Chen et al. (2019), bem como os parâmetros introduzidos no AdvantEdge.

O material da peça, a liga de titânio Ti6Al4V foi selecionado a partir da biblioteca de materiais do AdvantEdge, ao invés de introduzir as suas propriedades manualmente no *software*, em parte para aproveitar todas as potencialidades oferecidas pelo mesmo na rápida definição de um problema de maquinagem e também para comprovar a sua viabilidade.

O modelo constitutivo utilizado foi o modelo padrão oferecido pelo AdvantEdge, que é um modelo *Power Law* inacessível ao utilizador. A preferência pela utilização do modelo padrão do AdvantEdge ao invés do modelo de Johnson-Cook (cujos parâmetros teriam de ser introduzidos manualmente) deve-se a este não ter capacidade de reproduzir o mecanismo serrilhado da aparta, característico das ligas de titânio, sem ser acoplado de um modelo de dano, não oferecendo, por isso, resultados confiáveis. Por outro lado, o modelo *Power Law* apresentou bons resultados na representação da distribuição das tensões residuais nos estudos realizados por Niesłony et al. (2014). Assim, optou-se pela utilização do modelo padrão do AdvantEdge, também para comprovar a sua viabilidade para o estudo em causa.

Tabela 4.1: Parâmetros experimentais adotados por Chen et al. (2019) e parâmetros de entrada no AdvantEdge.

	Parâmetros	Chen et al. (2019)	Simulação Numérica FEM			
Peça	Comprimento ( $L$ ) (mm)	-	7			
	Altura ( $h$ ) (mm)	-	2			
	Material	Ti6Al4V	Ti6Al4V			
Ferramenta	Ângulo de ataque ( $\gamma_o$ ) (°)	0	0			
	Ângulo de saída ( $\alpha_o$ ) (°)	11	11			
	Comprimento da face de ataque (mm)	-	2			
	Comprimento da face de saída (mm)	-	2			
	Raio de gume ( $r_n$ ) ( $\mu\text{m}$ )	5; 50	5; 50			
	Material	-	WC-Co			
	Revestimento	s/revestimento	s/revestimento			
Processo	Profundidade de corte ( $doc$ ) (mm)	3.175	3.175			
	Comprimento de corte ( $loc$ ) (mm)	-	5			
	Avanço ( $f$ ) (mm/rot)	0.06	0.06			
	Velocidade de corte ( $V_c$ ) (m/min)	100	100			
	Coeficiente de atrito ( $\mu$ )	-		$r_n$ ( $\mu\text{m}$ )	5	50
				Seco	0.38	1
				MQL	0.36	1
				LN <sub>2</sub>	0.37	1
Ambiente de Corte	Seco, MQL, LN <sub>2</sub> e Híbrida (MQL+ LN <sub>2</sub> )	Seco, MQL, LN <sub>2</sub>				
Simulação	Peça	Tamanho máximo do elemento (mm)	-			
		Tamanho mínimo do elemento (mm)	-			
		Fator de refinamento da malha	-			
		Fator de engrossamento da malha	-			
	Ferramenta	Tamanho máximo do elemento (mm)	-			
		Tamanho mínimo do elemento (mm)	-			
		<i>Mesh grading</i>	-			
		Número máximo de nós	-			
		Análise de tensões residuais	-			
		Profundidade de refinamento (mm)	-			
			0.1			
			0.02			
			2			
			6			
			0.1			
			0.02			
			0.4			
			72000			
			Ativado			
			0.5			

Relativamente à ferramenta de corte, Chen et al. (2019) não especificam no seu artigo o modelo de pastilhas utilizado, referindo somente que estas foram fornecidas pelo fabricante Kennametal™ Inc. Contudo, no ambiente do AdvantEdge é possível especificar a classe da pastilha e o seu revestimento, ambos com influência direta nos resultados. Nesse sentido, contactou-se o autor Guang Chen, que esclareceu que as pastilhas utilizadas foram pastilhas de carbonetos sinterizados Kennametal™ TPG k313, sem revestimento. Dessa forma, foram especificados carbonetos sinterizados como material da ferramenta, não se tendo definido qualquer revestimento.

Para modelar as estratégias de lubrificação MQL e criogénica com LN<sub>2</sub>, ativou-se a opção de lubrificante na janela de lubrificação do AdvantEdge, sendo que foi depois necessário definir um valor para a densidade da mistura ar-óleo MQL e do LN<sub>2</sub>, definir as propriedades de transferência de calor e selecionar uma das quatro metodologias de aplicação de lubrificante disponíveis. As propriedades dos fluidos e os parâmetros necessários foram obtidos com base no levantamento de estudos efetuado na secção 3.3.

No caso da maquinação a seco, o único parâmetro necessário a introduzir no AdvantEdge é o valor do coeficiente de atrito, que foi calculado através da equação 3.7 a partir do valor da força de corte e avanço obtidas pelos autores, para os raios de gume de 5 e 50 µm. Assim, obteve-se o valor de 0.38 no caso do raio de 5 µm e de 1.12 no caso do raio de 50 µm, que foram introduzidos manualmente no AdvantEdge para cada uma das simulações. Como o AdvantEdge não permite introduzir um valor superior a 1, introduziu-se este mesmo valor no caso do raio de 50 µm, sendo que o *software* faz depois um ajuste do mesmo no decorrer da simulação.

No caso da estratégia de lubrificação MQL, o valor da densidade da mistura ar-óleo selecionado foi de 1.36 kg/m<sup>3</sup>, tendo este valor sido determinado experimentalmente por Jamil et al. (2020a), disponível na Tabela 3.1. Relativamente às propriedades de transferência de calor, selecionaram-se propriedades do fluido constantes no AdvantEdge, tendo-se obtido os valores do coeficiente de transferência de calor ( $h_c$ ) a partir dos estudos de Banerjee e Sharma (2016), onde este o valor foi obtido por modelação inversa, em função dos parâmetros do sistema MQL, sendo que se selecionou o valor de 250 W/m<sup>2</sup>.°C. A temperatura da mistura ar-óleo, para a estratégia MQL corresponde à temperatura ambiente, tendo-se considerado 20°C. Por fim, optou-se por modelar esta estratégia recorrendo à metodologia de lubrificação focada, tal como fizeram Banerjee e Sharma (2014), sendo que foi necessário especificar a localização do jato (X,Y), bem como o seu raio de ação (R). Chen et al. (2019) não forneceram o valor do diâmetro do bocal utilizado, e por isso, obteve-se este valor do estudo realizado por Jamil et al. (2020a), disponível na Tabela 3.1. O diâmetro do bocal utilizado foi de 3 mm e, assim, o valor do raio igual a 1.5 mm. Como estes autores aplicaram o jato de ar-óleo na face de ataque da ferramenta, definiram-se as coordenadas como (7, 3.52), para corresponder à configuração experimental. Na Figura 4.1 apresenta-se a janela de lubrificação do AdvantEdge, onde é possível verificar os parâmetros e metodologias selecionados.

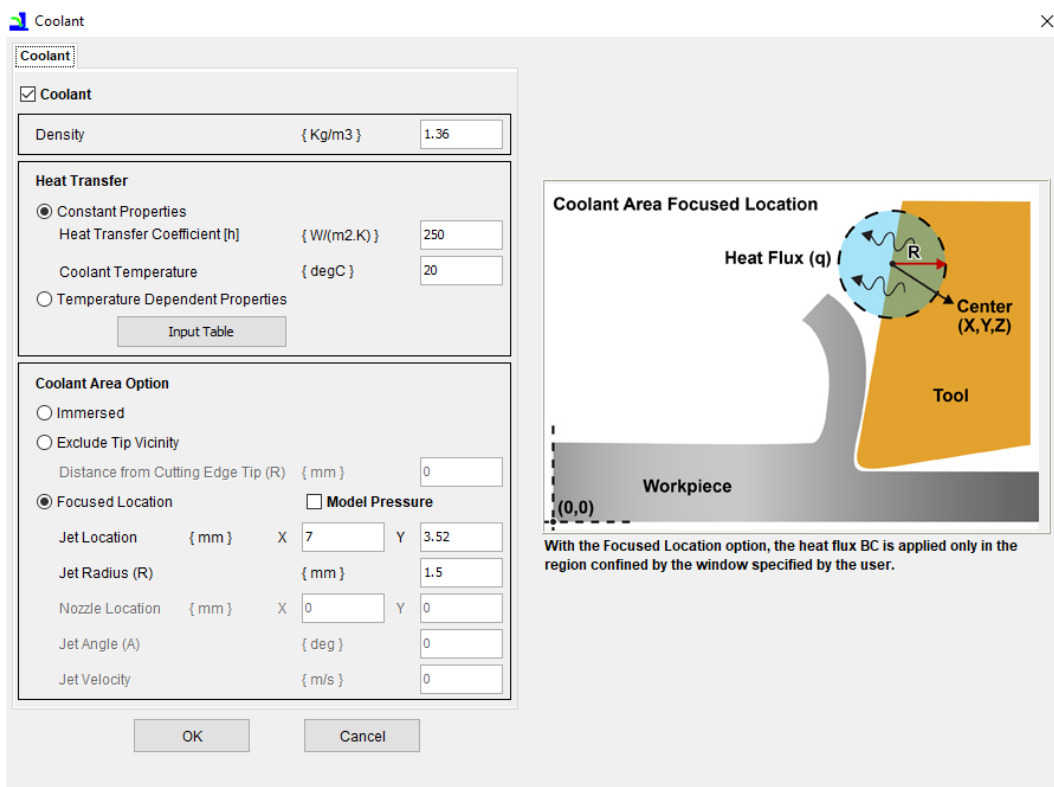


Figura 4.1: Parâmetros e metodologias adotados para a estratégia MQL na janela de lubrificação do AdvantEdge.

O coeficiente de atrito foi igualmente calculado através da equação 3.7, a partir dos valores da força de corte e avanço obtidos pelos autores, sendo que se obteve o valor de 0.36 no caso do raio de 5  $\mu\text{m}$  e o valor de 1.04 no caso do raio de 50  $\mu\text{m}$ , que foi, tal como no caso homólogo anterior, arredondado para 1.

Para modelar a estratégia de refrigeração criogénica consultou-se o estudo numérico desenvolvido por Mishra et al. (2019), disponível na Tabela 3.3, do qual se obtiveram os valores para a densidade do azoto líquido ( $\text{LN}_2$ ), igual a 808  $\text{kg/m}^3$ , do coeficiente de transferência de calor, igual a  $3 \times 10^6 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  e da temperatura do  $\text{LN}_2$ , igual à sua temperatura de ebulição, cerca de  $-197 \text{ }^\circ\text{C}$ . A metodologia de lubrificação focada foi a adotada pelos mesmos autores para modelar o processo, sendo assim necessárias as coordenadas do local de aplicação do fluido e o seu raio de ação. Chen et al. (2019) aplicaram  $\text{LN}_2$  na face de saída da ferramenta e por isso, as coordenadas selecionadas foram (8.1, 2.1). O raio de ação do refrigerante foi obtido a partir do diâmetro do bocal utilizado pelos mesmos autores, neste caso 2 mm, sendo assim igual a 1 mm. Na Figura 4.2 apresenta-se a janela de lubrificação do AdvantEdge, onde é possível verificar os parâmetros e metodologias selecionados.

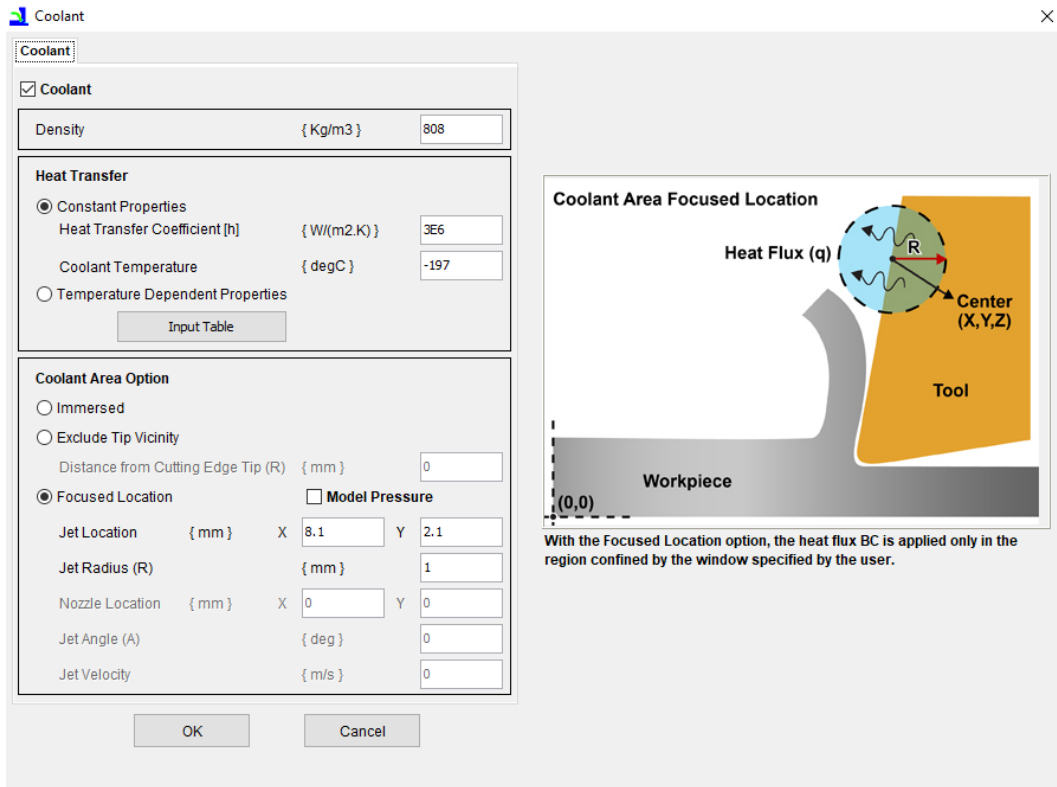


Figura 4.2: Parâmetros e metodologias adotados para a estratégia de refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub> na janela de lubrificação do AdvantEdge.

O coeficiente de atrito adotado para a estratégia de refrigeração criogénica foi igualmente calculado através da equação 3.7, a partir dos valores da força de corte e de avanço obtidos pelos autores, sendo que se obteve o valor de 0.37 no caso do raio de 5  $\mu\text{m}$  e 1.10 no caso do raio de 50  $\mu\text{m}$ , que foi uma vez mais arredondado para 1.

Na Figura 4.3 (a) e (b) apresentam-se, respetivamente, a área de aplicação do jato MQL e do jato de LN<sub>2</sub>.

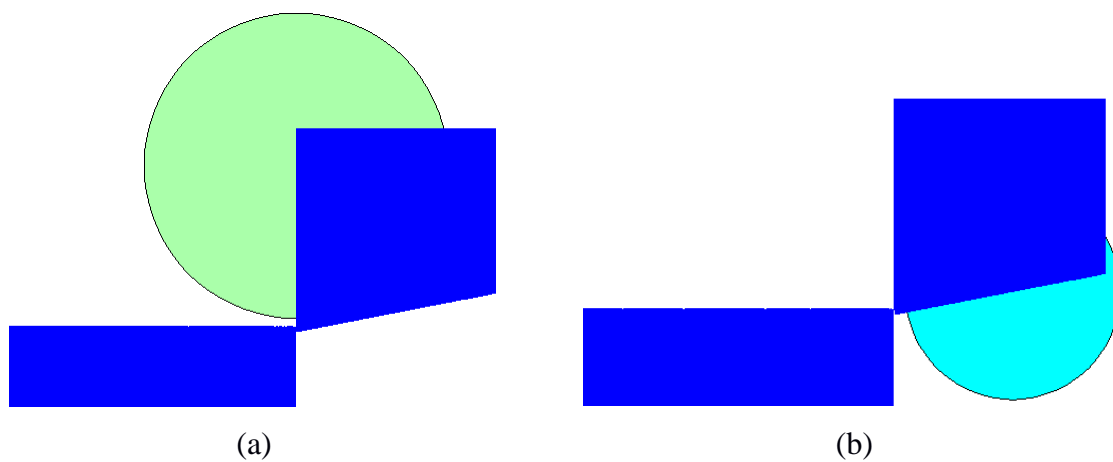


Figura 4.3: Área de aplicação do jato – (a) MQL, (b) LN<sub>2</sub>.

Na Tabela 4.2 apresentam-se os valores experimentais para a força de corte e avanço obtidos por Chen et al. (2019) e os valores numéricos obtidos das simulações desenvolvidas no AdvantEdge, para as três condições do ambiente de corte estudadas, acompanhados do valor do erro relativo associado.

Tabela 4.2: Valores experimentais obtidos por Chen et al. (2019) e valores numéricos obtidos no AdvantEdge para a força de corte e de avanço, em cada uma das condições do ambientes de corte testadas e respetivo erro relativo associado.

