



FCTUC FACULDADE DE CIÊNCIAS
E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECÂNICA

Modelação numérica da maquinação da liga de titânio Ti6Al4V

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

Autor

David Reis Marques

Orientadores

Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira

Engenheiro João Paulo Ferreira Saraiva da Mouta Dias

Júri

Presidente	Professor Doutor Albano A. C. Rodrigues de Carvalho Professor Catedrático da Universidade de Coimbra
Vogal	Engenheiro Renato Monteiro Engenheiro do Instituto Pedro Nunes
Orientador	Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira Professora Auxiliar da Universidade de Coimbra

Colaboração Institucional



Coimbra, Setembro, 2014

Everyone you will ever meet knows something you don't.

Bill Nye

Aos meus pais.

Agradecimentos

O trabalho que aqui se apresenta só foi possível graças à colaboração e apoio de algumas pessoas, às quais não posso deixar de prestar o meu reconhecimento.

À minha orientadora, Professora Doutora Marta Cristina Cardoso de Oliveira, pelo grande desafio que me propôs, pelo apoio e motivação dados ao longo do semestre, pela disponibilidade que sempre prestou, pela partilha de conhecimento e pela sua amizade.

Aos amigos e colegas de curso com quem tive oportunidade de partilhar estes cinco anos, que trabalharam ao meu lado e que foram a minha segunda família pelo seu apoio, amizade e pelas memórias que nunca irei esquecer.

Às pessoas com quem tive oportunidade de partilhar a sala de Mecânica Computacional do Grupo de Tecnologia do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra pela companhia e conhecimentos partilhados.

Aos meus pais e irmã, pelo apoio incondicional que sempre prestaram, pelo estímulo que me deram e pelos ensinamentos, educação e valores que me transmitiram.

À minha restante família por todo o apoio e incentivo que me deram desde sempre.

À Mariana, companheira nos últimos anos, pela companhia, paciência, apoio e força que sempre me transmitiu, e também pelo orgulho que sempre demonstrou por mim.

A todos, o meu mais sincero obrigado.

O trabalho de investigação realizado foi financiado pelo projecto ComptiTool, QREN SI I&DT Empresas/Projectos em Co-promoção nº 34107.



Resumo

O objetivo proposto para este trabalho foi o desenvolvimento de um modelo para a simulação numérica do processo de fresagem da liga de titânio Ti6Al4V, através do programa de elementos finitos Abaqus Explicit. O modelo deve contemplar a análise das forças de corte e da distribuição de tensões, bem como dos parâmetros de processo e geométricos.

O modelo elaborado considera que o comportamento mecânico da liga de titânio é modelado com recurso à lei de encruamento de Johnson-Cook, sendo adotada a lei de dano proposta pelos mesmos autores. O comportamento plástico é considerado isotrópico, sendo descrito pelo critério de plasticidade de von Mises.

O tempo de computação associado à formulação explícita é fortemente dependente da dimensão mínima dos elementos finitos adotados, uma vez que o método é condicionalmente estável. Assim, numa primeira etapa foi analisada a influência nos resultados da discretização adotada para o bloco. De modo a reduzir o tempo de computação, foi também analisada a hipótese de considerar valores mais elevados para as velocidades de rotação e de avanço, sem que ocorram efeitos de inércia indesejáveis.

Numa segunda etapa foi analisada a influência do material que se encontra ao lado da ferramenta no momento do corte, sendo para tal elaborados dois modelos: um para fresagem completa do topo do bloco e o outro para fresagem parcial. Por último, foi analisada a influência do coeficiente de atrito, tendo sido considerados três valores tipicamente utilizados na literatura. Os resultados mostram que o modelo desenvolvido permite uma análise comparativa dos parâmetros de processo. No entanto, a comparação com resultados experimentais exige uma dimensão dos elementos finitos que conduz a tempos de computação muito elevados.

Palavras-chave: Método dos elementos finitos, Formulação explícita, Fresagem, Ti6Al4V.

Abstract

The aim established for this work was to develop a model for the numerical simulation of the milling process of Ti6Al4V titanium alloy, through the finite element software Abaqus Explicit. The model should enable the cutting forces and stresses distribution analysis, as well changing the process and geometric parameters.

The developed model considers that the mechanical behaviour of the titanium alloy is modelled using Johnson-Cook hardening law, combined with the damage law suggested by the same authors. The plastic behaviour is considered isotropic, being described by the von Mises yield criterion.

The computation time resulting from the explicit formulation adopted is strongly dependent of the minimum finite elements size, since the method is conditionally stable. Thus, in a first phase the influence on the results of the adopted discretization for the milled block was analysed. In order to reduce the computation time, the possibility of using higher values of spindle speed and feed rate was also analysed, while avoiding the occurrence of undesirable inertia effects.

In a second step, the influence of the material adjacent to the cutting tool was analysed, using two models: one for the complete milling of the top of the block and the other for its partial milling. Finally, the influence of the friction penalty was studied, using three values typically referenced in the literature. The results show that the developed model allows a comparative analysis of the process parameters. However, the comparison with the experimental results requires a minimum finite element size that leads to very high computation times.

Keywords Finite element method, Explicit formulation, Milling, Ti6Al4V.

ÍNDICE

Índice de Figuras	xi
Índice de Tabelas	xv
Simbologia e Siglas	xvii
Simbologia.....	xvii
Siglas	xviii
1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Fresagem.....	2
1.2. Estado de Arte.....	4
1.3. Objetivos.....	12
2. MODELO NUMÉRICO.....	13
2.1. Ferramenta	13
2.2. Bloco a Maquinar.....	15
2.2.1. Modelo Constitutivo para a Liga Ti6Al4V.....	16
2.2.2. Estratégia de implementação do critério de dano.....	21
2.3. Análise preliminar do modelo.....	22
2.3.1. Influência da Velocidade.....	22
2.3.1. Frequência de aquisição de dados	25
3. RESULTADOS E DISCUSSÃO	27
3.1. Influência da dimensão do bloco	27
3.1.1. Discussão de resultados	31
3.2. Influência do coeficiente de atrito	34
3.2.1. Discussão de resultados	37
3.3. Comparação com o estudo experimental.....	42
4. CONCLUSÕES.....	45
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	47
ANEXO A	49

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1. Velocidade de rotação N , velocidade de corte V_c e velocidade de avanço V_a [adaptado de http://www.cimm.com.br/].	3
Figura 1.2. Processo de fresagem de topo [adaptado de https://www.youtube.com/user/GlacierMachineTools].	3
Figura 1.3. Variação do comprimento de corte com a velocidade de corte ($f_n = 0,15$ mm/dente, $d = 20$ mm, $Z = 3$, $ae = 5$ mm e $ap = 3$ mm) [adaptado de (López de lacalle, et al., 2000)].	5
Figura 1.4. Influência da velocidade de avanço no comprimento total de corte e vida da ferramenta ($d = 20$ mm, $Z = 4$, $ae = 8$ mm e $ap = 5$ mm) [adaptado de (López de lacalle, et al., 2000)].	6
Figura 1.5. Desgaste na ferramenta para os revestimentos em CrN e TiCN e para uma ferramenta não revestida [adaptado de (López de lacalle, et al., 2000)].	6
Figura 1.6. Comparação de temperatura ($^{\circ}\text{C}$) entre os valores experimentais e calculados no caso B [adaptado de (Escamilla, et al., 2010)].	8
Figura 1.7. (a) Força na direção de corte e (b) Força radial, para uma profundidade de 0,3 mm [adaptado de (Ali, et al., 2013)].	9
Figura 1.8. (a) Força na direção de corte e (b) Força radial, para uma profundidade de 0,6 mm [adaptado de (Ali, et al., 2013)].	9
Figura 1.9. (a) Força na direção de corte e (b) Força radial, para uma profundidade de 0,9 mm [adaptado de (Ali, et al., 2013)].	9
Figura 1.10. Distribuição de temperatura (a) no início do corte, (b) 0,0017 s, (c) 0,0025 s e (d) no final do corte [adaptado de (Wu & Zhang, 2013)].	10
Figura 1.11. Forças de corte para diferentes avanços por dente [adaptado de (Wu & Zhang, 2013)].	11
Figura 2.1. Fresa UCDE1200A5ASA KC643M da Kennametal.	13
Figura 2.2. Parâmetros de corte da fresagem [adaptado de http://aluminium.matter.org.uk].	15
Figura 2.3. Bloco de titânio e respetiva discretização.	16
Figura 2.4. Identificador de superfícies interiores inserido na secção “Assembly” do ficheiro INP.	22
Figura 2.5. Identificador de superfícies interiores inserido na secção “STEP-1” do ficheiro INP.	22
Figura 2.6. Número total de incrementos para cada aumento de velocidade.	24