$r_n$	Ambiente de corte	$F_c^E$ [N]	$F_a^E$ [N]	$F_c^S$ [N]	$F_a^S$ [N]	$E_r F_c$ [%]	$E_r F_a$ [%]
5 $\mu\text{m}$	Seco	$356 \pm 1$	$136 \pm 14$	369,98	174,07	3,87	27,81
	MQL	$364 \pm 3$	$131 \pm 11$	370,51	169,39	1,84	28,88
	LN <sub>2</sub>	$371 \pm 8$	$138 \pm 12$	382,53	182,61	2,99	32,23
50 $\mu\text{m}$	Seco	$448 \pm 6$	$502 \pm 21$	507,76	578,37	13,44	15,23
	MQL	$447 \pm 4$	$463 \pm 7$	502,85	573,45	12,58	23,89
	LN <sub>2</sub>	$461 \pm 8$	$505 \pm 14$	543,82	609,26	17,98	20,70

Na Tabela 4.2 verifica-se que o maior valor do erro relativo foi obtido no caso da refrigeração criogénica com azoto líquido, para um raio de gume de 5  $\mu\text{m}$ , sendo cerca de 32%. Todos os restantes valores foram inferiores a 30%, com as previsões para a força de corte a demonstrarem, na sua globalidade, valores do erro relativo inferiores aos da força de avanço para ambos os raios. O menor valor do erro relativo foi obtido para o caso da estratégia de lubrificação MQL e raio de gume de 5  $\mu\text{m}$ , sendo inferior a 2%, o que demonstra a boa capacidade do *software* em replicar os resultados experimentais.

A Figura 4.4 e a Figura 4.5 ilustram, respetivamente, as diferenças entre a força de corte e a força de avanço obtidas numericamente e experimentalmente para cada uma das condições do ambiente de corte testadas, para o caso do raio de 5  $\mu\text{m}$ . A Figura 4.6 e a Figura 4.7 ilustram as mesmas diferenças para o caso do raio de 50  $\mu\text{m}$ .



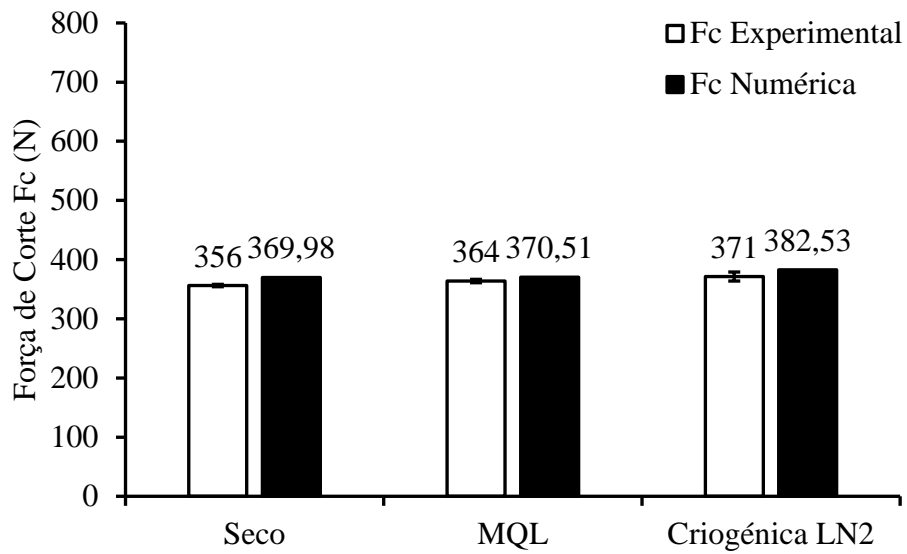


Figura 4.4: Comparação entre os valores experimentais para a força de corte obtidos por Chen et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge, para um raio de gume de 5  $\mu\text{m}$ .

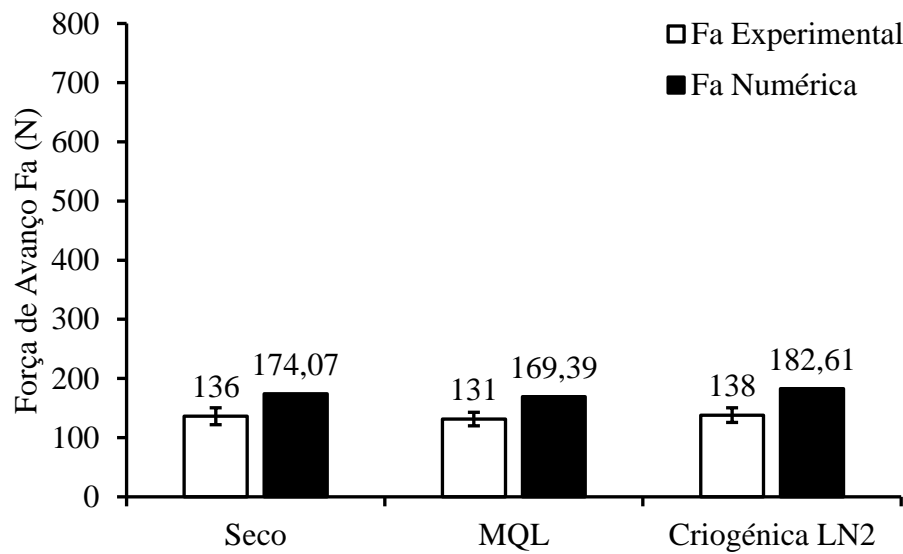


Figura 4.5: Comparação entre os valores experimentais para a força de avanço obtidos por Chen et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge, para um raio de gume de 5  $\mu\text{m}$ .

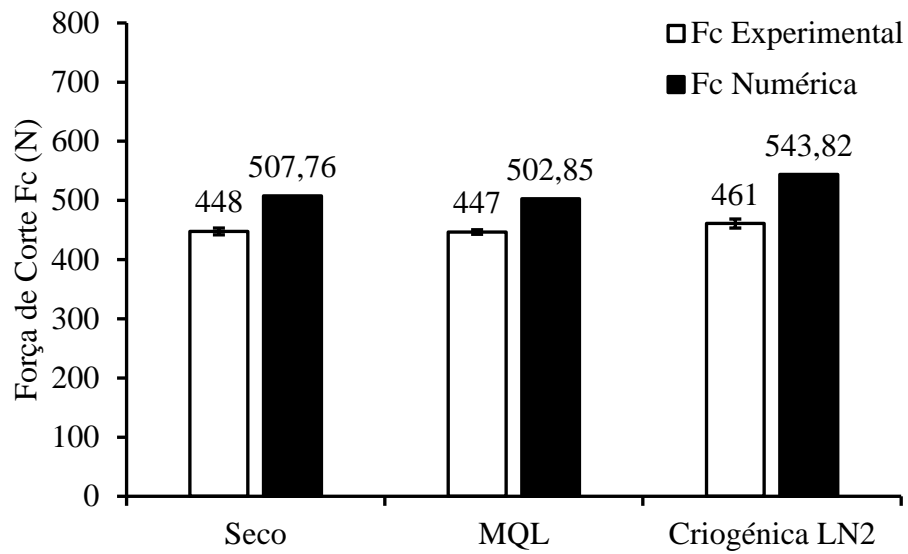


Figura 4.6: Comparação entre os valores experimentais para a força de corte obtidos por Chen et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge, para um raio de gume de 50  $\mu\text{m}$ .

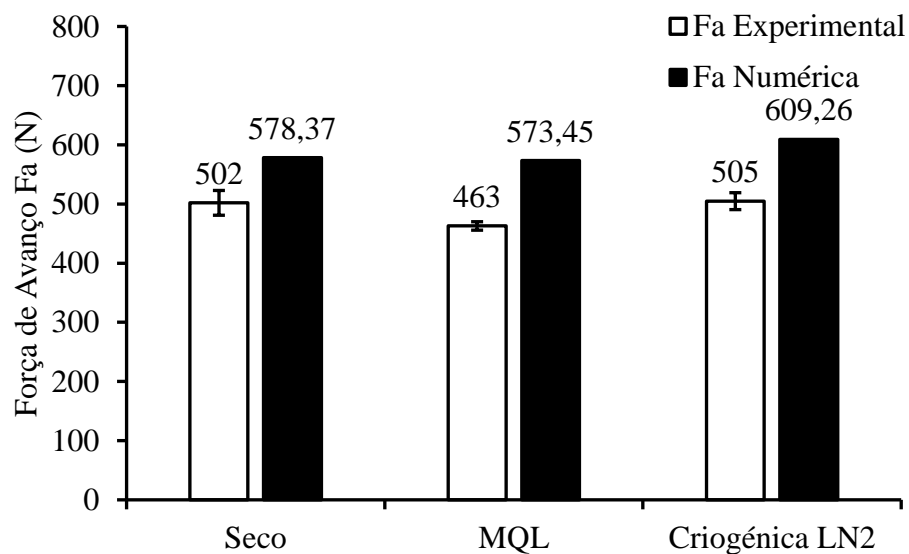


Figura 4.7: Comparação entre os valores experimentais para a força de avanço obtidos por Chen et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge, para um raio de gume de 50  $\mu\text{m}$ .

A partir da Figura 4.4 é possível verificar que os valores numéricos para a força de corte se aproximam bastante dos resultados experimentais, tanto para a maquinagem a seco como para as estratégias MQL e refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub>. Na Figura 4.5 verifica-se que os valores numéricos da força de avanço são para as três estratégias consideravelmente superiores aos valores experimentais, comparativamente aos valores da força de corte.

A força de corte obtida para um raio de gume de 50  $\mu\text{m}$  é consideravelmente superior à obtida para um raio de gume de 5  $\mu\text{m}$  (Figura 4.6) mas é na força de avanço que o aumento se torna mais preponderante, como se pode constatar pela comparação dos gráficos da Figura 4.5 e Figura 4.7, sendo para todos os casos superior em mais de 300 N. Este aumento pode ser atribuído ao efeito de *ploughing* causado pelo maior raio de gume da ferramenta de corte, que comprime parte do material a ser arrancado para a peça, tal como identificaram Chen et al. (2019) na sua análise.

Verifica-se que para ambos os raios de gume, a estratégia de refrigeração criogénica com  $\text{LN}_2$  aplicado na face de saída da ferramenta dá origem à força de corte e avanço mais elevadas. Este aumento da força de corte relativamente à maquinagem a seco, está de acordo com os resultados obtidos por Hong et al. (2001), onde se concluiu que este foi devido ao endurecimento da peça causado pela aplicação direta de  $\text{LN}_2$ . Em contrapartida, a estratégia de lubrificação MQL com o jato aplicado na face de ataque da ferramenta demonstrou ser a mais eficaz na redução da força de corte e avanço, comparativamente à maquinagem a seco e à refrigeração criogénica, tanto nas previsões numéricas como nas medições experimentais, à exceção da força de corte obtida para um raio de gume de 5  $\mu\text{m}$ , onde esta força superou ligeiramente a obtida para a maquinagem a seco, mas seguiu a tendência dos valores experimentais.

Por fim, constata-se que os modelos numéricos têm capacidade de prever as medições experimentais com um valor de erro relativo aceitável, validando os parâmetros e metodologias adotados no AdvantEdge, para modelar a maquinagem a seco e as estratégias de lubrificação MQL e refrigeração criogénica com  $\text{LN}_2$ .

Relativamente à temperatura máxima na ferramenta de corte, Chen et al. (2019) não mediram experimentalmente os valores máximos atingidos para cada uma das estratégias de lubrificação testadas. Dessa forma, decidiu avaliar-se as mesmas, na medida em que a temperatura atingida no corte das ligas de titânio é um dos principais fatores a dificultar a maquinabilidade destes materiais, tornando-se interessante avaliar as diferenças entre as diferentes estratégias.

Os valores obtidos para as temperaturas máximas na face de ataque da ferramenta de corte, para as diferentes estratégias de lubrificação testadas, no caso dos raios de 5 e 50  $\mu\text{m}$ , apresentam-se na Figura 4.8.

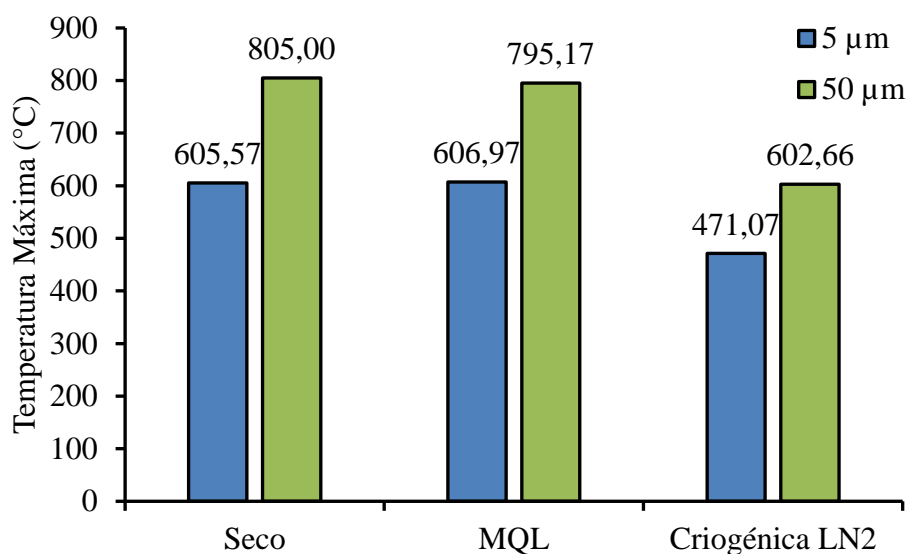


Figura 4.8: Temperaturas máximas na face de ataque da ferramenta de corte para a maquinagem a seco e estratégias de lubrificação MQL e criogénica com LN<sub>2</sub>, no caso dos raios de 5 e 50 µm.

Pela análise do gráfico da Figura 4.8, verifica-se que no caso do raio de 5 µm, os valores das temperaturas máximas na face de ataque obtidos para a maquinagem a seco e para a estratégia MQL revelam ser bastante próximos, situando-se na casa dos 600 °C, com a temperatura obtida para a estratégia MQL a ultrapassar até ligeiramente a maquinagem a seco. Isto pode ser devido ao mecanismo de formação da apara se encontrar em fases distintas (amaciamento térmico ou encruamento) no incremento temporal em que se obtiveram os valores de temperatura. Por seu lado, a refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub> demonstrou uma maior capacidade para remover o calor da ferramenta, tendo possibilitado uma redução de mais de 130 °C comparativamente à maquinagem a seco, o que se poderá traduzir num prolongamento da sua vida útil.

No caso do raio de 50 µm, verifica-se que a estratégia MQL já permitiu reduzir marginalmente a temperatura na face de ataque da ferramenta, comparativamente à maquinagem a seco, o que aliado à redução da força de corte e de avanço conseguida, reforça ainda mais o seu potencial no controlo da temperatura na maquinagem da liga Ti6Al4V. Contudo, os melhores resultados foram obtidos com a estratégia de refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub>, que permitiu uma redução de mais de 200 °C na face de ataque da ferramenta, comparativamente à maquinagem a seco. Em contrapartida, essa redução veio à custa de um aumento da força de corte e avanço.

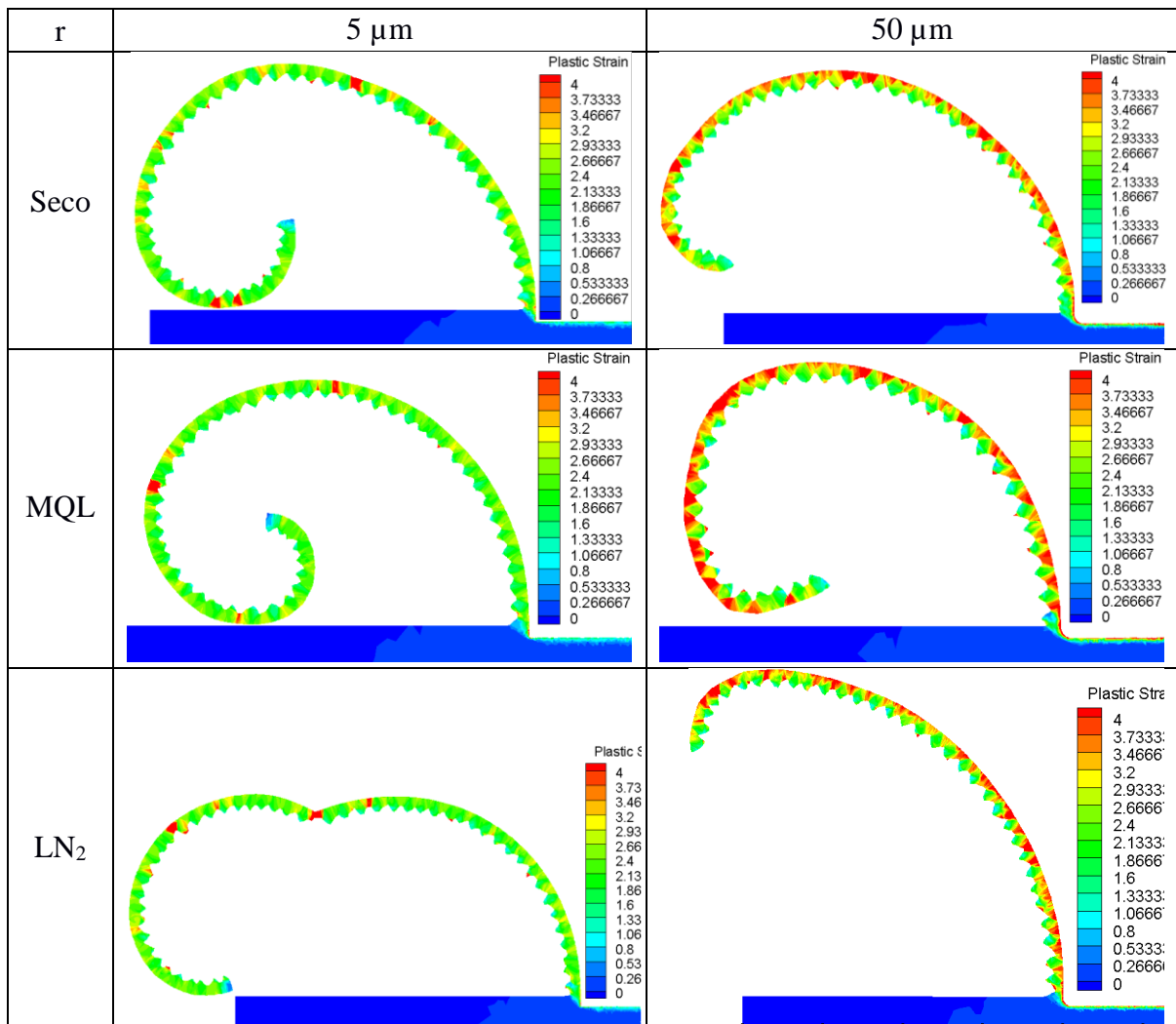
De forma expectável, o raio da aresta de corte de 5 µm possibilitou valores consideravelmente inferiores de temperatura na face de ataque da ferramenta, pela maior facilidade em cortar o material e pela redução do coeficiente de atrito.