Figura 2.7. Evolução da força axial ao longo do tempo para as simulações realizadas com aumentos de velocidade entre 10x e 200x.	24
Figura 2.8. Evolução da força axial ao longo do tempo para as simulações realizadas com aumentos de velocidade entre 500x e 2000x (10x utilizada como referência).	25
Figura 3.1. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco com uma largura de 12 mm, $t = 1,4$ s.	27
Figura 3.2. Bloco de titânio inicial e respetiva discretização.	28
Figura 3.3. Bloco de titânio final e respetiva discretização, com alteração da largura para 14 mm.	29
Figura 3.4. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo I, $t = 1,4$ s.	29
Figura 3.5. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo F, $t = 1,4$ s.	30
Figura 3.6. Representação gráfica de RF1, RF2 e RF3 [adaptado de http://www.mitsubishicarbide.net/].	30
Figura 3.7. Comparação das forças de avanço para os Modelos I e F.	31
Figura 3.8. Comparação das forças passivas para os Modelos I e F.	32
Figura 3.9. Comparação das forças RF3 para os Modelos I e F.	32
Figura 3.10. Comparação dos binários em X para os Modelos I e F.	33
Figura 3.11. Comparação dos binários em Y para os Modelos I e F.	34
Figura 3.12. Comparação dos binários em Z para os Modelos I e F.	34
Figura 3.13. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo F com $f = 0,15$, $t = 0,5$ s.	35
Figura 3.14. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo F com $f = 0,30$, $t = 0,5$ s.	36
Figura 3.15. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo F com $f = 0,60$, $t = 0,5$ s.	36
Figura 3.16. Comparação das forças de avanço para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$	37
Figura 3.17. Comparação das forças passivas para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$	38
Figura 3.18. Comparação das forças RF3 para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$	38
Figura 3.19. Comparação do binário em X para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$	39
Figura 3.20. Comparação do binário em Y para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$	40
Figura 3.21. Comparação do binário em Z para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$	40
Figura 3.22. Evolução do $\Delta t_{crítico}$ para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$	41
Figura 3.23. Força F_z e momento M_z medidos experimentalmente.	42
Figura 3.24. Força F_z experimental e forças passivas para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$	43

Figura 3.25. Binário Mz experimental e binário em torno de Y para $f = 0,15$, $f = 0,3$
e $f = 0,6$ 44

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1.1. Constantes da liga Ti6Al4V para o modelo de encruamento de Johnson-Cook [adaptado de (Sun & Guo, 2009)].	11
Tabela 2.1. Massa e momentos de inércia da ferramenta.	14
Tabela 2.2. Propriedades elásticas e térmicas da liga Ti6Al4V.	17
Tabela 2.3. Parâmetros da lei de encruamento de Johnson-Cook (Johnson & Holmquist, (1989) citado por Sun & Guo, (2009)).	20
Tabela 2.4. Parâmetros da lei de dano de Johnson-Cook (Sun & Guo, 2009).	21
Tabela 2.5. Influência da variação da velocidade no tempo de cálculo.	23
Tabela 2.6. Tempo entre cada aquisição de dados para cada frequência e aumento de velocidade.	26
Tabela A.1. Conversão de unidades SI para MPa.	49

SIMBOLOGIA E SIGLAS

Simbologia

α_i – Parâmetros da lei de encruamento

$\Delta\varepsilon$ – Incremento de deformação plástica equivalente

$\Delta t_{crítico}$ – Tamanho crítico do incremento de tempo

ε – Deformação plástica equivalente

$\dot{\varepsilon}$ – Velocidade de deformação plástica equivalente

$\dot{\varepsilon}_0$ – Velocidade de deformação plástica de referência

ε_f – Deformação equivalente à fratura

μ – Parâmetro de Lamé

ν – Coeficiente de Poisson

$\boldsymbol{\sigma}$ – Tensor das tensões de Cauchy

$\bar{\sigma}$ – Tensão equivalente de von Mises

σ^* – Razão adimensional pressão hidrostática-tensão

σ_h – Média das três tensões normais

σ_y – Tensão de escoamento

σ_m – Tensão média

$\phi(\alpha_i)$ – Raio da superfície de cedência no espaço principal das tensões desviadoras

a_p – Profundidade de corte

a_e – Largura de corte

d – Diâmetro da ferramenta

f – Coeficiente de atrito

f_n – Avanço por dente

k – Módulo de expansão volumétrica

m – Parâmetro de amaciamento térmico

n – Parâmetro de encruamento para a lei de encruamento de Johnson-Cook

A – Tensão limite de elasticidade para a lei de encruamento de Johnson-Cook

- B – Parâmetro de encruamento para a lei de encruamento de Johnson-Cook
- C – Parâmetro associado à velocidade de deformação para a lei de encruamento de Johnson-Cook
- C_d – Velocidade de propagação do som no material
- D_1, D_2, D_3, D_4 e D_5 – Parâmetros da lei de dano de Johnson-Cook
- E – Módulo de Young
- F_z – Força de corte no eixo vertical Z
- J_2 – Segundo invariante da componente desviadora \mathbf{s} do tensor das tensões de Cauchy
- L – Dimensão do elemento finito
- M_z – Binário de corte em torno do eixo vertical Z
- N – Velocidade de rotação da ferramenta
- T – Temperatura atual
- T^* – Temperatura homóloga
- T_0 – Temperatura ambiente
- T_m – Temperatura de fusão
- U_0 – Energia de deformação por unidade de volume
- V_a – Velocidade de avanço
- V_c – Velocidade de corte da ferramenta
- Z – Número de dentes da ferramenta

Siglas

- CAD – Desenho assistido por computador
- INP – Tipo de ficheiro de entrada do Abaqus Explicit. Do inglês *Input*.
- MEF – Método dos elementos finitos
- ODB – Tipo de ficheiro de saída de resultados do Abaqus Explicit. Do inglês *Output Database*.
- RF – Força de reação
- RM – Momento de reação
- STEP – Tipo de ficheiro utilizado para representar a geometria 3D da ferramenta. Do inglês *Standard for the Exchange of Product model data*.

1. INTRODUÇÃO

A maquinação é um processo mecânico que consiste na remoção de material de forma a alterar a geometria do material para obter a peça desejada. Existem vários tipos de maquinação, sendo a fresagem, a furação, o torneamento e o corte por serra os mais conhecidos. Os tipos de maquinação diferenciam-se em função da remoção de material que é promovida pelo movimento relativo entre o material e a ferramenta de corte. O presente trabalho foca o processo de fresagem, que consiste na obtenção de uma superfície plana com o auxílio do movimento de rotação de uma ferramenta constituída por múltiplas arestas de corte (fresa). O material em estudo é a liga de titânio Ti6Al4V, que é atualmente muito utilizada na indústria aeronáutica, no ramo automóvel e na indústria biomédica (Ali, et al., 2012), sendo por isso um material de bastante interesse a nível económico. Para além disso, o titânio é um material de bastante interesse a nível científico uma vez que apresenta propriedades bastante particulares. A sua baixa condutividade térmica e elevada resistência a altas temperaturas permite que seja utilizado em ambientes termicamente agressivos, como acontece na aviação. Por outro lado, a baixa densidade e excelente resistência à corrosão fazem da liga Ti6Al4V um material apetecível não só no ramo aeronáutico, como para a indústria automóvel. Para além destas propriedades, o facto de o titânio não reagir com o organismo humano torna-o num material de eleição para a indústria biomédica, onde é bastante utilizado na construção de próteses (Ducobu, et al., 2014).

No entanto, as mesmas propriedades que fazem do titânio um material importante para as áreas mencionadas, contribuem para que seja um material difícil de processar, uma vez que durante o processo de corte é gerado calor, quer por atrito entre a peça a ser maquinada e a ferramenta, quer pelo processo de deformação plástica do titânio. A baixa condutividade térmica do titânio leva à acumulação do calor gerado no local onde está a ocorrer o contacto (corte), o que contribui para o aquecimento da ferramenta (Chen, et al., 2011). O aquecimento da ferramenta promove os fenómenos de desgaste, pelo que a ferramenta irá desgastar mais rapidamente do que quando utilizada a temperaturas mais baixas. O desgaste precoce reduz a vida da ferramenta, pelo que é necessário estudar a influência de parâmetros de geometria das ferramentas, bem como de acabamento superficial, de forma a melhorar o seu desempenho e, conseqüentemente, diminuir os custos

associados à produção de componentes em titânio. Atualmente, uma das ferramentas de análise utilizadas para realizar este tipo de estudos é a simulação numérica do processo de corte, com o auxílio do método dos elementos finitos (MEF), uma vez que permite o estudo isolado de cada parâmetro. Existem vários programas comerciais de simulação que permitem realizar o estudo paramétrico da influência da geometria da ferramenta, podendo ser específicos para operações de corte por arranque de avara, como por exemplo, o Advantedge, ou generalistas, como é exemplo o Abaqus Explicit. No estudo realizado neste trabalho optou-se por recorrer ao programa generalista Abaqus Explicit, uma vez que à partida permite um maior controlo por parte do utilizador. Assim, nas secções seguintes apresenta-se uma breve descrição do processo de fresagem em estudo e analisam-se alguns resultados, experimentais e numéricos, deste processo para a liga de titânio Ti6Al4V, com base na pesquisa bibliográfica realizada.

1.1. Fresagem

A fresagem é um dos processos de maquinação mais utilizados na indústria, sendo estimado que 15% dos componentes manufaturados no mundo advêm deste processo de maquinação (Calamaz, et al., 2008). Este método consiste na remoção de material através de movimentos contínuos e simultâneos da ferramenta (fresa) e da mesa onde se encontra a peça a maquinar. A fresa é caracterizada por um movimento de uma rotação em torno do seu eixo, com uma velocidade de rotação N , definida em rpm (ou rev/min). A peça (ou a fresa) apresenta um movimento linear de modo a garantir a remoção do material em excesso. O movimento relativo é caracterizado pela velocidade de corte V_c , que pode também ser definida como a velocidade instantânea do ponto selecionado sobre a lâmina em relação a peça (ver Figura 1.1). Esta definição de velocidade é independentemente do tipo de maquinação em questão. Para além da velocidade de corte, é também importante definir a velocidade de avanço V_a , que corresponde à velocidade com que a ferramenta é movida contra o material a ser maquinado, i.e. é a velocidade instantânea do ponto selecionado sobre a lâmina, na direção do movimento linear de avanço. Normalmente esta velocidade é expressa em unidade de distância por unidade de tempo (mm/min), sendo por vezes substituída pela variável avanço por dente f_n , que é expressa em unidades de distância por revolução (mm/rev) ou distância por dente de corte (mm/dente), sendo neste caso

determinada em função do número de dentes da ferramenta, Z . A Figura 1.1 apresenta esquematicamente as três velocidades definidas.

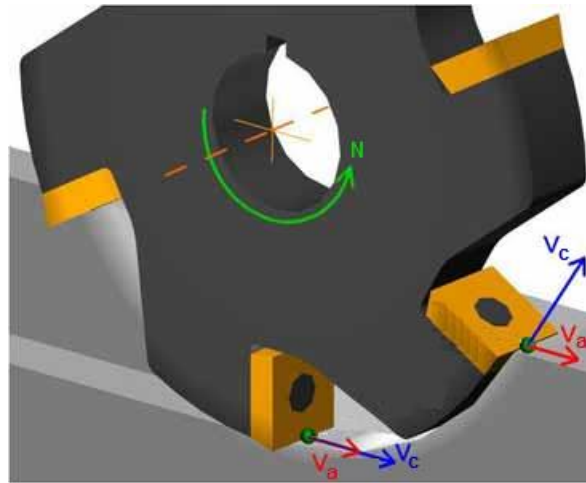


Figura 1.1. Velocidade de rotação N , velocidade de corte V_c e velocidade de avanço V_a [adaptado de <http://www.cimm.com.br/>].

As velocidades (V_c e V_a) são influenciadas pelo tipo de ferramenta que está a ser utilizada, pelo tipo de acabamento desejado, pela máquina onde está a ser realizado o corte e pelas propriedades e características do material a ser maquinado. Para além das velocidades, é ainda necessário ter em conta o diâmetro da ferramenta utilizada d , a profundidade de corte a_p e a largura de corte a_e .

Neste trabalho, irá ser estudada a fresagem de topo da liga Ti6Al4V, como ilustrado na Figura 1.2, com a identificação dos parâmetros medidos experimentalmente: a força de corte vertical F_z e o binário de corte em torno do eixo vertical M_z .



Figura 1.2. Processo de fresagem de topo [adaptado de <https://www.youtube.com/user/GlacernMachineTools>].

1.2. Estado de Arte

A simulação do processo de corte do titânio tem sido alvo de estudo de diversos autores devido à sua importância tanto científica como económica. De facto, as dificuldades associadas à maquinação do titânio têm limitado a sua utilização. No entanto, a procura de componentes de titânio tem crescido acentuadamente, exigindo uma maior eficiência por parte das tecnologias de manufatura (Sun & Guo, 2009).

A simulação numérica é um instrumento importante para o estudo do corte de materiais, tanto pela possibilidade de analisar resultados que experimentalmente são de difícil análise (por exemplo, as tensões geradas no corte), como pela possibilidade de variar parâmetros difíceis de quantificar em ambiente experimental, sendo exemplo disso o coeficiente de atrito, experimentalmente influenciado pelo revestimento da ferramenta (Wu & Zhang, 2013), e ainda pela possibilidade de reduzir os testes experimentais e consequentes custos associados (Escamilla, et al., 2010). O método normalmente utilizado é o dos elementos finitos, que é considerado uma ferramenta muito importante pois permite estimar as forças de corte e a análise da distribuição das tensões e das deformações, com resultados bastante precisos (Ali, et al., 2013). Um dos programas mais utilizados em ambiente académico é o Abaqus Explicit, uma vez que é considerado computacionalmente eficiente para a análise de modelos de grandes dimensões, sujeitos a uma resposta dinâmica, e que utiliza modelos teóricos de deformação compatíveis com grandes deformações, como as que ocorrem em processos de maquinação (Escamilla, et al., 2010).

A análise da influência dos parâmetros de corte da liga de titânio Ti6Al4V foi realizada experimentalmente, utilizando ferramentas com e sem revestimento (López de lacalle, et al., 2000). Na primeira fase da análise das ferramentas sem revestimento foi estudada a influência da velocidade de corte no desgaste da ferramenta. Como se pode observar na Figura 1.3, o desgaste dos flancos das ferramentas é maior para velocidades de corte superiores. No entanto, só é possível retirar esta conclusão quando as ferramentas sujeitas às várias velocidades já realizaram o corte para um comprimento total superior a 5,7 metros. Estes resultados permitem concluir que para menores velocidades de corte, obtém-se um melhor desempenho da ferramenta. No entanto, a eficiência do processo é reduzida. Estes resultados permitem também evidenciar que a análise dos aspetos relacionados com o desgaste das ferramentas pode exigir comprimentos de corte que podem conduzir a tempos de computação proibitivos, uma vez que só será expectável detetar diferenças significativas

para valores de comprimento de corte que envolvem a realização da simulação para um período de tempo elevado.

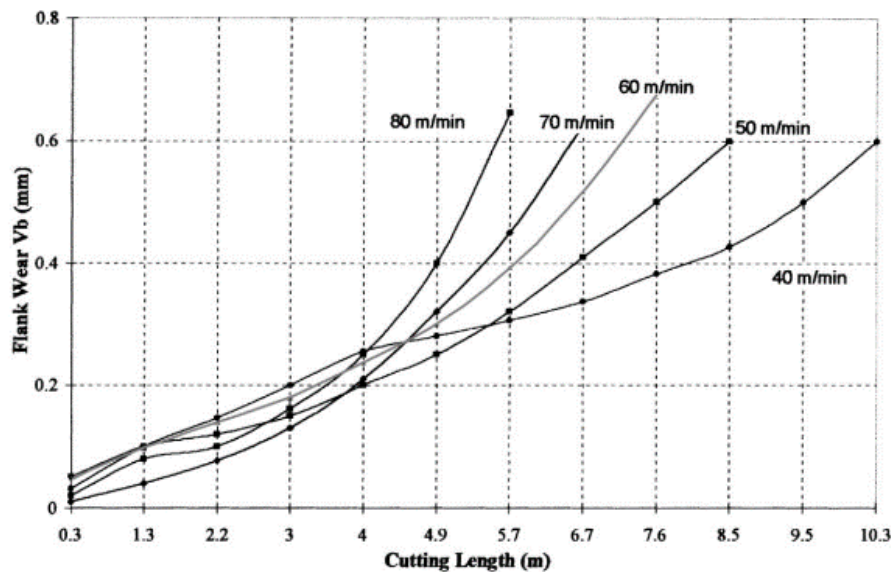


Figura 1.3. Variação do comprimento de corte com a velocidade de corte ($f_n = 0,15$ mm/dente, $d = 20$ mm, $Z = 3$, $a_e = 5$ mm e $a_p = 3$ mm) [adaptado de (López de lacalle, et al., 2000)].

No entanto, em particular na indústria aeronáutica, o custo do tempo de maquinação é mais relevante do que o custo de aquisição de várias ferramentas, sendo então conveniente encontrar uma relação entre os parâmetros de corte e a durabilidade da ferramenta, de forma a minimizar os custos e aumentar a produtividade. Neste contexto, um outro parâmetro importante é a velocidade de avanço, uma vez que valores elevados deste parâmetro levam à criação de aparas mais espessas, que originam forças de corte elevadas, aumentando a deformação das aparas e dificultando a sua libertação. Como pode ser observado na Figura 1.4, é possível determinar um valor ótimo que resulta numa boa relação entre o comprimento total de corte da ferramenta e a velocidade de avanço, para cada velocidade de corte, de modo a minimizar os custos (López de lacalle, et al., 2000). Estes resultados realçam a importância da realização de estudos paramétricos do processo de fresagem, uma vez que este valor ótimo será função das características geométricas da fresa.