Tendo em conta que o processo de formação da apara é outro dos principais fatores a contribuir para a geração de calor por atrito na maquinagem das ligas de titânio, torna-se interessante avaliar a capacidade de evacuar a apara da zona de corte para as diferentes

estratégias. Nesse sentido, decidiu avaliar-se também a eficácia de cada uma das estratégias neste processo de evacuação.

A forma da apara, após 5 mm de comprimento de corte, para cada uma das condições do ambiente de corte estudadas, para os raios de gume de 5 e 50  $\mu\text{m}$ , encontra-se ilustrada na Tabela 4.3.

Tabela 4.3: Forma apresentada pela apara após 5 mm de comprimento de corte, para cada uma das condições do ambiente de corte estudadas, no caso dos raios de 5 e 50  $\mu\text{m}$ .



Pela análise da Tabela 4.3 é possível verificar que as aparas obtidas com um raio de gume de 5  $\mu\text{m}$  apresentam um maior enrolamento, comparativamente às aquelas obtidas com um raio de gume de 50  $\mu\text{m}$ , para todos os casos de estudo. Este resultado indica um menor raio de enrolamento da apara para o caso de 5  $\mu\text{m}$ , o que se traduz num menor comprimento de contacto entre a apara e a ferramenta, reduzindo o atrito e contribuindo para a evacuação da apara.

Observando os resultados obtidos para a maquinagem a seco, constata-se que no caso do raio de gume de 5  $\mu\text{m}$  a apara enrolou, mas não quebrou, havendo alguns pontos onde a deformação plástica ultrapassou o valor 4, que são locais onde a apara pode vir a quebrar no seguimento do corte. No caso do raio de gume de 50  $\mu\text{m}$  verifica-se que o exterior da apara apresenta sempre valores de maior deformação plástica, próximos ou mesmo superiores a 4, que são o resultado da maior deformação induzida no material pelo maior raio da aresta de corte.

A estratégia MQL permitiu obter formas da apara mais favoráveis relativamente à maquinagem a seco, sendo que no caso do raio de gume de 5  $\mu\text{m}$  pode observar-se que esta estratégia possibilitou um menor raio de enrolamento da apara relativamente ao caso homólogo a seco, contribuindo para a melhoria do processo. Esta tendência também se verificou com o raio de 50  $\mu\text{m}$ , comprovando uma vez mais o potencial da estratégia MQL.

A aplicação de  $\text{LN}_2$  na face de saída da ferramenta levou aos piores resultados da forma da apara, dando origem aos maiores raios de enrolamento, que fazem aumentar o atrito na face de ataque. Este comportamento é resultado da maior resistência do material a baixa temperatura, aliada a uma menor deformação, após a aplicação de  $\text{LN}_2$ , que dificulta o enrolamento da apara após o corte, visível na apara obtida com o raio de gume de 50  $\mu\text{m}$ . Com o raio de 5  $\mu\text{m}$  a apara começa a quebrar num dos locais de deformação concentrada, o que ocorre pouco antes dos 5 mm de comprimento de corte, sendo visível o menor enrolamento relativamente às aparas obtidas para as outras condições de corte.

## 4.2 Caso de Estudo 2

O segundo caso de estudo aborda a validação dos parâmetros de lubrificação da estratégia de refrigerantes de alta pressão, bem como da lubrificação abundante. Este caso de estudo foi baseado nos trabalhos experimentais e numéricos desenvolvidos por Stolf et al. (2019). Neste trabalho foram realizados vários ensaios de maquinagem na liga Ti6Al4V, com as estratégias de lubrificação abundante e de refrigerantes de alta pressão. Foram avaliadas experimentalmente a força de corte, a temperatura máxima na ferramenta, o desgaste na face de saída da ferramenta, a morfologia da apara e a sua microdureza, para ambas as estratégias de lubrificação.

No conjunto de simulações numéricas desenvolvidas, o objetivo foi replicar numericamente os resultados obtidos experimentalmente por Stolf et al. (2019) para as temperaturas máximas na face de ataque da ferramenta de corte, avaliando depois a influência de ambas as estratégias de lubrificação na força de corte e avanço e na forma da apara. Adicionalmente, e por ter sido também obtido pelos autores, foi ainda avaliada a estratégia de refrigerantes de alta pressão a duas velocidades de corte, 150 m/min e 250 m/min.

Na Tabela 4.4 encontram-se os parâmetros experimentais adotados por Stolf et al. (2019), bem como os parâmetros introduzidos no AdvantEdge.

Tabela 4.4: Parâmetros experimentais adotados por Stolf et al. (2019) e parâmetros de entrada no AdvantEdge.

	Parâmetros		Stolf et al. (2019)	Simulação Numérica FEM
Peça	Comprimento ( $L$ ) (mm)		-	7
	Altura ( $h$ ) (mm)		-	2
	Material		Ti6Al4V	Ti6Al4V
Ferramenta	Ângulo de ataque ( $\gamma_o$ ) (°)		-5	-5
	Ângulo de saída ( $\alpha_o$ ) (°)		6	6
	Comprimento da face de ataque (mm)		-	2
	Comprimento da face de saída (mm)		-	2
	Raio de gume ( $r_n$ ) ( $\mu\text{m}$ )		20	20
	Material		WC-Co (Classe K)	WC-Co (Classe K)
	Revestimento		s/revestimento	s/revestimento
Processo	Profundidade de corte ( $doc$ ) (mm)		0.25	0.25
	Comprimento de corte ( $loc$ ) (mm)		-	5
	Avanço ( $f$ ) (mm/rot)		0.1225	0.1225
	Velocidade de corte ( $V_c$ ) (m/min)		150; 250	150; 250
	Coeficiente de atrito ( $\mu$ )		-	<i>Default</i>
	Ambiente de Corte		Emulsão, HPC	Emulsão, HPC
Simulação	Peça	Tamanho máximo do elemento (mm)	-	0.1
		Tamanho mínimo do elemento (mm)	-	0.02
		Fator de refinamento da malha	-	2
		Fator de engrossamento da malha	-	6
	Ferramenta	Tamanho máximo do elemento (mm)	-	0.1
		Tamanho mínimo do elemento (mm)	-	0.02
		<i>Mesh grading</i>	-	0.4
	Número máximo de nós		-	72000
	Análise de tensões residuais		-	Ativado
	Profundidade de refinamento (mm)		-	0.5

A liga de titânio Ti6Al4V foi selecionada a partir da biblioteca de materiais padrão do AdvantEdge e o modelo constitutivo utilizado foi igualmente o modelo padrão oferecido pelo AdvantEdge, pelas razões mencionadas no primeiro caso de estudo.

Relativamente à ferramenta de corte, os autores utilizaram pastilhas Kennametal™ CNMG 432 de carboneto de tungstênio (WC) da classe K, sem revestimento. Dessa forma, foram especificados carbonetos sinterizados da classe K como material da ferramenta no AdvantEdge, não se tendo definido qualquer revestimento. Os autores não forneceram os parâmetros de corte da ferramenta, em particular o valor do ângulo de ataque, do ângulo de saída e do raio de gume da ferramenta, tendo estes valores sido obtidos a partir das

imagens disponibilizadas no artigo, recorrendo a uma ferramenta de processamento de imagem, o *software* ImageJ, tendo-se chegado a um ângulo de ataque ortogonal ( $\gamma_o$ ) de  $-5^\circ$ , um ângulo de saída ortogonal ( $\alpha_o$ ) de  $6^\circ$  e um raio de gume da ferramenta de  $20\ \mu\text{m}$ .

O sistema de alta pressão adotado pelos autores foi o modelo ChipBLASTER J8-1000, sendo o fluido a alta pressão depois feito passar por um porta-ferramentas Sandvik PCLNL 16 4DHP, o mesmo apresentado na Figura 2.3.

Para modelar as estratégias de lubrificação abundante e de refrigerantes de alta pressão, ativou-se a opção de lubrificante na janela de lubrificação do AdvantEdge, tendo-se de seguida definido um valor para a densidade da emulsão e para as propriedades de transferência de calor e depois selecionado as metodologias de área de aplicação de lubrificante adequadas a cada caso. As propriedades dos fluidos e os parâmetros necessários foram obtidos com base no levantamento efetuado na secção 3.3.

No caso da estratégia de lubrificação abundante foi necessário o valor da densidade da emulsão, que Stolf et al. (2019) não disponibilizaram, tendo-se obtido este valor a partir da densidade de um óleo de corte semissintético comercial, o Xtreme Cut 290, cuja densidade de  $967\ \text{kg/m}^3$ , considerando uma emulsão de 6% com água, resultou numa densidade de  $995\ \text{kg/m}^3$ . Por outro lado, Stolf et al. (2019) disponibilizaram o valor do coeficiente de transferência de calor, igual a  $1 \times 10^4\ \text{W/m}^2 \cdot \text{K}$ . Assumiu-se que a emulsão se encontrava à temperatura ambiente, tendo-se considerado  $20^\circ\text{C}$ . Por fim, optou-se por modelar esta estratégia recorrendo à metodologia de lubrificação por imersão, tal como fez Shen (2018). Na Figura 4.9 apresenta-se a janela de lubrificação do AdvantEdge, onde é possível verificar os parâmetros e metodologias selecionados.



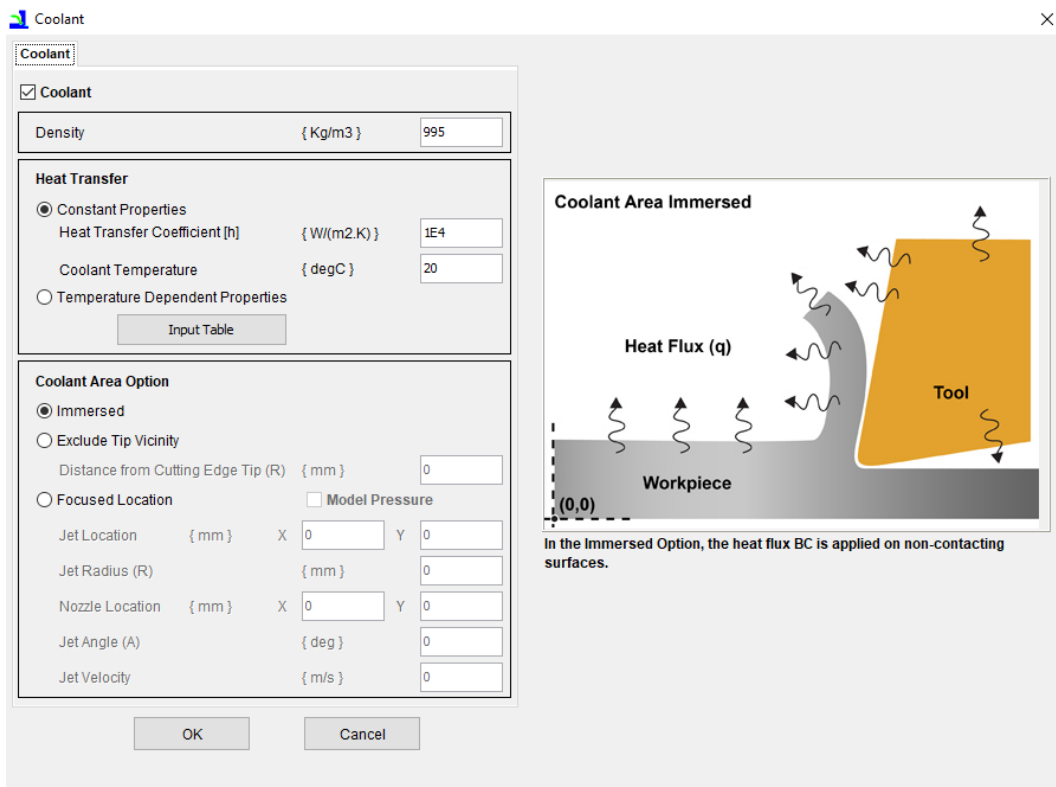


Figura 4.9: Parâmetros e metodologias adotados para a estratégia de lubrificação abundante na janela de lubrificação do AdvantEdge.

Tendo em conta que Stolf et al. (2019) só apresentaram o gráfico da evolução das força de corte e não disponibilizaram a força de avanço, deixou-se o cálculo do coeficiente de atrito a cargo do algoritmo *Default* do AdvantEdge, que estima este valor com base nas condições de corte.

Para modelar a estratégia de refrigerantes de alta pressão, utilizaram-se os mesmos valores de densidade ( $995 \text{ kg/m}^3$ ), coeficiente de transferência de calor ( $1 \times 10^4 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ) e temperatura ( $20^\circ\text{C}$ ) da estratégia anterior. A metodologia de lubrificação focada com modelação de pressão foi a adotada para modelar o processo, sendo assim necessárias as coordenadas da localização do bocal (X, Y), o raio do jato (R), o seu ângulo de inclinação ( $A_j$ ) e a sua velocidade. Stolf et al. (2019) aplicaram o refrigerante de alta pressão na face de ataque da ferramenta, tendo-se definido as coordenadas como sendo (6, 4). Estes autores não especificaram o diâmetro dos três bocais presentes no porta-ferramentas, tendo-se considerado o diâmetro individual de cada um deles como sendo 1 mm, o mesmo adotado por D'Addona e Raykar (2019) e somado as três áreas correspondentes. A partir do valor da área obteve-se o valor de diâmetro de um bocal equivalente, neste caso aproximadamente igual a 1.73 mm, sendo o valor do raio (R) metade desse valor, cerca de 0.87 mm. O ângulo de inclinação do jato ( $A_j$ ) adotado foi de  $275^\circ$ . Os autores só fornecem a pressão do sistema (69 bar), não disponibilizando a velocidade do jato à saída do bocal. Assim, a velocidade do jato adotada foi de 70 m/s. Na Figura 4.10 apresenta-se a janela de

lubrificação do AdvantEdge, onde é possível verificar os parâmetros e metodologias selecionados.

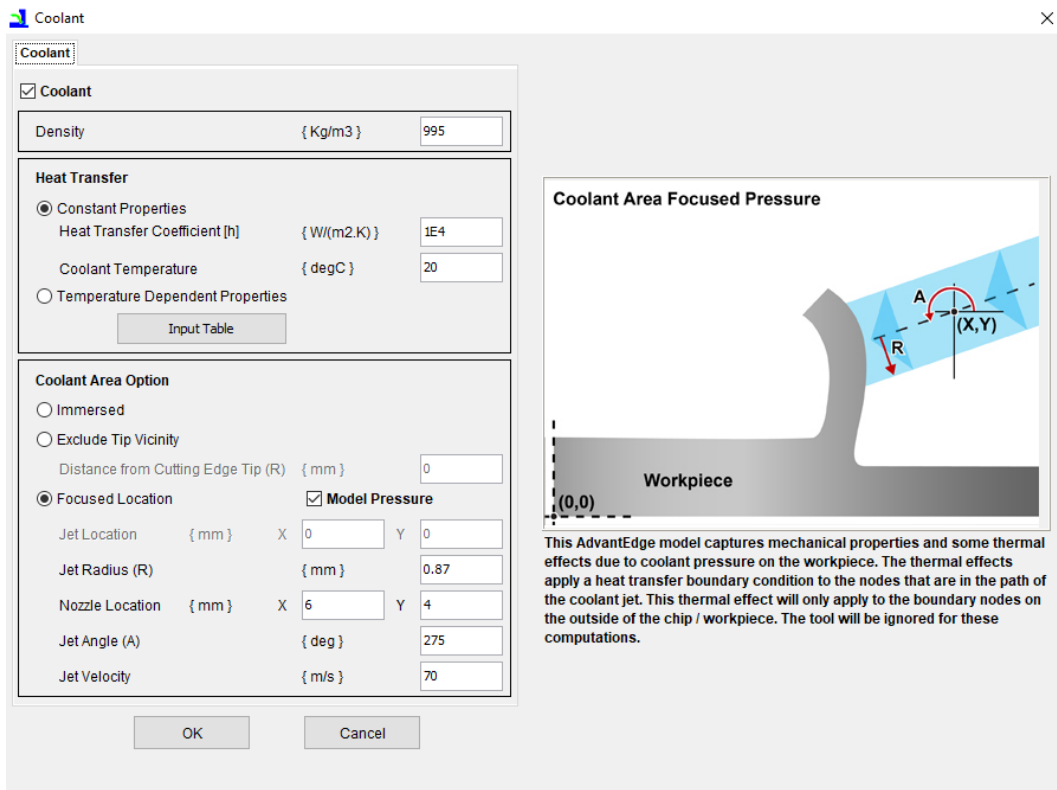


Figura 4.10: Parâmetros e metodologias adotados para a estratégia de refrigerantes de alta pressão na janela de lubrificação do AdvantEdge.