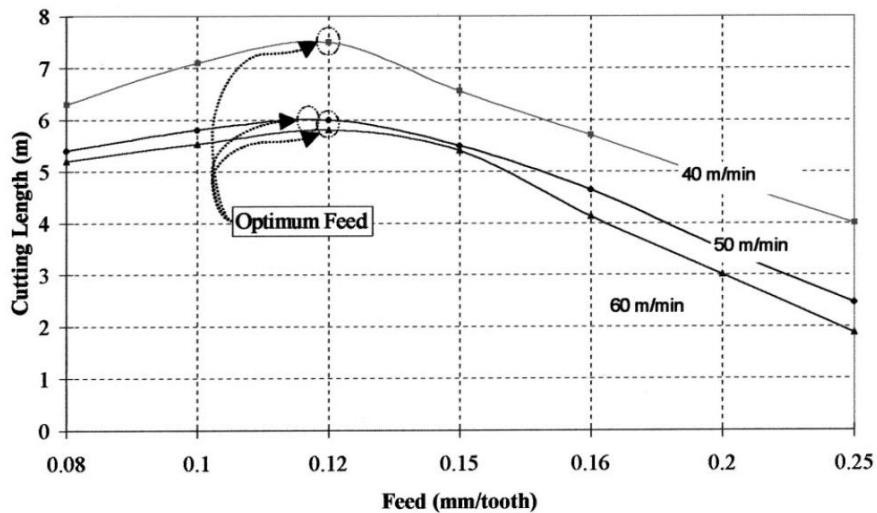


Figura 1.4. Influência da velocidade de avanço no comprimento total de corte e vida da ferramenta ($d = 20$ mm, $Z = 4$, $a_e = 8$ mm e $a_p = 5$ mm) [adaptado de (López de lacalle, et al., 2000)].

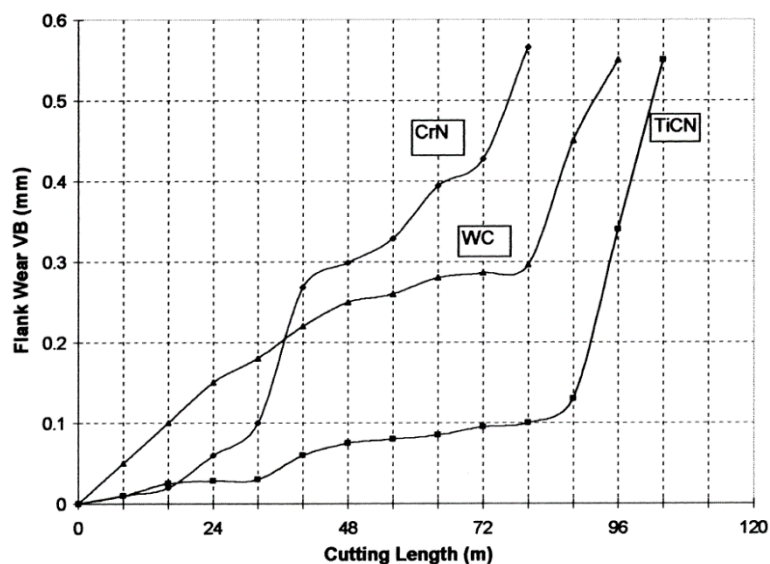


Figura 1.5. Desgaste na ferramenta para os revestimentos em CrN e TiCN e para uma ferramenta não revestida [adaptado de (López de lacalle, et al., 2000)].

Os autores analisaram ainda a influência do revestimento das ferramentas no seu desempenho. Foram estudados dois revestimentos, o carbonitreto de titânio (TiCN) e o nitreto de crómio (CrN), e comparado o desgaste em relação a uma ferramenta não revestida (identificada como WC – carboneto de tungsténio). A Figura 1.5 apresenta os resultados obtidos para o caso da operação de fresagem realizada com líquido refrigerante, sendo possível observar que a ferramenta revestida com TiCN, consegue suportar maiores comprimentos de corte para o mesmo nível de desgaste, tornando a sua durabilidade

superior. Estes resultados realçam a influência do revestimento no desempenho da fresa. No entanto, importa realçar que, tal como mencionado anteriormente, o revestimento influencia o coeficiente de atrito (Wu & Zhang, 2013), que é um parâmetro difícil de determinar experimentalmente. Neste contexto, a simulação numérica pode ser utilizada para inferir os resultados experimentais.

Um outro estudo experimental considerou a fresagem da mesma liga de titânio com uma ferramenta revestida em nitreto de alumínio-titânio (AlTiN) com quatro dentes, 3/8 " de diâmetro, e um comprimento total de corte de 47 mm (Escamilla, et al., 2010). Esta análise foi complementada com um estudo numérico, com recurso a um modelo tridimensional utilizando o Abaqus Explicit. Os autores discretizaram o bloco a maquinar com elementos mais pequenos na zona de contacto (corte) e elementos de maior dimensão onde não existe contacto com a ferramenta, correspondendo a um total de 85476 elementos do tipo C3D8RT. A ferramenta foi considerada como um corpo rígido, sendo-lhe atribuído um módulo de Young extremamente elevado (800 GPa). Para a análise térmica, os autores desprezaram a influência da temperatura na evolução das propriedades tanto do bloco a maquinar, como da ferramenta. O processo é considerado adiabático com geração de calor por deformação plástica e por atrito, sendo o coeficiente de atrito considerado igual a 0,3. O arrefecimento utilizado experimentalmente também foi deixado de parte no modelo numérico. O modelo constitutivo adotado para a liga de titânio recorreu às leis de encruamento e de dano de Johnson-Cook para representar o comportamento do material. Os autores analisaram dois casos diferentes, sendo que o caso A considera uma velocidade de avanço $V_a = 5,5$ mm/s e de rotação $N = 2228$ rpm e o caso B uma velocidade de avanço de $V_a = 6,2$ mm/s e de rotação $N = 2865$ rpm. Para o caso A foi obtida uma tensão efetiva de von Mises máxima de 1,37 GPa e uma temperatura máxima perto dos 450 °C. Já para o caso B, foi atingida uma tensão efetiva de von Mises máxima de 1,28 GPa e uma temperatura máxima de 414 °C. A Figura 1.6 mostra a comparação da evolução da temperatura obtida ao longo do tempo, experimentalmente e para o caso B, que apresenta resultados mais próximos dos experimentais. Os autores associam a discrepância entre os resultados numéricos e experimentais ao facto de a ferramenta ser considerada rígida. No entanto, o recurso a uma ferramenta deformável contribui para um forte aumento do tempo de computação.

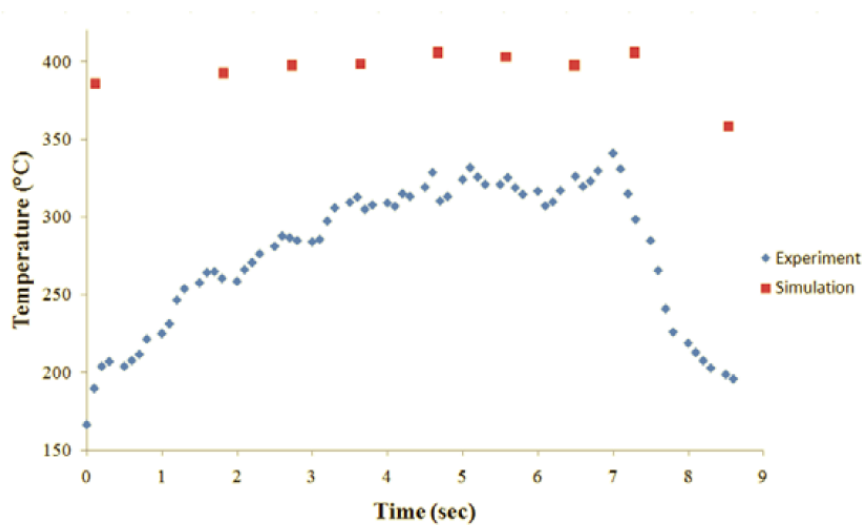


Figura 1.6. Comparação de temperatura (°C) entre os valores experimentais e calculados no caso B [adaptado de (Escamilla, et al., 2010)].

Outros autores recorreram a modelos bidimensionais para analisar a influência da profundidade de corte (Ali, et al., 2013), com base na estimativa das forças de corte e das tensões geradas. Este estudo envolveu uma análise experimental, de modo a permitir a validação do modelo numérico elaborado. Tal como no estudo realizado por Escamilla, et al. (2010), os autores recorreram às leis de encruamento e dano de Johnson-Cook, mas com valores diferentes para os parâmetros destes modelos. Também outras propriedades mecânicas da liga Ti6Al4V apresentam algumas diferenças relativamente ao estudo de Escamilla, et al. (2010), uma vez que estas dependem das condições e testes utilizados na sua determinação.

A ferramenta foi também modelada como um corpo rígido, e o bloco de material foi modelado com elementos bidimensionais. O número total de elementos do modelo foi de 11286, com um tamanho aproximado de 0,05 μm para o bloco. A velocidade de rotação é de $N = 800$ rpm e a velocidade de avanço é de $V_a = 160$ mm/min, sendo iguais para o estudo experimental e numérico. Foram realizadas fresagens às profundidades de 0,3 mm, 0,6 mm e 0,9 mm. O comprimento total de fresagem foi de 70 mm. As Figura 1.7, Figura 1.8 e Figura 1.9 apresentam os resultados das forças na direção de corte e radial para as profundidades de 0,3 mm, 0,6 mm e 0,9 mm, respetivamente. As figuras comparam os resultados obtidos para a simulação numérica e para o caso experimental, para diferentes instantes de tempo. Observa-se que a profundidade de corte afeta as forças nas direções de corte e radial, tendo maior influência na força de corte. A comparação da evolução das forças

permite validar o modelo numérico, uma vez que os resultados estão concordantes com os resultados experimentais. O recurso a modelos bidimensionais surge assim como uma excelente opção para análise de operações de corte mais simples.

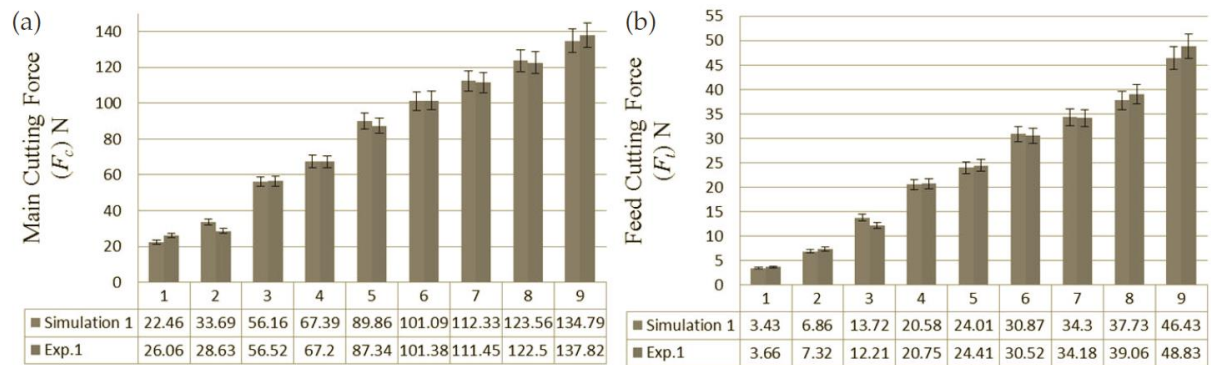


Figura 1.7. (a) Força na direção de corte e (b) Força radial, para uma profundidade de 0,3 mm [adaptado de (Ali, et al., 2013)].

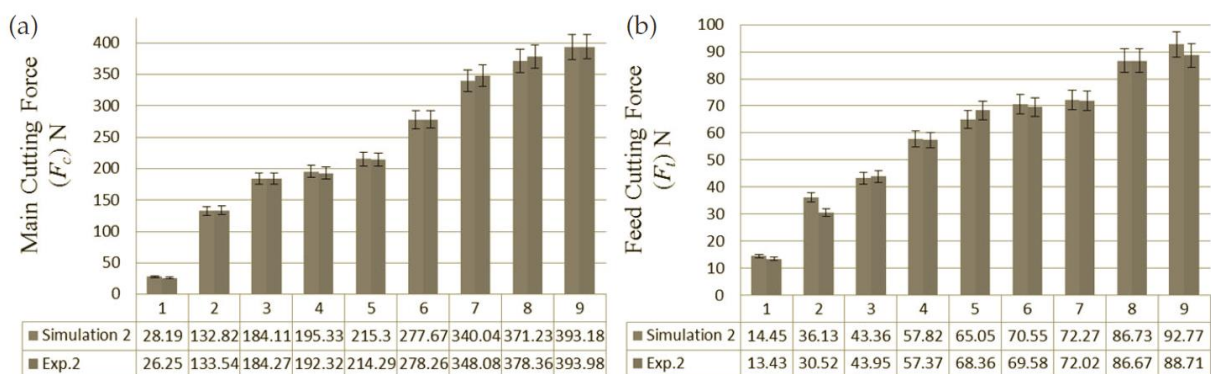


Figura 1.8. (a) Força na direção de corte e (b) Força radial, para uma profundidade de 0,6 mm I [adaptado de (Ali, et al., 2013)].

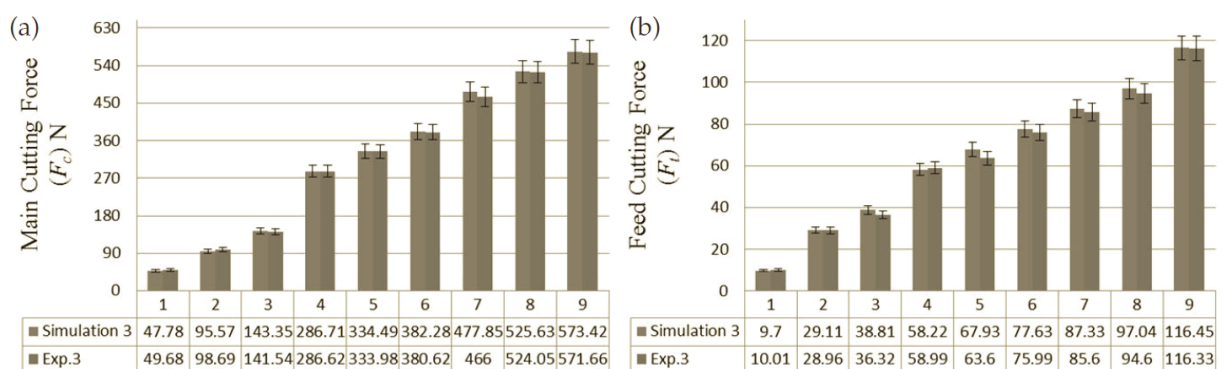


Figura 1.9. (a) Força na direção de corte e (b) Força radial, para uma profundidade de 0,9 mm [adaptado de (Ali, et al., 2013)].

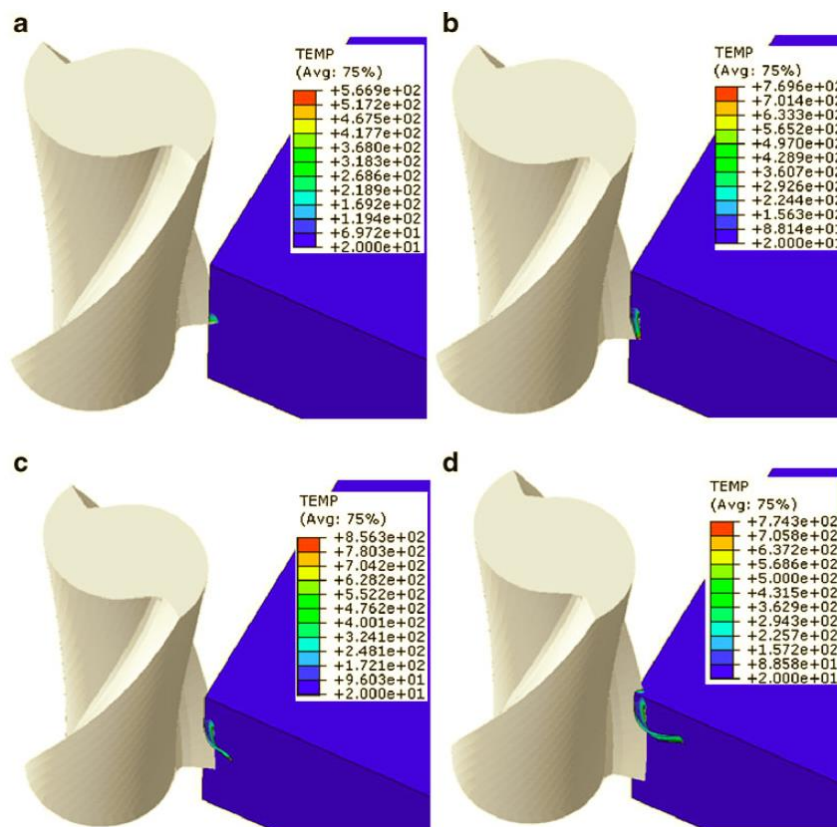


Figura 1.10. Distribuição de temperatura (a) no início do corte, (b) 0,0017 s, (c) 0,0025 s e (d) no final do corte [adaptado de (Wu & Zhang, 2013)].