O valor do coeficiente de atrito foi, a par da estratégia anterior, deixado a cargo do *software*, que faz uma estimativa com base nas condições de corte.

Na Figura 4.11 apresenta-se uma ilustração com o vetor que representa a direção, o sentido e a inclinação do jato de alta pressão e da respectiva área de aplicação na peça.

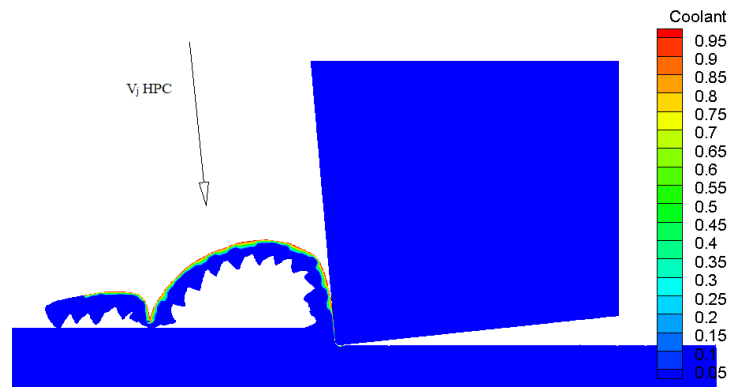


Figura 4.11: Vetor representativo do jato de alta pressão e área de aplicação na peça.

Na Tabela 4.5 apresentam-se os valores experimentais para a força de corte obtidos por Stolf et al. (2019) e os valores numéricos obtidos das simulações desenvolvidas no AdvantEdge para as duas estratégias de lubrificação estudadas e o respectivo valor do erro relativo associado.

Tabela 4.5: Valores experimentais obtidos por Stolf et al. (2019) e valores numéricos obtidos no AdvantEdge para a força de corte, no caso das estratégias de lubrificação abundante e de refrigerantes de alta pressão e respectivo erro relativo associado (Lubrificação Abundante/ HPC 1 –  $V_c = 150$  m/min; HPC 2 –  $V_c = 250$  m/min).

Ambiente de corte	$F_c^E$ [N]	$F_c^S$ [N]	$E_r F_c$ (%)
Abundante	$111 \pm 2$	59,88	45,83
HPC 1	$65 \pm 2$	60,15	7,98
HPC 2	$76 \pm 7$	56,96	24,88

Pela análise da Tabela 4.5 verifica-se que as previsões numéricas para a força de corte nas condições de refrigerantes de alta pressão apresentam ambas um valor de erro relativo em relação às medições experimentais inferior a 30%. Porém, a uma velocidade de corte de 150 m/min, obteve-se um valor para o erro relativo de cerca de 8%, significativamente menor que a mesma condição a 250 m/min, onde o erro relativo já atingiu perto de 25%. O pior resultado foi obtido para a estratégia de lubrificação abundante ou emulsão, em que o valor do erro relativo superou os 45%. Este valor não é considerado aceitável e faz questionar a capacidade de modelar esta estratégia.

A Figura 4.12 ilustra as diferenças entre a força de corte obtida experimentalmente e numericamente para as três condições testadas.

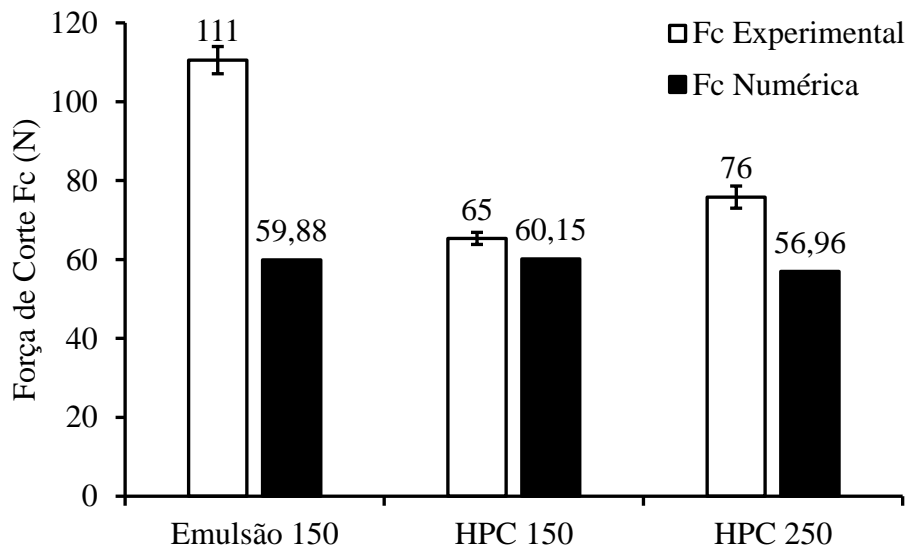


Figura 4.12 Comparação entre os valores experimentais para a força de corte obtidos por Stolf et al. (2019) e os valores numéricos obtidos no AdvantEdge.

Os valores obtidos para a força de avanço, para cada uma das condições do ambiente de corte testadas apresentam-se na Figura 4.13.

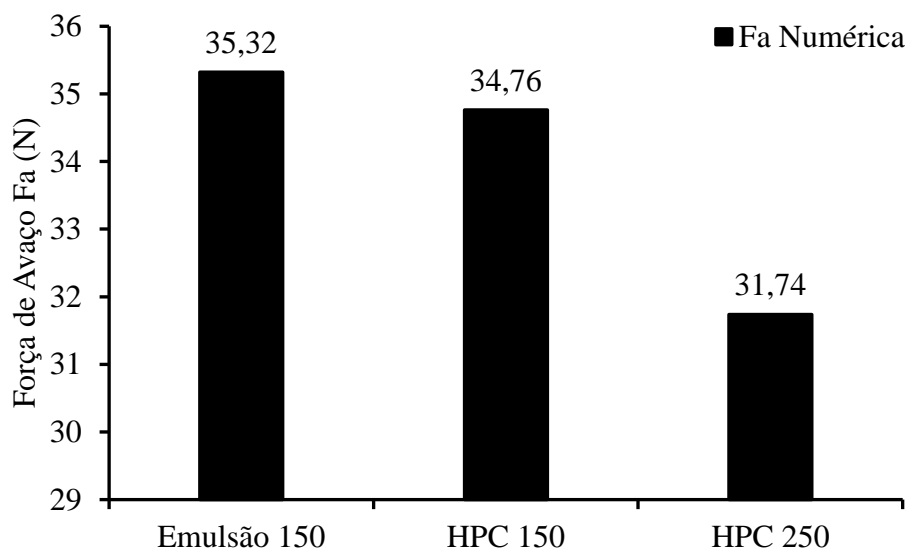


Figura 4.13: Valores numéricos para a força de avanço obtidos no AdvantEdge.

Na Figura 4.12 verifica-se que os valores obtidos para a força de corte das condições de emulsão e HPC a 150 m/min são bastante próximos, o que demonstra que o *software* parece não ter sensibilidade para distinguir estas duas estratégias com base nas metodologias adotadas. Por outro lado, com a condição de HPC a 250 m/min, obtiveram-se experimentalmente valores superiores para a força de corte, comparativamente à mesma condição a 150 m/min, enquanto numericamente estes valores foram inferiores, o que não seguindo a tendência experimental, está de acordo com os princípios da maquinagem a alta velocidade. A maior força de corte obtida experimentalmente pelos autores pode ser explicada pelas condições em que se realizaram os testes e pode ser atribuída à eficácia do sistema de alta pressão a esta velocidade ou porventura a vibrações já presentes no centro de torneamento onde foram realizados os testes.

Constata-se ainda que, ao contrário do que aconteceu no primeiro caso de estudo, as previsões numéricas da força de corte para as três condições foram sempre inferiores aos valores medidos experimentalmente.

Na Figura 4.13 apresentam-se as previsões numéricas para a força de avanço e neste caso, para a mesma velocidade de corte, a condição de HPC já deu origem a um valor ligeiramente inferior para a força de avanço, que se poderá apontar à maior capacidade de remover a aparas da zona de corte, reduzindo o comprimento de contacto entre a aparas e a ferramenta e facilitando o avanço. Quanto à condição de HPC a 250 m/min, é notória uma redução já considerável da força de avanço, o que uma vez mais vai ao encontro dos princípios da maquinagem a alta velocidade.

Na Tabela 4.6 apresentam-se os valores experimentais para as temperaturas máximas na ferramenta obtidos por Stolf et al. (2019) e os valores numéricos obtidos das simulações desenvolvidas no AdvantEdge para as duas estratégias de lubrificação estudadas e o respetivo valor do erro relativo associado. Os autores registaram as temperaturas experimentais através de um termopar inserido num furo obtido por eletroerosão na pastilha, por forma a que o registo fosse feito o mais próximo possível da face de ataque da mesma.

Tabela 4.6: Valores experimentais obtidos por Stolf et al. (2019) e valores numéricos obtidos no AdvantEdge para as temperaturas máximas obtidas na ferramenta de corte no caso das estratégias de lubrificação abundante e de refrigerantes de alta pressão e respetivo erro relativo associado (Lubrificação Abundante/ HPC 1 –  $V_c = 150$  m/min; HPC 2 –  $V_c = 250$  m/min).

Ambiente de corte	$T_{\max}^E$ [°C]	$T_{\max}^S$ [°C]	$E_r T_{\max}$ (%)
Abundante	921	1115,61	21
HPC 1	899	1115,64	24
HPC 2	1051	1319,86	26

A partir da Tabela 4.6 verifica-se que o maior valor do erro relativo foi obtido para a estratégia de refrigerantes de alta pressão a uma velocidade de corte de 250 m/min, sendo igual a 26%, enquanto o menor valor foi obtido para a estratégia de lubrificação abundante, não indo além dos 21%. Nesse sentido, pode afirmar-se que é possível validar os parâmetros e metodologias adotados para modelar ambas as estratégias.

Os valores obtidos para as temperaturas máximas na face de ataque da ferramenta de corte, para as condições do ambiente de corte testadas, apresentam-se na Figura 4.14.

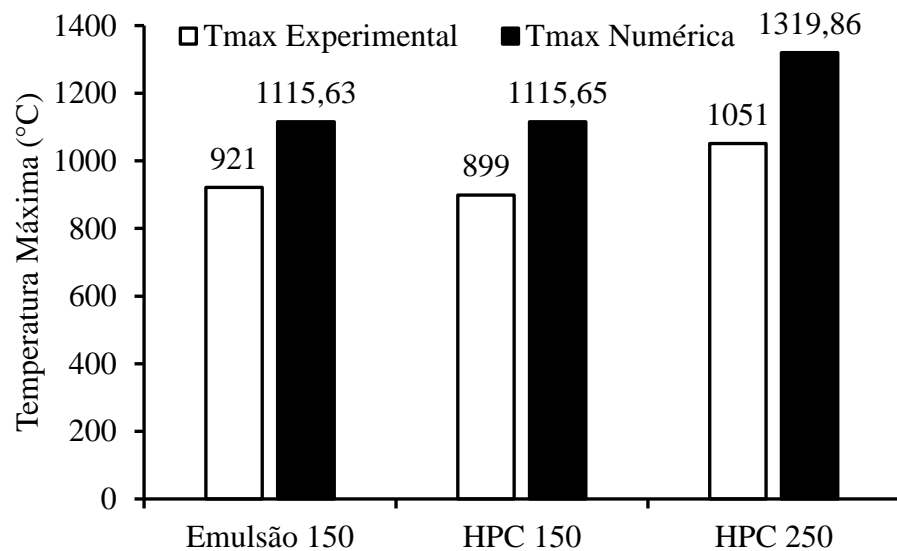


Figura 4.14: Valores experimentais para a temperatura máxima na face de ataque da ferramenta de corte obtidos por Stolf et al. e valores numéricos obtidos no AdvantEdge.

A partir da Figura 4.14 verifica-se que as previsões numéricas para as temperaturas máximas na face de ataque são significativamente superiores aos valores medidos experimentalmente, para as três condições testadas. Este é o resultado expectável, na medida em que o termopar mede a temperatura a alguma distância da interface da pastilha, apresentando sempre valores de temperatura inferiores aos que seriam medidos nessa zona. Esta é uma limitação da forma de medição utilizada pelos autores, justificada pelo limite de profundidade do furo onde é inserido o termopar, por forma a manter a integridade estrutural da pastilha.

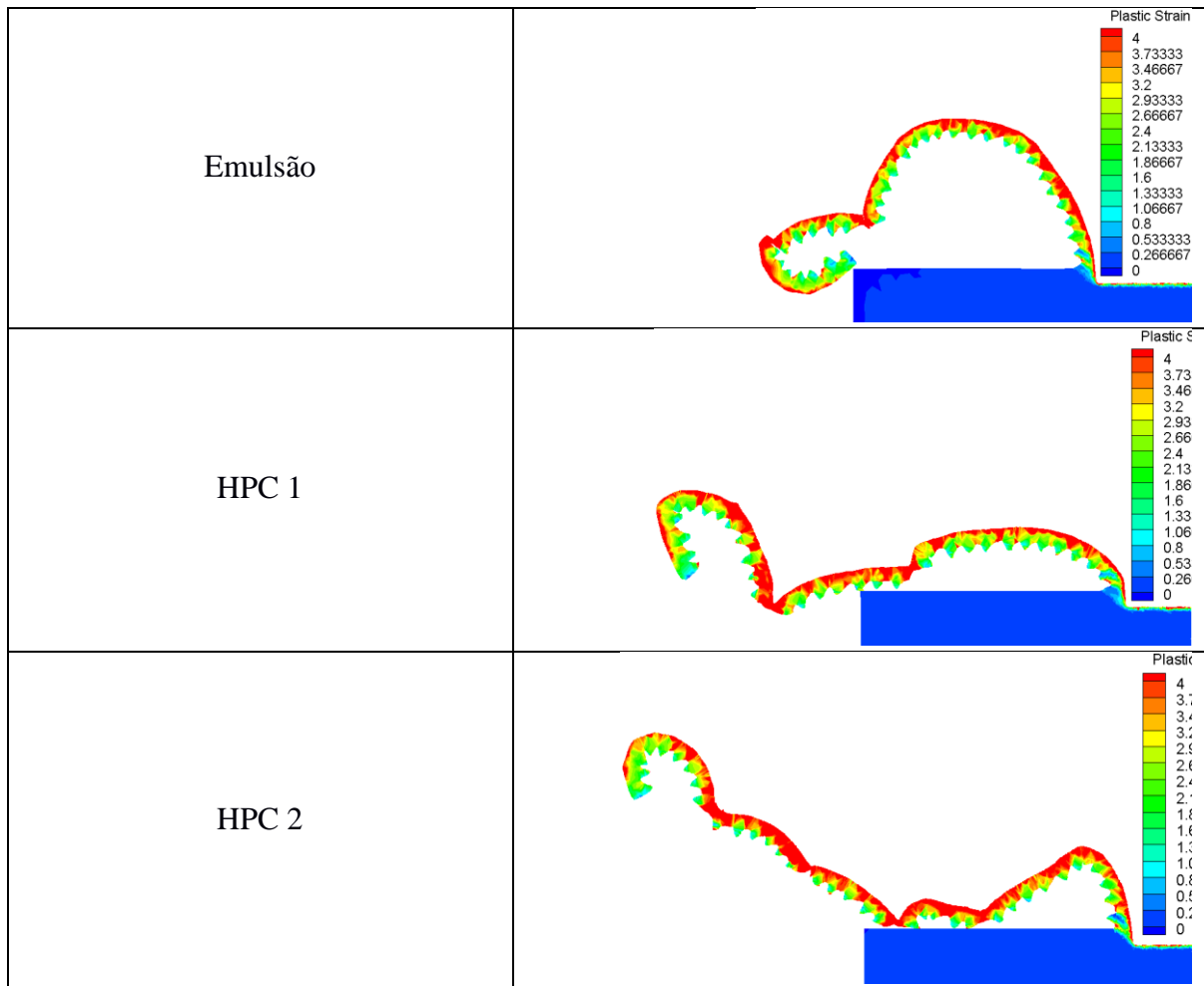
Em relação aos valores obtidos numericamente, tal como ocorreu para a força de corte, o programa não parece ter sensibilidade para distinguir entre as metodologias adotadas para a lubrificação abundante e para os refrigerantes de alta pressão, tendo previsto valores numéricos para a temperatura máxima na face de ataque bastante próximos. Isto deve-se, em parte, a ter-se adotado o mesmo coeficiente de transferência de calor,  $h_c$ , para ambas as estratégias, fornecido por Stolf et al. (2019). De qualquer forma, a estratégia de HPC possibilitou experimentalmente uma redução de cerca de 20 °C, relativamente à lubrificação abundante, que pode ser atribuída à maior capacidade de evacuação da apara, que resulta em valores inferiores de comprimento de contacto (D'Addona e Raykar, 2019). Estas características deveriam traduzir-se numa menor temperatura na face de ataque, o que não se verificou no AdvantEdge.