Um outro estudo numérico e experimental do processo de fresagem da liga Ti6Al4V considera uma profundidade de 4 mm e uma largura de 1,5 mm, com uma velocidade de rotação de $N = 3000$ rpm e uma velocidade de avanço $V_a = 600$ mm/min (Wu & Zhang, 2013). Neste caso o modelo numérico tridimensional considera para a construção do modelo do bloco a maquinaar um total de 383400 elementos hexagonais do tipo C3D8RT. Para representar a ferramenta de dois dentes e diâmetro de 8 mm foram criados 2156 elementos rígidos do tipo R3D4T. O modelo constitutivo adotado recorre às leis de encruamento e de dano de Johnson-Cook, onde mais uma vez os parâmetros utilizados na lei de encruamento diferem dos considerados nos estudos anteriores. Os resultados numéricos correspondentes à distribuição da temperatura são apresentados na Figura 1.10 e a evolução das forças nas três direções são comparadas na Figura 1.11, sendo apresentados os valores máximos obtidos pelos modelos numéricos e experimentais. Estes resultados permitem concluir que o modelo 3D construído apresenta um erro inferior a 8,5%, confirmando que o FEM consegue reproduzir as condições de fresagem da liga de titânio. No entanto, o recurso a um modelo tridimensional com uma dimensão dos elementos finitos

na zona de corte muito reduzida, conduz a um tempo total de simulação de 180 horas, para um tempo total de corte de 0,004 s correspondentes a 0,04 mm. Estes resultados realçam a importância da dimensão dos elementos finitos considerados na zona de corte, para uma correta previsão da evolução das forças de corte no processo de fresagem.

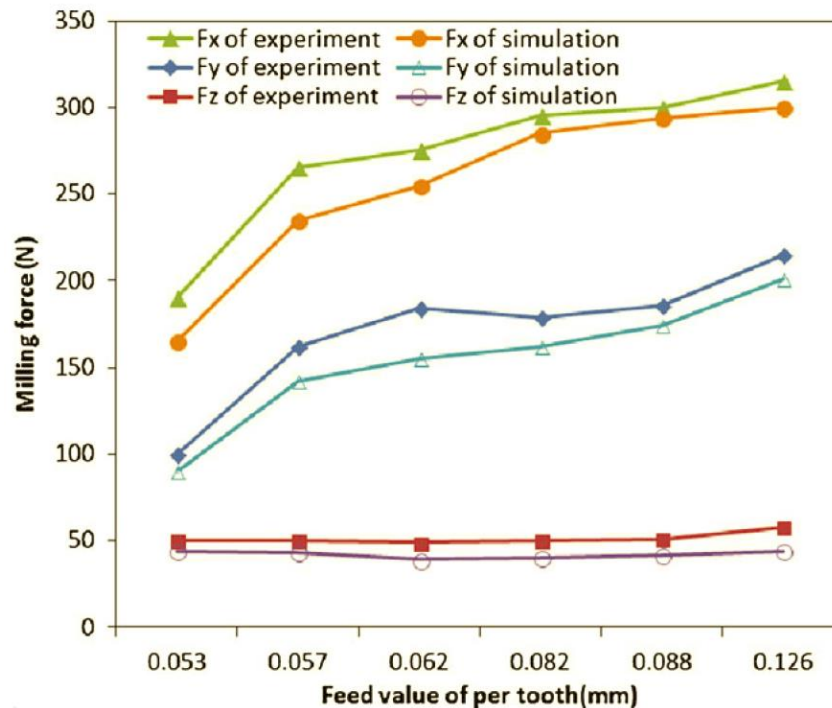


Figura 1.11. Forças de corte para diferentes avanços por dente [adaptado de (Wu & Zhang, 2013)].

Tabela 1.1. Constantes da liga Ti6Al4V para o modelo de encruamento de Johnson-Cook [adaptado de (Sun & Guo, 2009)].

JC strength model parameter	A (MPa)	B (MPa)	n	C	M
Khan	1080	1007	0.5975	0.01304	0.7701
Lesuer	1098	1092	0.93	0.014	1.1
Macdougall and Harding	984.0	520.3	0.5102	0.01500	0.8242
Nemat-Nasser	1119	838.6	0.4734	0.01921	0.6437
Johnson and Holmquist	862	331	0.34	0.012	0.8
Songwon Seo et al.	997.9	653.1	0.45	0.0198	0.7
Lee and Lin	724.7	683.1	0.47	0.035	1.0
Variation (%)	54.4	229.9	173.5	168.4	70.9

Como já foi mencionado anteriormente, existe uma grande variedade de constantes para a lei de encruamento de Johnson-Cook. Sun & Guo (2009) compilaram alguns estudos de diversos autores, de modo a avaliar a variação apresentada para as várias constantes desta lei de encruamento. A Tabela 1.1 reproduz os dados fornecidos pelos diferentes autores para as constantes da lei de encruamento de Johnson-Cook, bem como a

percentagem de variação (Sun & Guo, 2009). No entanto, a utilização desta lei de encruamento é consensual e será apresentada com maior detalhe na secção 2.2.1.2.

1.3. Objetivos

O objetivo do trabalho apresentado é a construção de um modelo de simulação do processo de fresagem para a liga Ti6Al4V, no programa de simulação numérica Abaqus Explicit, versão 6.13-1. O modelo deve permitir a análise da influência dos diferentes parâmetros de processo, bem como de parâmetros geométricos, na evolução das forças de corte e na distribuição das tensões. Este trabalho foi realizado no âmbito do projeto ComptiTool, QREN (SI I&DT nº 34107), cujo objetivo é dinamizar o setor aeronáutico nacional para que seja possível a subida na cadeia de valor das atividades industriais, que se têm focado mais em atividades consideradas de baixa intensidade tecnológica, através de um *benchmarking* de ferramentas, seguido de uma análise e caracterização do comportamento mecânico dos revestimentos das mesmas.

A análise bibliográfica realizada permitiu identificar o tempo de computação como um parâmetro crítico para o estudo deste tipo de processos com recurso ao método dos elementos finitos. Neste contexto, o objetivo é elaborar um modelo que permita a análise comparativa da influência dos parâmetros em detrimento da comparação direta com os resultados experimentais. Por outro lado, a realização de simulações que contemplem a análise de efeitos de desgaste das ferramentas também requer tempos de computação elevados, uma vez que torna necessário considerar comprimentos de corte elevados. Assim, tendo em conta que o objetivo é a análise comparativa da influência de parâmetros de processo nas forças de corte, opta-se por modelar a ferramenta de corte como um corpo rígido, o que contribui para aumentar a eficiência computacional.

No capítulo seguinte apresentam-se os principais detalhes do modelo elaborado, sendo dada particular relevância aos parâmetros numéricos que apresentam uma maior influência no tempo computacional.

2. MODELO NUMÉRICO

2.1. Ferramenta

Os fabricantes de ferramentas de corte revelaram alguma relutância em fornecer as geometrias tridimensionais das mesmas, por questões de estratégia da empresa ou porque a informação não está disponível, uma vez que não é necessária para a sua produção. Assim, só foi possível obter a geometria CAD de uma das ferramentas utilizada no *benchmarking* experimental. No entanto, a cedência por parte da Kennametal exige a total confidencialidade da informação que foi disponibilizada, o que impossibilita a divulgação de imagens dessa geometria. Assim sendo, as imagens da modelação do problema não irão conter a geometria da ferramenta.

A ferramenta utilizada na simulação da fresagem da liga de titânio é uma fresa da marca Kennametal, modelo UCDE com referência UCDE1200A5ASA KC643M. Esta ferramenta possui um revestimento em AlTiN, com 5 dentes e um diâmetro de 12 mm. A Figura 2.1 apresenta a fresa utilizada no estudo.



Figura 2.1. Fresa UCDE1200A5ASA KC643M da Kennametal.

A geometria CAD da fresa foi fornecida pela Kennametal em formato STEP (ou STP, *International standard for product data exchange* (ISO_10303)). Apesar de este ser um formato estandardizado para a transferência de informação geométrica, verificou-se que algumas superfícies apresentavam problemas de continuidade e de orientação. De facto, o vetor normal de algumas das superfícies apresentava a direção errada, i.e. as superfícies estavam orientadas para o interior da ferramenta. Este detalhe é mencionado nesta secção uma vez que essas superfícies aparentam estar corretas, quando visualizada em *softwares* como o Autodesk Inventor ou o Abaqus Explicit 6.13-1. No entanto, a sua utilização direta no programa Abaqus Explicit 6.13-1, origina erros na geração da malha de elementos finitos.

Assim, recomenda-se a utilização de um outro *software*, neste caso o GiD, de forma a gerar superfícies com as normais orientadas corretamente, minimizando as alterações à geometria da ferramenta.

Uma vez definida a geometria tridimensional da ferramenta foi necessário construir o seu modelo no programa Abaqus Explicit, o que obriga à definição de uma malha de elementos finitos. De forma a simplificar o problema, as ferramentas foram consideradas rígidas (i.e. como corpos rígidos). Tal contribui para diminuir substancialmente o tempo de cálculo, uma vez que a modelação de corpos rígidos pode ser realizada considerando apenas as superfícies exteriores das ferramentas. Esta opção permite a utilização de elementos finitos bidimensionais, neste caso elementos rígidos R3D3, para definir a geometria da ferramenta. Assim, é possível construir um modelo com um menor número total de elementos finitos, o que conduz à redução do tempo de computação. No entanto, tal invalida a análise das tensões e deformações que ocorrem na ferramenta.