Para o caso da estratégia de HPC a uma velocidade de corte 250 m/min, a temperatura máxima foi superior em cerca de 200 °C, relativamente à mesma estratégia a 150 m/min, seguindo a mesma tendência dos valores experimentais.

A forma da apara, após 5 mm de comprimento de corte, para as estratégias de lubrificação abundante e de refrigerantes de alta pressão, encontra-se ilustrada na Tabela 4.7.

Pela análise da Tabela 4.7 é possível verificar que a estratégia normalmente adotada na prática industrial, a lubrificação abundante, deu origem à formação de uma apara de raio elevado, com duas zonas onde é claramente visível uma elevada deformação e, portanto, de potencial separação do material, mas que não chega a ocorrer para o comprimento de corte simulado (5 mm). Para além disso, mesmo com algumas regiões de maior deformação no exterior da apara, nota-se que esta não tem tendência a enrolar, sendo que essas zonas de elevada deformação, só ocorreram pelo impacto da apara na peça.

Tabela 4.7: Forma apresentada pela apara após 5 mm de comprimento de corte, para as estratégias de lubrificação abundante e de refrigerantes de alta pressão (Lubrificação Abundante/ HPC 1 –  $V_c = 150$  m/min, HPC 2 –  $V_c = 250$  m/min).



A aplicação do refrigerante de alta pressão, para uma velocidade de corte de 150 m/min (HPC 1) resultou numa apara que vai sendo empurrada para a superfície pelo impacto do jato de alta velocidade. Desta forma, verifica-se um menor raio de enrolamento da apara relativamente ao caso homólogo com emulsão. É também visível uma zona de elevada deformação plástica, onde a apara se encontra perto de quebrar. Constata-se que a quebra da apara não chega a ocorrer, eventualmente devido ao curto tempo de simulação. Contudo, pode afirmar-se que a aplicação do jato de alta pressão entre a ferramenta e a apara contribui para a sua evacuação da zona de corte, indo ao encontro dos resultados experimentais de Palanisamy et al. (2009).

A aplicação do refrigerante de alta pressão, para uma velocidade de corte de 250 m/min (HPC 2) resultou numa apara com mais zonas de deformação concentrada que a obtida na situação HPC 1. Para além disso, é notória a maior deformação no exterior da apara, dada a maior velocidade de corte. Verifica-se uma vez mais que a elevada velocidade do jato exerce um maior impacto na apara, contribuindo para o seu enrolamento

e evacuação da zona de corte e melhorando a estabilidade do processo, o que vai ao encontro dos resultados numéricos obtidos por Słodki et al. (2019).

### 4.3 Caso de Estudo 3

Esta parte do trabalho foi o culminar de todo o processo de validação levado a cabo anteriormente e abordou uma comparação entre as diferentes estratégias de lubrificação estudadas, averiguando as particularidades e potencialidades oferecidas por cada uma delas. Esta análise foi realizada adotando os mesmos parâmetros de corte e as metodologias e parâmetros de cada estratégia validados anteriormente. Nesta comparação também foram consideradas a força de corte e avanço, a temperatura máxima na ferramenta e a forma da apra, mas com o objetivo principal de avaliar a influência das diferentes estratégias de lubrificação nas tensões residuais na peça da liga Ti6Al4V.

Na Tabela 4.8 encontram-se os parâmetros adotados nas simulações numéricas desenvolvidas no AdvantEdge.

Tabela 4.8: Parâmetros adotados nas simulações numéricas efetuadas no AdvantEdge.

Ambiente de Corte	Velocidade de corte ( $V_c$ ) [m/min]	Avanço ( $f$ ) [mm/rot]	Profundidade de corte ( $doc$ ) [mm]	Raio de gume ( $r_n$ ) [ $\mu$ m]	Ângulo de ataque ( $\gamma_0$ ) [°]	Ângulo de saída ( $\alpha_0$ ) [°]
Seco, Abundante, MQL, HPC, LN <sub>2</sub>	100	0.2	2	20	-6	7

Tendo em consideração que se adotou um ângulo de ataque distinto daquele empregue no primeiro caso de estudo, foi necessário redefinir as coordenadas da área de aplicação do jato MQL. Para além disso, tendo em conta que, à exceção do LN<sub>2</sub>, todas as outras estratégias foram modeladas com o fluido direcionado para a face de ataque da ferramenta, considerando o objetivo deste caso de estudo e também por uma questão de coerência, decidiu adicionar-se um novo caso, onde esta estratégia também fosse aplicada nesta zona. Assim, na Figura 4.15 (a) e (b) apresentam-se, respetivamente, as novas áreas de aplicação do jato MQL e do jato de LN<sub>2</sub>.



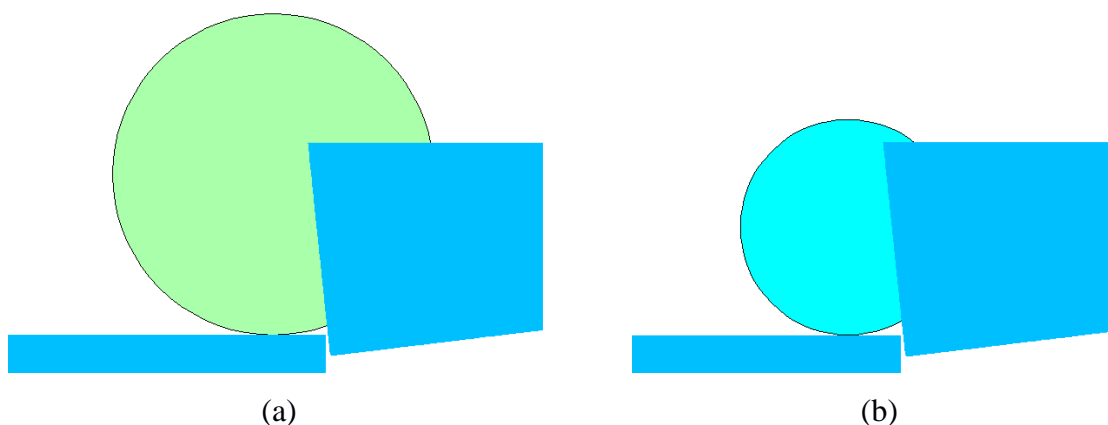


Figura 4.15: Área de aplicação do jato – (a) MQL, (b) LN<sub>2</sub>.

Na Figura 4.16 e na Figura 4.17 apresentam-se, respetivamente, a força de corte e a força de avanço obtidas numericamente para cada uma das estratégias de lubrificação testadas.

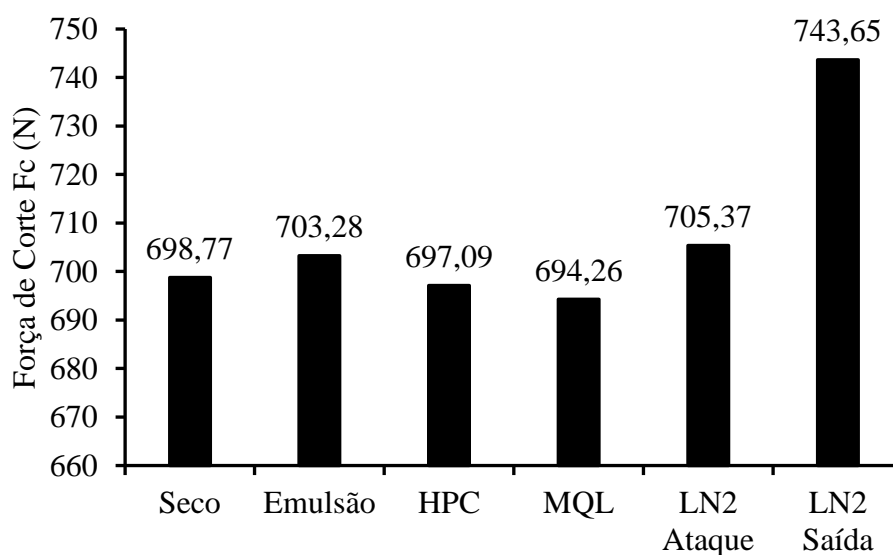


Figura 4.16: Valores numéricos para a força de corte obtidos no AdvantEdge para cada uma das estratégias de lubrificação testadas.

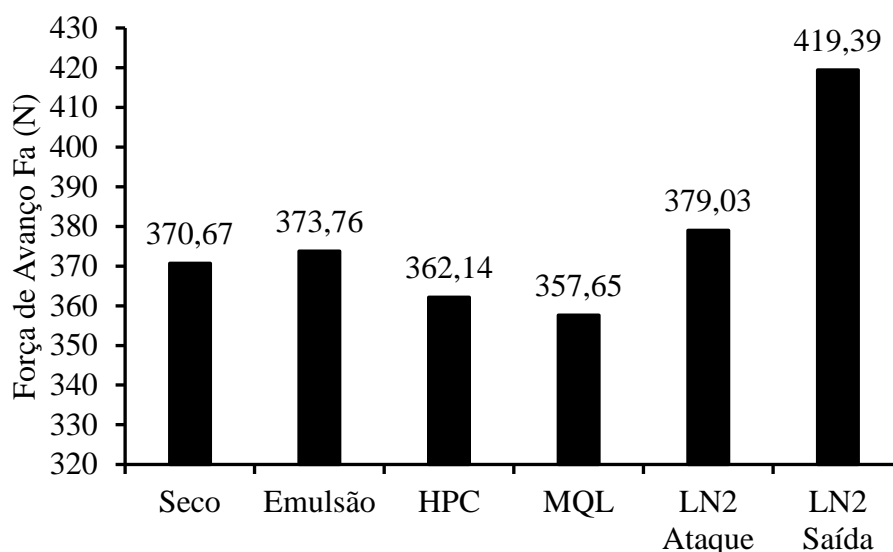


Figura 4.17: Valores numéricos para a força de avanço obtidos no AdvantEdge para cada uma das estratégias de lubrificação testadas.

Pela análise da Figura 4.16 verifica-se que os valores numéricos da força de corte obtidos no AdvantEdge para cada uma das estratégias de lubrificação testadas apresentam relativamente pouca variação, à exceção dos obtidos com a aplicação de azoto líquido. A mesma tendência é também seguida na Figura 4.17, para a força de avanço.

A estratégia considerada de “controlo” é neste caso a maquinagem a seco, por não ter ativada nenhuma opção de lubrificação no AdvantEdge. Por outro lado, na prática industrial a maquinagem destas ligas recorre normalmente a algum tipo de lubrificação, por forma a controlar a temperatura na face de ataque da ferramenta. Assim, qualquer melhoria apresentada pela maquinagem a seco relativamente à lubrificação abundante é considerada uma vantagem. Os resultados mostram que foi exatamente esse o caso. De facto, a maquinagem a seco permitiu uma ligeira redução da força de corte e de avanço, relativamente à emulsão, que pode ser explicada pelo amaciamento térmico do material na zona de deformação primária, onde ocorre a separação do material, facilitando o corte.

Quanto à estratégia de refrigerantes de alta pressão, constata-se que esta permitiu uma redução já considerável da força de corte, mas sobretudo, da força de avanço, relativamente à lubrificação abundante, a estratégia normalmente adotada na prática industrial. Esta redução é devida à maior capacidade de evacuação da zona de corte, que permite reduzir o comprimento de contacto entre a ferramenta e a peça, o que acaba por se refletir numa redução da força de corte e avanço (Słodki et al., 2019).

É de notar que esta estratégia recorre ao mesmo tipo de fluidos de corte que a lubrificação abundante, que muitas vezes são emulsões com óleos de corte de origem mineral e que por isso não é a que mais contribui para a sustentabilidade. Contudo, pelas mais altas pressões utilizadas, é possível reduzir a quantidade de fluidos consumida, tornando-se assim numa opção mais interessante do que a sua aplicação a baixa pressão, num sistema convencional.

A estratégia de lubrificação MQL foi aquela que se apresentou como a mais promissora em termos da redução da força de corte e avanço. De facto, esta estratégia permitiu uma redução de quase 10 N na força de corte e de mais de 15 N na força de avanço, comparativamente à lubrificação abundante. Estes resultados estão em linha com as vantagens há muito defendidas por vários investigadores e que se mantêm válidas até aos dias de hoje (Krolczyk et al., 2019). A juntar aos bons resultados em termos da força de corte, importa salientar as vantagens ecológicas que traz consigo, pois recorre a uma pequena quantidade de óleo atomizado num jato de ar, que neste caso em particular, foi até modelada no AdvantEdge utilizando um coeficiente de transferência de calor de um óleo vegetal biodegradável (Banerjee e Sharma, 2016).

A aplicação de LN<sub>2</sub> na face de ataque da ferramenta, conduziu a um ligeiro aumento da força de corte e a um ainda ligeiro, se bem que mais pronunciado, aumento da força de avanço, relativamente à lubrificação abundante. Este aumento é expectável e está de acordo com os resultados obtidos por Hong et al. (2001) e Shokrani et al. (2012) e pode ser atribuído ao endurecimento da peça, devido à aplicação direta de LN<sub>2</sub>.

A aplicação de LN<sub>2</sub> na face de saída da ferramenta resultou nos maiores valores da força de corte, com um aumento de cerca de 40 N relativamente à lubrificação abundante e também da força de avanço, neste caso de quase de 50 N. Este aumento é uma vez mais uma consequência do aumento de resistência e do endurecimento da peça (Shokrani et al., 2012). O considerável aumento relativamente à sua aplicação na face de ataque da ferramenta não parece ter explicação óbvia, mas pode ser uma consequência da menor temperatura a que se encontra o raio de gume da ferramenta, que dificulta o corte na zona de deformação primária, dada a diferente localização da área de aplicação do LN<sub>2</sub>, que pode arrefecer mais rapidamente esta zona.

Relativamente às temperaturas de corte, os valores obtidos para as temperaturas máximas atingidas na face de ataque da ferramenta de corte, para as diferentes condições do ambiente de corte testadas, apresentam-se na Figura 4.18.

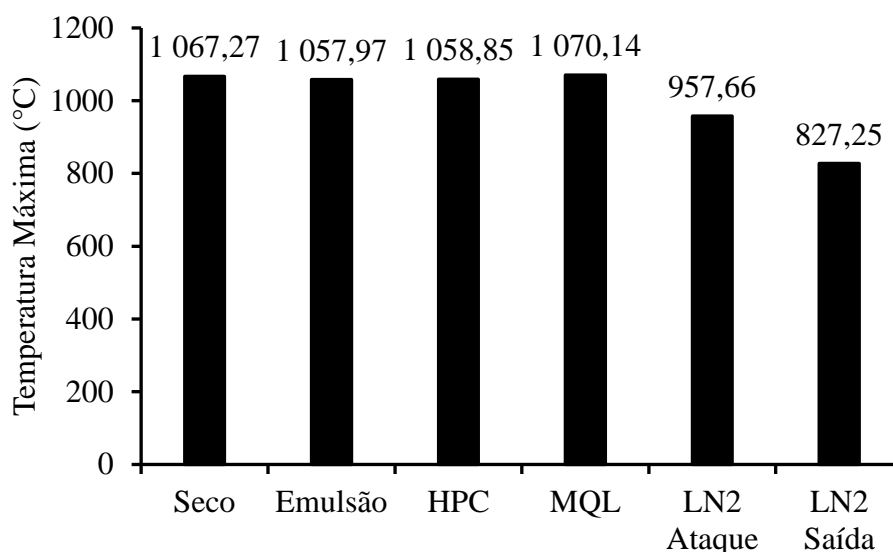


Figura 4.18: Valores numéricos da temperatura máxima na face de ataque da ferramenta de corte obtidos no AdvantEdge, para as diferentes condições do ambiente de corte testadas.

Pela análise da Figura 4.18 verifica-se que recorrendo à estratégia de lubrificação por emulsão, foi possível obter uma temperatura máxima de cerca de 1058 °C na face de ataque da ferramenta de corte, neste caso 10 °C inferior à obtida na maquinagem a seco, o que é benéfico para o prolongamento da vida útil da ferramenta, porém dada a pequena diferença, demonstra também o potencial da maquinagem a seco, para os valores de velocidade de corte e avanço adotados. Previsivelmente, para velocidades de corte e avanço superiores, esta diferença seria ainda mais notória.