A ferramenta foi discretizada com elementos finitos rígidos do tipo R3D3 com uma dimensão média dos elementos de 0,4 mm. Esta dimensão foi seleccionada de modo a permitir definir os contornos da ferramenta, com um número mínimo de elementos finitos (i.e. 11580 finitos do tipo R3D3).

O corpo rígido deve ter as mesmas características de rigidez que a ferramenta. O cálculo da massa da ferramenta e dos seus momentos de inércia foi realizado com o auxílio do Autodesk Inventor 2014, admitindo que o material da ferramenta é um aço de baixa liga e alta resistência. O revestimento é desprezado uma vez que o modelo admite que a sua influência será ditada pelo coeficiente de atrito entre a ferramenta e o material. As características da ferramenta utilizada são apresentadas na Tabela 2.1.

Tabela 2.1. Massa e momentos de inércia da ferramenta.

Massa	0,065 kg
Momento de inércia I1	34,308 kg · mm ²
Momento de inércia I2	34,313 kg · mm ²
Momento de inércia I3	1,092 kg · mm ²

De modo a definir as condições de fronteira da ferramenta, é necessário definir um ponto de referência associado ao corpo rígido. Tal permite associar as condições de fronteira a todos os elementos finitos que descrevem o corpo rígido. Neste caso, as condições

de fronteira impostas à ferramenta consideram a velocidade de avanço V_a e de rotação N como se mostra na Figura 2.2. Todos os outros graus de liberdade são prescritos, i.e. apresentam um valor nulo.

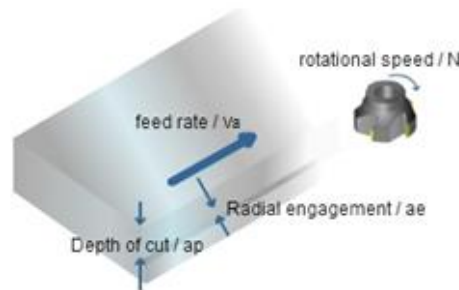


Figura 2.2. Parâmetros de corte da fresagem [adaptado de <http://aluminium.matter.org.uk>].

2.2. Bloco a Maquinar

O bloco de material a maquinar é caracterizado pela largura, comprimento e altura. O corte será realizado com uma ferramenta de diâmetro de 12 mm, coincidente com a largura a maquinar em cada passo (a_e), e com uma profundidade de 1,5 mm (a_p). Estes parâmetros são representados de forma esquemática na Figura 2.2. Sendo assim a dimensão mínima para a largura do bloco é 12 mm, i.e. igual à largura a maquinar em cada passo. De modo a permitir atingir condições estacionárias para o processo de corte, o bloco foi definido com um comprimento de 20 mm e uma altura de 4 mm.

De modo a procurar minimizar o número de elementos finitos utilizados na discretização do bloco e, conseqüentemente, o tempo de cálculo, foram definidas duas secções diferentes. Na parte superior do bloco (de agora em diante designada por secção A), onde será feita a fresagem, foi utilizada uma malha mais fina. Estes elementos estão sujeitos ao contacto com a fresa, pelo que serão submetidos a deformação plástica e dano. Na base do bloco (secção B) foi utilizada uma malha mais grosseira, uma vez que estes elementos não serão afetados pela fresa. As duas secções apresentam o mesmo número de elementos no plano de corte mas, no plano do eixo da ferramenta, são compostas por um número de elementos muito distinto. Na direcção Z (ver Figura 2.3), o bloco será dividido em 50 elementos, o que corresponde a uma largura de elemento de 0,24 mm. Na direcção X, o bloco é dividido em 200 elementos, regulares (i.e. o comprimento de cada elemento finito é de 0,1 mm). Por último, na direcção Y, a secção A será dividida em 20 elementos, originando elementos com 0,1 mm de altura, e a secção B não será dividida, pelo que os elementos desta

secção têm uma altura de 2 mm. No total o bloco é constituído por 210000 elementos finitos do tipo C3D8R, apresentados na Figura 2.3, onde também se mostra o sistema de eixos adotado.

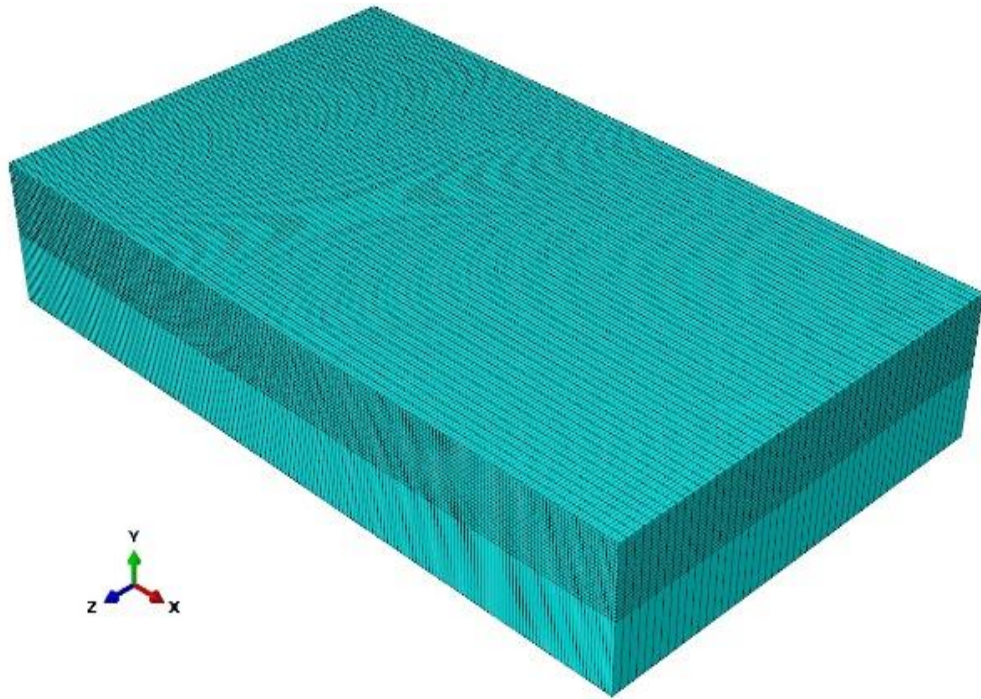


Figura 2.3. Bloco de titânio e respetiva discretização.

A base do bloco de titânio é encastrada uma vez que esta condição também é imposta experimentalmente na fresadora CNC, i.e. o deslocamento dos nós localizados na base é conhecido e igual a zero. Estas são as condições de fronteira impostas para o bloco.

2.2.1. Modelo Constitutivo para a Liga Ti6Al4V

Para definir as propriedades mecânicas da liga de titânio foi utilizado o modelo constitutivo e os parâmetros materiais que maior consenso reúnem entre os autores de estudos semelhantes (Sun & Guo, 2009). O comportamento elástico é isotrópico, descrito pela lei de Hooke generalizada. A Tabela 2.2 apresenta as propriedades elásticas e térmicas utilizadas nas simulações. No ANEXO A encontra-se descrita a conversão de unidades do sistema internacional (SI) para as unidades utilizadas na construção do modelo.

O comportamento plástico é também considerado isotrópico, sendo descrito pelo critério de plasticidade de von Mises, descrito de seguida na secção 2.2.1.1. As leis de encruamento e de dano que definem o comportamento do titânio são as leis de Johnson-Cook, descritas nas secções 2.2.1.2 e 2.2.1.3, respetivamente.

Tabela 2.2. Propriedades elásticas e térmicas da liga Ti6Al4V.

Densidade	4430 kg/m ³
Módulo de Young	110 GPa
Coefficiente de Poisson	0,41
Condutividade	7,3 W/m · K
Calor específico	580 J/kg · K
Temperatura de fusão	1605 °C

2.2.1.1. Critério de plasticidade de von Mises

A transição entre o regime elástico e plástico é definida com o auxílio de um critério de plasticidade que, de uma forma geral, pode ser dado pela equação:

$$F(\boldsymbol{\sigma}, \alpha_i) = 0 \quad (2.1)$$

onde $\boldsymbol{\sigma}$ é o tensor das tensões de Cauchy e α_i é um conjunto de variáveis associadas ao encruamento. Deste modo, assume-se que o escoamento plástico é ditado por uma lei de encruamento.

No caso do critério de plasticidade isotrópico, sugerido por Richard von Mises, a cedência plástica do material ocorre quando o segundo invariante J_2 da componente desviadora \mathbf{s} do tensor das tensões de Cauchy, atinge um valor crítico:

$$\sqrt{J_2} - \frac{1}{\sqrt{2}} \phi(\alpha_i) = 0 \quad (2.2)$$

onde $\phi(\alpha_i)$ define o raio da superfície de cedência no espaço principal das tensões desviadoras.