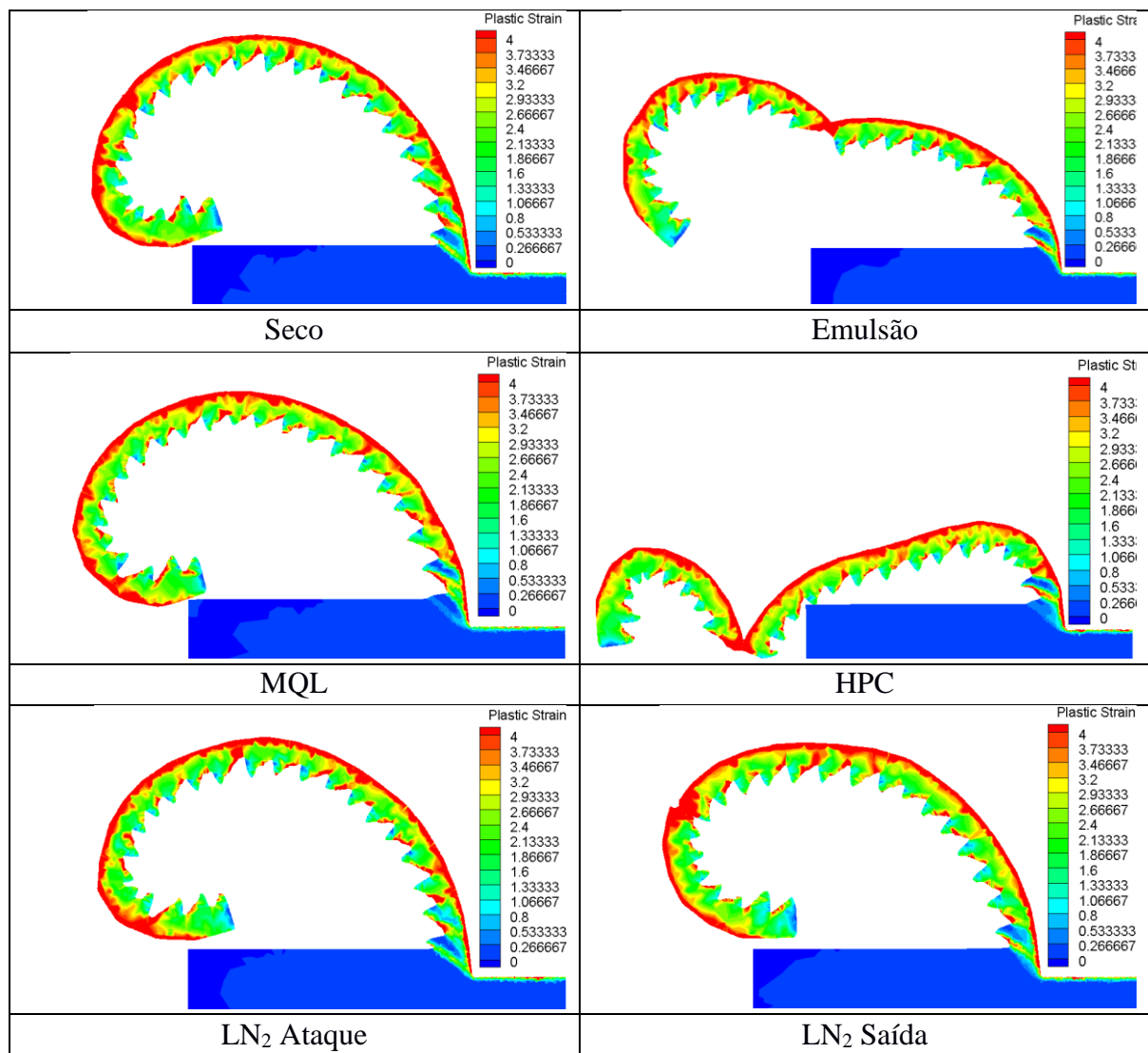
A estratégia de refrigerantes de alta pressão demonstrou ser capaz de possibilitar valores máximos de temperatura na face de ataque da ferramenta equivalentes aos obtidos recorrendo à lubrificação abundante, o que indica o seu potencial na substituição da estratégia tradicional, que recorre a emulsões a baixa pressão, pela aplicação de um jato a alta pressão, que permite ainda um menor consumo de óleo, sendo por isso benéfica para o ambiente.

Por sua vez, a estratégia de lubrificação MQL possibilitou valores de temperatura próximos dos obtidos com a maquinagem a seco, consequência do baixo valor do coeficiente de transferência de calor utilizado (250 W/m<sup>2</sup>·K). Este valor até ultrapassou ligeiramente o da maquinagem a seco, o que se pode dever a questões numéricas ou à fração temporal em que o valor foi obtido. Porém, o aumento relativamente à lubrificação abundante não foi muito significativo, mantendo-se abaixo dos 1200 °C, considerados o limite aceitável de trabalho das ferramentas de carbonetos, o que continua a ser um indicador do seu potencial para aplicação na maquinagem da liga Ti6Al4V, especialmente pelos seus excelentes indicadores de sustentabilidade, muito superiores aos da lubrificação abundante e do HPC.

A estratégia de refrigeração criogénica com a aplicação de LN<sub>2</sub> na face de ataque, permitiu uma redução de mais de 100 °C na temperatura da ferramenta relativamente à lubrificação abundante, resultado das temperaturas negativas a que o azoto líquido é aplicado (-197 °C). A aplicação de LN<sub>2</sub> na face de saída da ferramenta permitiu obter os menores valores de temperatura na face de ataque, com uma redução de mais de 200 °C comparativamente à lubrificação abundante. Esta estratégia revela-se assim a mais eficaz a reduzir a temperatura na ferramenta de corte, em particular, quando o azoto líquido é aplicado na face de saída da ferramenta, demonstrando ser neste aspeto mais eficaz do que as estratégias MQL e HPC, o que vai ao encontro dos testes numéricos realizados por Kaynak et al. (2018).

A forma da apana, após 5 mm de comprimento de corte, para cada uma das condições do ambiente de corte estudadas, encontra-se ilustrada na Tabela 4.9.

Tabela 4.9: Forma apresentada pela apana após 5 mm de comprimento de corte, para cada uma das condições do ambiente de corte estudadas.



Verifica-se para maquinagem a seco que a apara enrolou ao seu ritmo normal, com algumas zonas de maior deformação a vermelho, onde esta poderia quebrar, o que não chegou a ocorrer. Como esta estratégia não tem a influência de qualquer forma de remoção de calor, permite que se atinja uma maior temperatura na apara, o que explica as zonas de maior deformação. Contudo, não ocorre quebra da apara, não contribuindo assim para a sua evacuação da zona de corte e melhoria da eficiência do processo.

No caso da lubrificação abundante, constata-se que esta conduziu a uma apara que numa fase inicial aparenta ser idêntica à obtida com a maquinagem a seco, mas que a dada altura atingiu a peça e iniciou uma quebra a meio, o que acabou por ser benéfico.

A estratégia de lubrificação MQL permitiu obter uma apara que em tudo se assemelha à obtida pela maquinagem a seco, não se verificando, para os parâmetros de corte adotados, os benefícios do primeiro caso de estudo. Porém, na região superior da imagem, é visível a iniciação de uma região de maior deformação plástica no topo da apara, sendo possível que se venha a desenvolver uma apara similar à obtida com a utilização de emulsão.

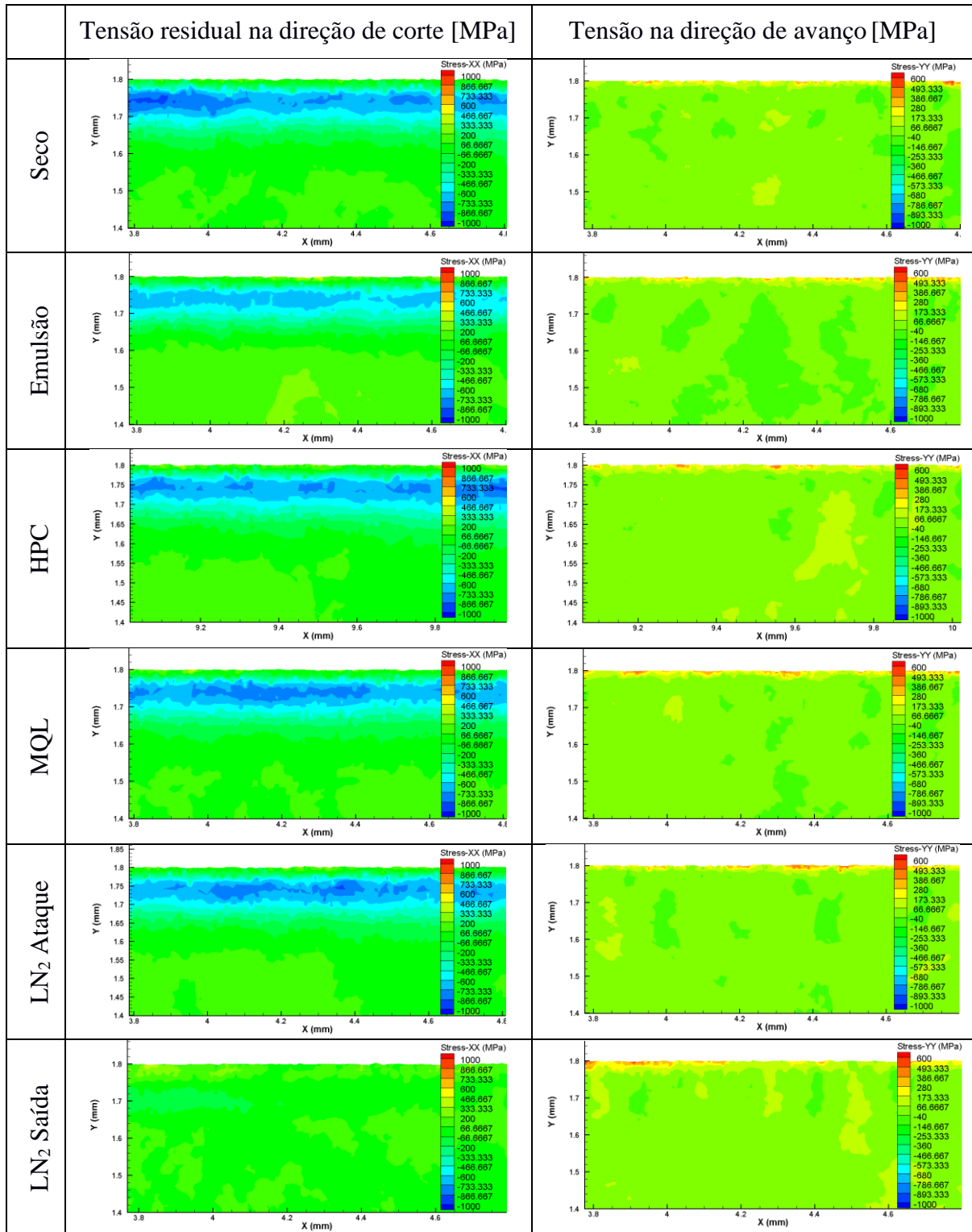
A utilização do refrigerante de alta pressão foi a estratégia que conduziu à forma da apara mais favorável ao processo, sendo notória uma região de grande deformação, onde a apara se encontra muito perto de quebrar. Adicionalmente, é notória a redução do comprimento de contacto entre a apara e a ferramenta, efeito da maior capacidade de penetração do jato nesta zona, visível pela redução da força de corte. Uma vez mais, pelo comprimento de corte limitado por questões de consumo de recursos computacionais, não foi possível observar se ocorre quebra da apara.

A aplicação de LN<sub>2</sub> na face de ataque da ferramenta não apresentou os melhores resultados em termos de enrolamento da apara, resultando numa apara que não se afasta muito da obtida com a maquinagem a seco. Existem, contudo, algumas regiões de deformação elevada, em particular, na região superior, sendo que dada a baixa temperatura a que a apara se encontra, poderão levar à sua quebra nessa zona.

A aplicação de LN<sub>2</sub> na face de saída da ferramenta conduziu a uma apara em tudo semelhante à obtida na situação homóloga na face de ataque, com ligeiramente menos tendência para enrolar. Contudo, a aplicação direta de LN<sub>2</sub>, mesmo sendo direcionada na face de saída da ferramenta, baixa consideravelmente a temperatura da peça e da ferramenta e, conseqüentemente, a temperatura da apara, tornando-a mais quebradiça. Isto é notório na região de maior concentração de deformação plástica, a maior região a vermelho, onde já é visível a propagação da fissura que dará início à quebra da apara.

As tensões residuais na peça, nas direções de corte e avanço, para cada uma das condições do ambiente de corte estudadas, encontram-se ilustradas na Tabela 4.10.

Tabela 4.10: Perfis de tensão residual nas direções de corte e de avanço, para cada uma das condições do ambiente de corte estudadas.



Verifica-se que as tensões residuais nos perfis de profundidade diferem bastante entre as direções de corte e avanço. As tensões residuais na direção de corte são nulas na

superfície, para todos os casos de estudo, podendo, contudo, apresentar valores ligeiramente positivos ou negativos, dependendo do ponto axial onde seja efetuada a medição. Por outro lado, estas tensões passam a compressivas na subsuperfície, à exceção do caso em que se aplica azoto líquido na face de saída da ferramenta. Por seu lado, as tensões residuais na direção de avanço, apresentam valores trativos à superfície, mas estabilizam rapidamente para valores nulos, não sendo visíveis na subsuperfície.

No caso da maquinagem a seco, as tensões residuais na direção de corte são nulas ou ligeiramente trativas à superfície, podendo, contudo, atingir os +400 MPa nalguns pontos, tornando-se compressivas a 5  $\mu\text{m}$  de profundidade e atingindo um mínimo de cerca de -900 MPa a 50  $\mu\text{m}$  de profundidade, antes de voltarem a estabilizar a cerca de 200  $\mu\text{m}$  de profundidade para o valor encontrado no material antes do processo de maquinagem (cerca de 0 MPa). As tensões residuais na direção do avanço são trativas à superfície, podendo atingir os +530 MPa nalguns pontos.

A lubrificação abundante conduziu a tensões residuais na direção de corte que seguem a mesma tendência à superfície que a maquinagem a seco, podendo atingir em certos pontos os +500 MPa. Estas tensões tornam-se depois compressivas a 10  $\mu\text{m}$  de profundidade e atingem um valor mínimo de -700 MPa a 50  $\mu\text{m}$  de profundidade, na subsuperfície, até voltarem a um valor nulo. Na direção de avanço, as tensões residuais são trativas à superfície, podendo superar os +600 MPa em determinados locais.

Com os refrigerantes de alta pressão, as tensões residuais na direção de corte foram semelhantes aos casos anteriores, mas com tensões menos trativas à superfície, atingindo nalguns pontos, os +320 MPa, com as tensões residuais na subsuperfície a demonstrarem ser mais compressivas do que as obtidas com a lubrificação abundante, atingindo os -750 MPa, sendo, portanto, uma situação mais benéfica que esta. As tensões residuais na direção de avanço são, tal como nos dois casos anteriores, trativas à superfície, podendo atingir em certas zonas, os +550 MPa.

A estratégia de lubrificação MQL, deu origem a resultados semelhantes aos obtidos com a condição a seco, com tensões ligeiramente trativas à superfície, que atingem nalguns pontos os +530 MPa, demonstrando, contudo, valores menos compressivos na subsuperfície, por volta de -800 MPa. Na direção de avanço, registou-se um valor máximo de cerca de +500 MPa à superfície, ligeiramente inferior ao registado para a maquinagem a seco.

A aplicação de  $\text{LN}_2$  na face de ataque da ferramenta, deu origem a um perfil de tensões residuais na direção de corte em tudo semelhante aos anteriores, com tensões ligeiramente trativas à superfície, que atingem nalguns pontos os +300 MPa e que depois passam a compressivas na subsuperfície, atingindo um mínimo de -850 MPa. Na direção de avanço, o valor máximo da tensão residual registado foi de +625 MPa.

A aplicação de  $\text{LN}_2$  na face de saída da ferramenta, deu origem a tensões residuais na direção de corte ligeiramente trativas à superfície, nunca ultrapassando os +100 MPa, dependendo do ponto axial onde foi efetuada a medição e aproximando-se de 0 MPa na subsuperfície. Esta estratégia apresenta-se assim como a melhor solução para a redução da tensão nesta direção. Por outro lado, as tensões residuais na direção do avanço são as mais



altas registadas, com o maior valor a atingir os +736 MPa, pondo em causa a escolha desta estratégia se o objetivo for reduzir as tensões residuais na peça.

# 5 Considerações Finais

## 5.1 Conclusões

Esta dissertação teve como objetivo avaliar diferentes condições do ambiente de corte, em particular, seco, abundante, quantidade mínima de lubrificação, refrigerantes de alta pressão e refrigeração criogénica na maquinagem da liga Ti6Al4V. Neste contexto, procedeu-se ao desenvolvimento de um conjunto de simulações numéricas por elementos finitos, num *software* comercial de simulação numérica de processos de maquinagem, o AdvantEdge 7.5. Numa primeira fase, foi feita a parametrização das metodologias de modelação de fluido no AdvantEdge que permitissem a simulação numérica das várias estratégias de lubrificação. Posteriormente, foi feita a sua validação, por comparação dos resultados numéricos com resultados de natureza experimental, retirados da literatura. Por fim, analisou-se a influência das diferentes estratégias na força de corte, na temperatura máxima da ferramenta de corte, na forma da apara e nas tensões residuais na peça.

No primeiro caso de estudo abordou-se a validação das estratégias de maquinagem a seco, MQL e de refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub>. Para isso, compararam-se a força de corte medida experimentalmente por Chen et al. (2019) com a força numérica obtida no AdvantEdge. Posteriormente, avaliaram-se ainda a temperatura máxima na face de ataque da ferramenta de corte e a forma da apara.

No processo de validação com base na força de corte, verificou-se que quase todos os valores do erro relativo se situaram abaixo dos 30%, validando os parâmetros e metodologias adotados no AdvantEdge, para modelar as três estratégias. Verificou-se, ainda, que as previsões da força de corte demonstraram ser, na sua globalidade, mais exatas que as previsões da força de avanço. Constatou-se, ainda, que em termos comparativos, a força de corte obtida com um raio de gume de 50 µm foi superior à obtida com um raio de 5 µm, sendo que este aumento se tornou ainda mais evidente na força de avanço, excedendo sempre os 300 N, devido ao efeito de *ploughing* causado pelo maior raio de gume da ferramenta de corte.

A estratégia de refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub> deu origem à maior força de corte e avanço, para ambos os raios, o que se encontra em conformidade com estudos previamente efetuados e pode ser atribuído ao endurecimento da peça resultado da aplicação direta de LN<sub>2</sub>. Por outro lado, a estratégia de lubrificação MQL demonstrou ser a

mais eficaz na redução da força de corte e avanço, tanto nas previsões numéricas como nas medições experimentais efetuadas por Chen et al. (2019).

Relativamente às temperaturas máximas na face de ataque da ferramenta, verificou-se que o raio de 5  $\mu\text{m}$  permitiu valores consideravelmente menores de temperatura na face de ataque da ferramenta, face ao raio de 50  $\mu\text{m}$ . No caso do raio de 5  $\mu\text{m}$ , verificou-se que os valores obtidos para a maquinação a seco foram bastante próximos dos obtidos para a estratégia MQL, situando-se perto dos 600 °C. Por outro lado, constatou-se que a refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub> permitiu uma redução de mais de 130 °C, comparativamente à maquinação a seco. No caso do raio de 50  $\mu\text{m}$ , verificou-se que a estratégia MQL permitiu uma redução marginal da temperatura. Por outro lado, constatou-se que a refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub> permitiu uma redução de mais de 200 °C na face de ataque da ferramenta comparativamente à maquinação a seco.

Verificou-se que o raio de 5  $\mu\text{m}$  induziu um maior enrolamento na apara relativamente ao raio de gume de 50  $\mu\text{m}$ , para todos os casos de estudo. Constatou-se que a maquinação a seco permitiu o enrolamento da apara, mas não a sua quebra. Comparativamente, a estratégia MQL permitiu, para ambos os raios, um maior enrolamento da apara. Por seu lado, a refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub> conduziu aos maiores raios da apara, resultado da sua menor deformação, após a aplicação de LN<sub>2</sub>.

No segundo caso de estudo abordou-se a validação das estratégias de refrigerantes de alta pressão e lubrificação abundante. Para isso, compararam-se a força de corte e a temperatura máxima na face de ataque medidas por Stolf et al. (2019) com os resultados numéricos obtidos no AdvantEdge. Posteriormente, avaliaram-se ainda a força de avanço e a forma da apara.

As previsões numéricas para a força de corte obtidas com refrigerantes de alta pressão apresentaram ambas valores de erro relativo inferiores a 30%. Por outro lado, a estratégia de lubrificação abundante apresentou um erro relativo de 45%. Para além disso, os valores da força de corte para a lubrificação abundante e HPC, a uma velocidade de corte de 150 m/min foram idênticos, o que faz questionar a sensibilidade do *software* para distinguir estas duas estratégias. Por outro lado, com a estratégia de HPC, os valores experimentais da força de corte obtidos a 250 m/min, foram superiores aos obtidos a 150 m/min. Pelo contrário, verificou-se que numericamente estes valores foram inferiores.

Nas previsões numéricas para a força de avanço a 150 m/min, a estratégia HPC já possibilitou uma ligeira redução comparativamente à lubrificação abundante, atribuída à maior capacidade de evacuar a apara da zona de corte. A 250 m/min, a força de avanço obtida com HPC foi substancialmente inferior à obtida com a mesma estratégia a 150 m/min.

As previsões numéricas das temperaturas máximas na face de ataque são significativamente superiores aos valores medidos experimentalmente, dado que o termopar se encontra sempre a alguma distância da interface da ferramenta. Para além disso, que as previsões numéricas para as temperaturas máximas obtidas para as estratégias de lubrificação abundante e HPC a 150 m/min foram idênticas, fazendo questionar uma vez mais a sensibilidade do programa em distingui-las. Por outro lado, a uma velocidade de

corte de 250 m/min, a temperatura máxima foi superior em cerca de 200 °C, comparativamente à mesma estratégia a 150 m/min, seguindo a mesma tendência dos valores experimentais.

A lubrificação abundante resultou numa apara de maior raio e com menor tendência a enrolar que a obtida com HPC a 150 m/min. A aplicação do refrigerante de alta pressão fez com que a apara fosse empurrada para a superfície, pelo impacto do jato de alta velocidade, contribuindo para a sua evacuação da zona de corte. Verificou-se, ainda, que para uma velocidade de corte de 250 m/min, a aplicação do refrigerante de alta pressão resultou numa maior deformação na apara, dada a maior velocidade de corte, mas que o jato de alta pressão contribuiu, uma vez mais, para o seu enrolamento e evacuação da zona de corte.

No terceiro caso de estudo abordou-se o processo de comparação entre as diferentes estratégias de lubrificação em estudo, através de uma uniformização dos parâmetros de corte e adotando as metodologias e parâmetros de cada estratégia validados anteriormente. Para isso, avaliaram-se a força de corte e avanço, a temperatura máxima na face de ataque da ferramenta, a forma da apara e as tensões residuais na peça.

Os valores numéricos da força de corte e da força de avanço para as várias estratégias apresentaram pouca variação relativa, à exceção dos valores para os casos de refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub>.

A maquinagem a seco permitiu uma pequena redução da força de corte e avanço relativamente à emulsão, que se pode atribuir à remoção de calor da zona de deformação primária, pela forma como a transferência de calor é aplicada na metodologia de lubrificação por imersão, que dificulta a separação do material. Por outro lado, constatou-se que a emulsão permitiu reduzir a temperatura máxima na face de ataque, contribuindo para o prolongamento da vida útil da ferramenta. Verificou-se, ainda que com a maquinagem a seco a apara enrolou ao seu ritmo normal e não ocorreu quebra, enquanto com a lubrificação abundante a quebra chegou a iniciar.

Os refrigerantes de alta pressão possibilitaram uma redução da força de corte e, principalmente, da força de avanço, relativamente à lubrificação abundante. Esta redução pode ser atribuída à maior capacidade de evacuação da apara da zona de corte, reduzindo o comprimento de contacto entre a ferramenta e a apara e dessa forma o atrito nessa zona. Por outro lado, esta não se apresenta como a estratégia mais sustentável do grupo, pois, tal como a lubrificação abundante, recorre a uma emulsão de água e óleo. Porém, pelas altas pressões utilizadas, permite um menor consumo de óleo, tornando-se uma opção mais viável que esta. Para além disso, mostrou-se capaz de igualar os valores de temperatura máxima na face de ataque da ferramenta, obtidos com a lubrificação abundante, reforçando ainda mais o seu potencial na substituição da estratégia tradicional. Adicionalmente, conduziu à forma da apara mais favorável ao processo e a uma redução do comprimento de contacto entre a apara e a ferramenta, efeito da maior capacidade de penetração do jato.

A estratégia de lubrificação MQL possibilitou a maior redução da força de corte e avanço, relativamente à lubrificação abundante. Considerando as vantagens ecológicas que traz consigo, esta estratégia apresenta-se como a mais promissora neste campo. Por outro

lado, constatou-se que os valores de temperatura máxima foram próximos dos obtidos com a maquinagem a seco, bem como a forma da apara obtida, não tendo evidenciado os mesmos benefícios do primeiro caso de estudo.

A aplicação de LN<sub>2</sub> na face de ataque da ferramenta, conduziu a um ligeiro aumento da força de corte e avanço relativamente à lubrificação abundante, o que está de acordo com estudos previamente efetuados e pode ser atribuído ao endurecimento da peça, resultado da aplicação direta de LN<sub>2</sub>. Para além disso, permitiu uma redução de mais de 100 °C na temperatura da ferramenta relativamente à lubrificação abundante. A forma da apara não se afastou muito da obtida com a maquinagem a seco, mas apresentou regiões de deformação elevada, onde esta poderia começar a quebrar.

A aplicação de LN<sub>2</sub> na face de saída da ferramenta resultou nos maiores valores da força de corte e avanço, consequência do maior endurecimento da peça, causado pela área de aplicação de fluido adotada, que abrange parte desta. Por outro lado, possibilitou os menores valores de temperatura na face de ataque, com uma redução de mais de 200 °C comparativamente à lubrificação abundante. Esta estratégia revelou-se assim a mais eficaz a reduzir a temperatura na ferramenta. A apara foi semelhante à obtida com aplicação de azoto líquido na face de ataque. Verificou-se, contudo, que esta se tornou mais quebradiça dada a aplicação direta de LN<sub>2</sub>, apresentando uma fissura visível.

Quanto às tensões residuais na peça, nas direções de corte e avanço, os resultados divergiram bastante. De facto, as tensões residuais medidas na direção de corte, apresentaram geralmente uma tendência para valores ligeiramente trativos à superfície, passando depois para valores compressivos na subsuperfície, voltando a estabilizar para a tensão encontrada na peça antes da operação de maquinagem (por volta de 0 MPa). Por outro lado, as tensões residuais na direção de avanço apresentaram valores trativos à superfície, evoluindo imediatamente para valores nulos com a profundidade.

As tensões residuais na direção de corte apresentaram o maior valor trativo à superfície no caso da lubrificação abundante e da estratégia de lubrificação MQL, próximo de +500 MPa, com os valores mais interessantes a serem obtidos para a estratégia de refrigeração criogénica com LN<sub>2</sub> na face de saída, nunca ultrapassando os +100 MPa. Esta estratégia mostrou-se assim a mais promissora na redução do risco de falha por fadiga do material nesta direção. Para além disso, permitiu um maior controlo das tensões na subsuperfície da peça, onde o valor da tensão residual na direção de corte rondou os 0 MPa. Por outro lado, a tensão mais compressiva medida na subsuperfície ocorreu no caso da maquinagem a seco, tendo apresentado um valor mínimo de -900 MPa.

As tensões residuais na direção de avanço apresentaram tendencialmente valores trativos à superfície, tendo o maior valor sido obtido no caso da aplicação de LN<sub>2</sub> na face de saída da ferramenta, que superou os +730 MPa. Esta estratégia mostrou-se benéfica para a redução das tensões residuais na direção de corte, mas resultou assim nas maiores tensões trativas na direção de avanço. Por outro lado, a estratégia de lubrificação MQL deu origem aos melhores valores de tensão na direção de avanço, sendo ainda assim, trativas em cerca de +500 MPa.

Por fim, considerando todas as variáveis em estudo, a estratégia de refrigerantes de alta pressão apresentou os melhores resultados, na medida em que possibilitou a forma da apara mais favorável ao processo, espelhada pela segunda maior redução da força de corte e avanço relativamente à emulsão, uma temperatura máxima na face de ataque da ferramenta próxima da obtida com a emulsão e das mais baixas tensões residuais nas direções de corte e avanço.

Por outro lado, ao considerar a sustentabilidade, a estratégia MQL demonstrou ser, na globalidade, a estratégia mais favorável. De facto, esta permitiu a maior redução da força de corte e avanço relativamente à emulsão, temperaturas próximas das obtidas com a emulsão e uma forma da apara que pode ser favorável, em função dos parâmetros de corte. As tensões residuais na direção de corte foram trativas na superfície, mas compressivas em profundidade e na direção de avanço, ainda que trativas, foram as mais baixas registadas. Contudo, a sua eficácia deve ser validada para parâmetros de corte mais exigentes.

## 5.2 Perspetivas de Trabalho Futuro

Futuramente, seria interessante avaliar a influência das diferentes estratégias de lubrificação estudadas em situações que se aproximem mais da realidade, bem como em conjunto com outras técnicas que se têm mostrado promissoras na melhoria da maquinabilidade da liga Ti6Al4V. Assim, sugere-se:

- Implementar estratégias adicionais, nomeadamente, a refrigeração criogénica com CO<sub>2</sub>, que apresenta vantagens de armazenamento e consumo de energia relativamente ao LN<sub>2</sub>. Implementar, ainda, as estratégias MQL e HPC na face de saída da ferramenta de corte;
- Desenvolver simulações numéricas no AdvantEdge, onde se avalie a influência das diferentes estratégias, variando os parâmetros de corte, nomeadamente, a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte;
- Desenvolver simulações numéricas no AdvantEdge, onde se implemente as várias estratégias de lubrificação em conjunto com ferramentas texturadas. Neste caso, deverá ser avaliada a influência de cada uma das estratégias de lubrificação para diferentes texturas na face de ataque da ferramenta;
- Desenvolver simulações numéricas, onde se avalie a influência das várias estratégias de lubrificação em conjunto com a técnica de maquinagem assistida por vibração. Para isso, deverá recorrer-se ao módulo de maquinagem assistida por vibração do AdvantEdge;

- Alargar o estudo ao caso 3D, implementando as metodologias já validadas na situação de corte ortogonal, à situação de corte tridimensional disponível no AdvantEdge. Avaliar ainda o desempenho das diferentes estratégias em operações específicas da maquinagem, como torneamento e fresagem.

# Bibliografia

- Agrawal, C., Wadhwa, J., Pitroda, A., Pruncu, C.I., Sarikaya, M., Khanna, N., 2021. Comprehensive analysis of tool wear, tool life, surface roughness, costing and carbon emissions in turning Ti-6Al-4V titanium alloy: Cryogenic versus wet machining. *Tribol. Int.* 153, 106597. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106597>
- Ashtakov, V.P., 2011. Authentication of FEM in metal cutting, em: Davim, J. (Ed.), *Finite Element Method in Manufacturing Processes*. Wiley, pp. 1–43.
- Bachmann, J., Hidalgo, C., Bricout, S., 2017. Environmental analysis of innovative sustainable composites with potential use in aviation sector—A life cycle assessment review. *Sci. China Technol. Sci.* <https://doi.org/10.1007/s11431-016-9094-y>
- Banerjee, N., Sharma, A., 2016. Development of a friction model and its application in finite element analysis of minimum quantity lubrication machining of Ti-6Al-4 V. *J. Mater. Process. Technol.* 238, 181–194. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.07.017>
- Banerjee, N., Sharma, A., 2014. Identification of a friction model for minimum quantity lubrication machining. *J. Clean. Prod.* 83, 437–443. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.07.034>
- Barry, J., Byrne, G., Lennon, D., 2001. Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti-6Al-4V alloy. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 41, 1055–1070. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(00\)00096-1](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(00)00096-1)
- Boyer, R.R., Slattery, K.T., Chellman, D.J., Phelps, H.R., 2007. Recent Titanium Developments and Applications in the Aerospace Industry. *Ti-2007 Sci. Technol.* 1255–1262.
- Brooks, R., 2015. Cold is Hot Again for Cryo Machining/Programming Partners | American Machinist [WWW Document]. URL <https://www.americanmachinist.com/machining-cutting/article/21898657/cold-is-hot-again-for-cryo-machiningprogramming-partners> (acedido 7.22.21).
- Chen, G., Chen, S., Caudill, J., Jawahir, I.S., 2019. Effect of cutting edge radius and cooling strategies on surface integrity in orthogonal machining of Ti-6Al-4V alloy. *Procedia CIRP* 82, 148–153. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.04.056>
- Chetan, Behera, B.C., Ghosh, S., Rao, P. V., 2016. Wear behavior of PVD TiN coated



- carbide inserts during machining of Nimonic 90 and Ti6Al4V superalloys under dry and MQL conditions. *Ceram. Int.* 42, 14873–14885. <https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2016.06.124>
- Cockroft, M.G., Latham, D.J., 1968. Ductility and the Workability of Metals. *J. Inst. Met.* 96, 33–38.
- D'Addona, D.M., Raykar, S.J., 2019. Thermal modeling of tool temperature distribution during high pressure coolant assisted turning of Inconel 718. *Materials (Basel)*. 12. <https://doi.org/10.3390/ma12030408>
- Debnath, S., Reddy, M.M., Yi, Q.S., 2014. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: A review. *J. Clean. Prod.* <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.07.071>
- Diniz, A.E., Micaroni, R., Hassui, A., 2010. Evaluating the effect of coolant pressure and flow rate on tool wear and tool life in the steel turning operation. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 50, 1125–1133. <https://doi.org/10.1007/s00170-010-2570-1>
- Ducobu, F., Rivière-Lorphèvre, E., Filippi, E., 2017. On the importance of the choice of the parameters of the Johnson-Cook constitutive model and their influence on the results of a Ti6Al4V orthogonal cutting model. *Int. J. Mech. Sci.* 122, 143–155. <https://doi.org/10.1016/J.IJMECSCI.2017.01.004>
- Ducobu, F., Rivière-Lorphèvre, E., Filippi, E., 2015. Experimental contribution to the study of the Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting on a milling machine. *Int. J. Mater. Form.* 8, 455–468. <https://doi.org/10.1007/s12289-014-1189-4>
- Ezugwu, E.O., Bonney, J., Da Silva, R.B., Çakir, O., 2007. Surface integrity of finished turned Ti-6Al-4V alloy with PCD tools using conventional and high pressure coolant supplies. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 47, 884–891. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.08.005>
- Ezugwu, E.O., Da Silva, R.B., Bonney, J., Machado, Á.R., 2005. The effect of argon-enriched environment in high-speed machining of titanium alloy. *Tribol. Trans.* 48, 18–23. <https://doi.org/10.1080/05698190590890290>
- Goindi, G.S., Sarkar, P., 2017. Dry machining: A step towards sustainable machining – Challenges and future directions. *J. Clean. Prod.* 165, 1557–1571. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2017.07.235>
- Gupta, M.K., Song, Q., Liu, Z., Sarikaya, M., Jamil, M., Mia, M., Khanna, N., Krolczyk, G.M., 2021. Experimental characterisation of the performance of hybrid cryo-lubrication assisted turning of Ti-6Al-4V alloy. *Tribol. Int.* 153, 106582. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106582>
- Gupta, M.K., Song, Q., Liu, Z., Sarikaya, M., Jamil, M., Mia, M., Kushvaha, V., Singla, A.K., Li, Z., 2020. Ecological, economical and technological perspectives based sustainability assessment in hybrid-cooling assisted machining of Ti-6Al-4 V alloy. *Sustain. Mater. Technol.* 26, e00218. <https://doi.org/10.1016/j.susmat.2020.e00218>
- Gupta, M.K., Sood, P.K., Sharma, V.S., 2016. Optimization of machining parameters and cutting fluids during nano-fluid based minimum quantity lubrication turning of titanium alloy by using evolutionary techniques. *J. Clean. Prod.* 135, 1276–1288. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2016.06.184>

- Harzallah, M., Pottier, T., Senatore, J., Mousseigne, M., Germain, G., Landon, Y., 2017. Numerical and experimental investigations of Ti-6Al-4V chip generation and thermo-mechanical couplings in orthogonal cutting. *Int. J. Mech. Sci.* 134, 189–202. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.10.017>
- Holmberg, J., Rodríguez Prieto, J.M., Berglund, J., Sveboda, A., Jonsén, P., 2018. Experimental and PFEM-simulations of residual stresses from turning tests of a cylindrical Ti-6Al-4V shaft. *Procedia CIRP* 71, 144–149. <https://doi.org/10.1016/J.PROCIR.2018.05.087>
- Hong, S.Y., Ding, Y., Jeong, W. cheol, 2001. Friction and cutting forces in cryogenic machining of Ti-6Al-4V. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 41, 2271–2285. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(01\)00029-3](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(01)00029-3)
- Hribersek, M., Pusavec, F., Rech, J., Kopac, J., 2018. Modeling of machined surface characteristics in cryogenic orthogonal turning of inconel 718. *Mach. Sci. Technol.* 22, 829–850. <https://doi.org/10.1080/10910344.2017.1415935>
- Isakson, S., Sadik, M.I., Malakizadi, A., Krajnik, P., 2018. Effect of cryogenic cooling and tool wear on surface integrity of turned Ti-6Al-4V. *Procedia CIRP* 71, 254–259. <https://doi.org/10.1016/J.PROCIR.2018.05.061>
- Jamil, M., Khan, A.M., Gupta, M.K., Mia, M., He, N., Li, L., Sivalingam, V.K., 2020a. Influence of CO<sub>2</sub>-snow and subzero MQL on thermal aspects in the machining of Ti-6Al-4V. *Appl. Therm. Eng.* 177, 115480. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2020.115480>
- Jamil, M., Khan, A.M., Hegab, H., Gupta, M.K., Mia, M., He, N., Zhao, G., Song, Q., Liu, Z., 2020b. Milling of Ti-6Al-4V under hybrid Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-MWCNT nanofluids considering energy consumption, surface quality, and tool wear: a sustainable machining. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 107, 4141–4157. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05296-9>
- Jamil, M., Zhao, W., He, N., Gupta, M.K., Sarikaya, M., Khan, A.M., R, S.M., Siengchin, S., Pimenov, D.Y., 2021. Sustainable milling of Ti-6Al-4V: A trade-off between energy efficiency, carbon emissions and machining characteristics under MQL and cryogenic environment. *J. Clean. Prod.* 281, 125374. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.125374>
- Johnson, G.R., Cook, W.H., 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Eng. Fract. Mech.* 21, 31–48. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9)
- Johnson, G.R., Cook, W.H., 1983. A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates, and High Temperatures, em: Proceedings 7th International Symposium on Ballistics. The Hague, pp. 541–547.
- Kaynak, Y., Gharibi, A., Ozkutuk, M., 2018. Experimental and numerical study of chip formation in orthogonal cutting of Ti-5553 alloy: the influence of cryogenic, MQL, and high pressure coolant supply. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 94, 1411–1428. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-0904-y>
- Khan, M.A., Mia, M., Dhar, N.R., 2017. High-pressure coolant on flank and rake surfaces of tool in turning of Ti-6Al-4V: investigations on forces, temperature, and chips. *Int.*

- J. Adv. Manuf. Technol. 90, 1977–1991. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9511-6>
- Khettabi, R., Fatmi, L., Masounave, J., Songmene, V., 2013. On the micro and nanoparticle emission during machining of titanium and aluminum alloys. *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.* 6, 175–180. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2013.04.001>
- Klocke, F., Lung, D., Cayli, T., Döbbeler, B., Sangermann, H., 2014. Evaluation of energy efficiency in cutting aerospace materials with high-pressure cooling lubricant supply. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.* 15, 1179–1185. <https://doi.org/10.1007/s12541-014-0454-2>
- Kramar, D., Krajnik, P., Kopac, J., 2010. Capability of high pressure cooling in the turning of surface hardened piston rods. *J. Mater. Process. Technol.* 210, 212–218. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2009.09.002>
- Krolczyk, G.M., Maruda, R.W., Krolczyk, J.B., Wojciechowski, S., Mia, M., Nieslony, P., Budzik, G., 2019. Ecological trends in machining as a key factor in sustainable production – A review. *J. Clean. Prod.* <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2019.02.017>
- Lawal, S.A., Choudhury, I.A., Nukman, Y., 2012. Application of vegetable oil-based metalworking fluids in machining ferrous metals - A review. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* <https://doi.org/10.1016/j.ijmactools.2011.09.003>
- Liu, C., Goel, S., Llavori, I., Stolf, P., Giusca, C.L., Zabala, A., Kohlscheen, J., Paiva, J.M., Endrino, J.L., Veldhuis, S.C., Fox Rabinovich, G.S., 2019. Benchmarking of several material constitutive models for tribology, wear, and other mechanical deformation simulations of Ti6Al4V. *J. Mech. Behav. Biomed. Mater.* 97, 126–137. <https://doi.org/10.1016/J.JMBBM.2019.05.013>
- Liu, L., Wu, M., Li, L., Cheng, Y., 2020. FEM Simulation and Experiment of High-Pressure Cooling Effect on Cutting Force and Machined Surface Quality During Turning Inconel 718. *Integr. Ferroelectr.* 206, 160–172. <https://doi.org/10.1080/10584587.2020.1728637>
- Liu, W., Liu, Z., 2018. High-pressure coolant effect on the surface integrity of machining titanium alloy Ti-6Al-4V: A review. *Mater. Res. Express.* <https://doi.org/10.1088/2053-1591/aab44f>
- Man, X., Ren, D., Usui, S., Johnson, C., Marusich, T.D., 2012. Validation of Finite Element Cutting Force Prediction for End Milling. *Procedia CIRP* 1, 663–668. <https://doi.org/10.1016/J.PROCIR.2012.05.019>
- Manolakos, D., Markopoulos, A.P., Vaxevanidis, N., Karkalos, N., 2016. Friction in Orthogonal Cutting Finite Elements Models with Large Negative Rake Angle. *Tribol. Ind.* 38, 214–220.
- Merchant, M.E., 1945a. Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *J. Appl. Phys.* 16, 267. <https://doi.org/10.1063/1.1707586>
- Merchant, M.E., 1945b. Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. *J. Appl. Phys.* 16, 318. <https://doi.org/10.1063/1.1707596>
- Mia, M., Dey, P.R., Hossain, M.S., Arafat, M.T., Asaduzzaman, M., Shoriat Ullah, M., Tareq Zobaer, S.M., 2018. Taguchi S/N based optimization of machining parameters for surface roughness, tool wear and material removal rate in hard turning under MQL cutting condition. *Meas. J. Int. Meas. Confed.* 122, 380–391. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.02.016>

- Mishra, S.K., Ghosh, S., Aravindan, S., 2019. FEM based evaluation of Ti6Al4V cutting with plain and textured WC/Co tools under cryogenic cooling environment, em: *Procedia Manufacturing*. Elsevier B.V., pp. 8–13. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.02.003>
- Naghipour, P., 2011. Simulation and Experimental Evaluation of Mixed Mode Delamination in Multidirectional CF/PEEK Laminates under Quasi-Static and Fatigue Loading. Universität Stuttgart.
- Niesłony, P., Grzesik, W., Laskowski, P., Sienawski, J., 2014. Numerical and experimental analysis of residual stresses generated in the machining of Ti6Al4V titanium alloy. *Procedia CIRP* 13, 78–83. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.04.014>
- Niketh, S., Samuel, G.L., 2017. Surface texturing for tribology enhancement and its application on drill tool for the sustainable machining of titanium alloy. *J. Clean. Prod.* 167, 253–270. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2017.08.178>
- Niknam, S.A., Khettabi, R., Songmene, V., 2014. Erratum to: Machinability and Machining of Titanium Alloys: A Review. [https://doi.org/10.1007/978-3-662-43902-9\\_7](https://doi.org/10.1007/978-3-662-43902-9_7)
- Obikawa, T., Usui, E., 1996. Computational machining of titanium alloy-finite element modeling and a few results. *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME* 118, 208–215. <https://doi.org/10.1115/1.2831013>
- Outeiro, J.C., Pina, J.C., M'Saoubi, R., Pusavec, F., Jawahir, I.S., 2008. Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials. *CIRP Ann.* 57, 77–80. <https://doi.org/10.1016/J.CIRP.2008.03.076>
- Outeiro, J.C., Umbrello, D., M'Saoubi, R., 2006. Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 46, 1786–1794. <https://doi.org/10.1016/J.IJMACHTOOLS.2005.11.013>
- Palanisamy, S., McDonald, S.D., Dargusch, M.S., 2009. Effects of coolant pressure on chip formation while turning Ti6Al4V alloy. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 49, 739–743. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2009.02.010>
- Pervaiz, S., Kannan, S., Kishawy, H.A., 2018. An extensive review of the water consumption and cutting fluid based sustainability concerns in the metal cutting sector. *J. Clean. Prod.* <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2018.06.190>
- Priyadarshini, A., Pal, S.K., Samantaray, A.K., 2012. Finite Element Modeling of Chip Formation in Orthogonal Machining. *Stat. Comput. Tech. Manuf.* 9783642258596, 101–144. [https://doi.org/10.1007/978-3-642-25859-6\\_3](https://doi.org/10.1007/978-3-642-25859-6_3)
- Pusavec, F., Deshpande, A., Yang, S., M'Saoubi, R., Kopac, J., Dillon, O.W., Jawahir, I.S., 2014. Sustainable machining of high temperature Nickel alloy - Inconel 718: Part 1 - Predictive performance models. *J. Clean. Prod.* 81, 255–269. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2014.06.040>
- Pusavec, F., Hamdi, H., Kopac, J., Jawahir, I.S., 2011. Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718. *J. Mater. Process. Technol.* 211, 773–783. <https://doi.org/10.1016/J.JMATPROTEC.2010.12.013>
- Pušavec, F., Kopač, J., 2011. Sustainability assessment: Cryogenic machining of inconel 718. *Stroj. Vestnik/Journal Mech. Eng.* 57, 637–647. <https://doi.org/10.5545/sv->

- Rahman Rashid, R.A., Sun, S., Wang, G., Dargusch, M.S., 2011. Machinability of a near beta titanium alloy, em: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. pp. 2151–2162. <https://doi.org/10.1177/2041297511406649>
- Raza, S.W., Pervaiz, S., Deiab, I., 2014. Tool wear patterns when turning of titanium alloy using sustainable lubrication strategies. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.* 15, 1979–1985. <https://doi.org/10.1007/s12541-014-0554-z>
- Revuru, R.S., Posinasetti, N.R., Vsn, V.R., Amrita, M., 2017. Application of cutting fluids in machining of titanium alloys—a review. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 91, 2477–2498. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9883-7>
- Richter, A., 2015. Shop cleans up its act with MQL | Cutting Tool Engineering [WWW Document]. URL <https://www.ctemag.com/news/articles/shop-cleans-its-act-mql> (acedido 7.22.21).
- Rotella, G., Dillon, O.W., Umbrello, D., Settineri, L., Jawahir, I.S., 2014. The effects of cooling conditions on surface integrity in machining of Ti6Al4V alloy. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 71, 47–55. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-5477-9>
- Sekar, K.S.V., Kumar, M.P., 2011. Finite element simulations of Ti6Al4V titanium alloy machining to assess material model parameters of the Johnson-Cook constitutive equation. *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.* 33, 203–211. <https://doi.org/10.1590/S1678-58782011000200012>
- Sen, B., Gupta, M.K., Mia, M., Mandal, U.K., Mondal, S.P., 2020. Wear behaviour of TiAlN coated solid carbide end-mill under alumina enriched minimum quantity palm oil-based lubricating condition. *Tribol. Int.* 148, 106310. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106310>
- Sharma, V.S., Dogra, M., Suri, N.M., 2009. Cooling techniques for improved productivity in turning. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.12.010>
- Shen, N., 2018. Microstructure prediction of severe plastic deformation manufacturing processes for metals. University of Iowa.
- Shi, B., Elsayed, A., Damir, A., Attia, H., M'Saoubi, R., 2019. A Hybrid Modeling Approach for Characterization and Simulation of Cryogenic Machining of Ti-6Al-4V Alloy. *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME* 141. <https://doi.org/10.1115/1.4042307>
- Shokrani, A., Dhokia, V., Newman, S.T., 2012. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.02.002>
- Shokrani, A., Newman, S.T., 2019. A new cutting tool design for cryogenic machining of Ti-6Al-4V titanium alloy. *Materials (Basel)*. 12, 1–14. <https://doi.org/10.3390/ma12030477>
- SKF, 2017. Minimum Quantity Lubrication reduces total cost of ownership [WWW Document]. URL <https://evolution.skf.com/en/minimum-quantity-lubrication-reduces-total-cost-of-ownership/> (acedido 7.22.21).

- Słodki, B., Zebala, W., Struzikiewicz, G., 2019. Turning titanium alloy, grade 5 ELI, with the implementation of high pressure coolant. *Materials* (Basel). 12. <https://doi.org/10.3390/ma12050768>
- Stolf, P., Paiva, J.M., Ahmed, Y.S., Endrino, J.L., Goel, S., Veldhuis, S.C., 2019. The role of high-pressure coolant in the wear characteristics of WC-Co tools during the cutting of Ti-6Al-4V. *Wear* 440–441, 203090. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2019.203090>
- Third Wave Systems, 2019. *AdvantEdge User's Manual*.
- Ulutun, D., Ozel, T., 2011. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.11.003>
- Umbrello, D., 2008. Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti6Al4V alloy. *J. Mater. Process. Technol.* 196, 79–87. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.05.007>
- Vyas, A., Shaw, M.C., 1999. Mechanics of saw-tooth chip formation in metal cutting. *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME* 121, 163–172. <https://doi.org/10.1115/1.2831200>
- Yaich, M., Ayed, Y., Bouaziz, Z., Germain, G., 2017. Numerical analysis of constitutive coefficients effects on FE simulation of the 2D orthogonal cutting process: application to the Ti6Al4V. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 93, 283–303. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8934-4>
- Yip, W.S., To, S., 2017. Tool life enhancement in dry diamond turning of titanium alloys using an eddy current damping and a magnetic field for sustainable manufacturing. *J. Clean. Prod.* 168, 929–939. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2017.09.100>
- Zanger, F., Schulze, V., 2013. Investigations on mechanisms of tool wear in machining of Ti-6Al-4V using FEM simulation. *Procedia CIRP* 8, 158–163. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.082>
- Zorev, N.N., 1963. Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting. *Int. Res. Prod. Eng.* 49, 143–152.