O critério pode ser interpretado fisicamente com base na equação da energia de deformação por unidade de volume

$$U_0 = \frac{1}{2\mu} J_2 + \frac{1}{2k} \sigma_m^2 \quad (2.3)$$

em que μ é um dos parâmetros de Lamé (numericamente igual ao módulo de elasticidade transversal), k é o módulo de expansão volumétrica e σ_m é a tensão média, determinada em função do primeiro invariante do tensor das tensões de Cauchy com $\sigma_m = I_1/3$. A primeira parcela de (2.3) corresponde à energia de deformação elástica associada à distorção. A segunda parcela corresponde à energia de deformação associada à dilatação. Para o ensaio de tração uniaxial como o tensor das tensões de Cauchy é dado por:

$$\begin{aligned}
 \boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}' + \boldsymbol{\sigma}'' &\Leftrightarrow \begin{bmatrix} \sigma_y(\alpha_i) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\
 &= \begin{bmatrix} (2/3)\sigma_y(\alpha_i) & 0 & 0 \\ 0 & (-1/3)\sigma_y(\alpha_i) & 0 \\ 0 & 0 & (-1/3)\sigma_y(\alpha_i) \end{bmatrix} \\
 &+ \begin{bmatrix} \sigma_y(\alpha_i)/3 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_y(\alpha_i)/3 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_y(\alpha_i)/3 \end{bmatrix}
 \end{aligned} \quad (2.4)$$

em que σ_y é a tensão de escoamento, sendo igual à tensão limite de elasticidade em tração, na transição entre o regime elástico e plástico. Nessas circunstâncias, $J_2 = (1/3)\sigma_y^2(\alpha_i)$ e $\sigma_m^2 = (\sigma_y(\alpha_i)/3)^2$, o que permite determinar o valor da energia de deformação, substituindo estes valores em (2.3), tal que:

$$U_{0\text{Crítico}} = \frac{1}{6\mu}\sigma_y^2(\alpha_i) + \frac{1}{18k}\sigma_y^2(\alpha_i). \quad (2.5)$$

A função de cedência pode então ser definida como

$$F(\boldsymbol{\sigma}, \alpha_i) = U_0 - U_{0\text{Crítico}} = \frac{1}{2\mu}J_2 + \frac{1}{2k}\sigma_m^2 - \frac{1}{6\mu}\sigma_y^2(\alpha_i) - \frac{1}{18k}\sigma_y^2(\alpha_i) = 0. \quad (2.6)$$

Como por definição:

$$k = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (2.7)$$

em que ν é o coeficiente de Poisson e E é o módulo de Young e em elasticidade a condição de incompressibilidade é garantida quando $\nu = 0,5$. Nestas condições, a função de cedência definida em (2.6) pode ser escrita como:

$$F(\boldsymbol{\sigma}, \alpha_i) = \frac{1}{2\mu}J_2 - \frac{1}{6\mu}\sigma_y^2(\alpha_i) = 0. \quad (2.8)$$

Desta expressão é possível concluir que a tensão de escoamento em tração pode ser obtida como:

$$\sigma_y(\alpha_i) = \bar{\sigma} = \sqrt{3J_2}, \quad (2.9)$$

em que $\bar{\sigma}$ corresponde à tensão equivalente de von Mises. De acordo com a expressão (2.2),

para o ensaio de tração uniaxial pode definir-se $\phi(\alpha) = \sqrt{\frac{2}{3}}\sigma_y$. A tensão equivalente $\bar{\sigma}$ pode

ser determinada em função da componente desviadora do tensor das tensões com o auxílio da seguinte expressão:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3J_2} = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s}} = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij} s_{ij}} \quad (2.10)$$

sendo que o segundo invariante J_2 da componente desviadora do tensor das tensões é dado por:

$$J_2 = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (2.11)$$

Substituindo a equação (2.11) na equação (2.9), obtém-se a expressão da tensão efetiva de von Mises na sua forma final:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = \sqrt{3} \sigma_1 \quad (2.12)$$

2.2.1.2. Lei de encruamento de Johnson-Cook

A lei de encruamento de Johnson-Cook define a evolução da tensão de escoamento σ_y com base na seguinte equação (Johnson & Cook, 1985):

$$\sigma_y = [A + B(\varepsilon)^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] [1 - T^*] \quad (2.13)$$

onde ε é a deformação plástica equivalente, $\dot{\varepsilon}$ é a velocidade de deformação equivalente e $\dot{\varepsilon}_0$ é a velocidade de deformação de referência. T^* corresponde à temperatura homóloga, dada pela equação seguinte:

$$T^* = \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \quad (2.14)$$

onde T é a temperatura atual, T_0 a temperatura da sala e T_m a temperatura de fusão. De acordo com (2.1), o conjunto α_i de variáveis associadas ao encruamento é neste caso, ε , $\dot{\varepsilon}$ e de T . Pode ser associado um significado físico às constantes do modelo, sendo que A corresponde à tensão limite de elasticidade da liga de titânio, B e n representam os parâmetros de encruamento, C é a constante da velocidade de deformação e m representa o amaciamento térmico.

Dependendo dos vários autores, estes parâmetros variam significativamente, o que pode ser justificado por terem sido obtidos experimentalmente através de testes realizados com uma *Split Hopkinson pressure bar* (SHPB). No entanto, esta variação pode

ser justificada por outras condicionantes, tais como a variação da composição da liga Ti6Al4V (apesar de manter a mesma denominação), a preparação das amostras para os testes (ser efetuada de diferentes formas pelos vários autores) ou mesmo os testes realizados apresentarem algumas diferenças (Sun & Guo, 2009).

Tabela 2.3. Parâmetros da lei de encruamento de Johnson-Cook (Johnson & Holmquist, (1989) citado por Sun & Guo, (2009)).

<i>A</i>	862 MPa
<i>B</i>	331 MPa
<i>n</i>	0,34
<i>C</i>	0,012
<i>m</i>	0,8

2.2.1.3. Lei de dano de Johnson-Cook

A lei de dano de Johnson-Cook é baseada na lei de dano cumulativa apresentada na equação seguinte (Johnson & Cook, 1985):

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon_f} \quad (2.15)$$

onde $\Delta \varepsilon$ é o incremento de deformação plástica equivalente que ocorre num ciclo de integração e ε_f é a deformação equivalente à fratura, nas condições atuais da taxa de deformação, temperatura, pressão hidrostática e tensão equivalente. A fratura ocorre quando D é igual a 1,0. A expressão geral para a deformação à fratura é dada por (Sun & Guo, 2009):

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \left[1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] [1 + D_5 T^*] \quad (2.16)$$

onde D_1 , D_2 , D_3 , D_4 e D_5 , representam os parâmetros para a lei de dano de Johnson-Cook para a liga de titânio Ti6Al4V, σ^* corresponde à razão adimensional pressão hidrostática-tensão, dada por $\sigma^* = \sigma_h / \bar{\sigma}$, sendo σ_h a média das três tensões normais e $\bar{\sigma}$ a tensão equivalente de von Mises. $\dot{\varepsilon}_0$ representa a velocidade de deformação de referência e T^* a temperatura homóloga, que assumem valores semelhantes aos utilizados na lei de encruamento de Johnson-Cook, tratado na secção 2.2.1.2.

Tabela 2.4. Parâmetros da lei de dano de Johnson-Cook (Sun & Guo, 2009).

D_1	-0,09
D_2	0,25
D_3	-0,5
D_4	0,014
D_5	3,87

2.2.2. Estratégia de implementação do critério de dano

O contacto entre o bloco e a ferramenta é modelado através de um algoritmo de contacto geral, i.e. na deteção do contacto com atrito são consideradas todas as interações entre superfícies livres. No entanto, o algoritmo de dano implementado considera que o elemento finito que atinge o critério de dano apresenta uma rigidez muito pequena, i.e. os graus de liberdade do elemento não são efetivamente removidos do sistema global de equações. Este facto para além de originar dificuldades na visualização dos resultados, análise do problema e aumento do tempo de computação, impõe também limitações na geração das novas superfícies de contacto, resultantes da remoção dos elementos. Ou seja, para realizar corretamente a simulação é necessário indicar ao algoritmo de contacto geral que deve utilizar as superfícies expostas dos elementos que ainda não atingiram o critério de dano. Infelizmente, pelo que podemos apurar, esta opção não pode ser introduzida de forma intuitiva no módulo de construção do modelo, usualmente designado de ABAQUS CAE. De facto, para que o algoritmo de contacto considere a eliminação de elementos do interior do bloco durante o processo de simulação, no Abaqus Explicit, é necessário introduzir essa opção no ficheiro global de dados de entrada, i.e. no ficheiro *input* (extensão INP). Para tal é necessário colocar um identificador das superfícies interiores (Escamilla, et al., 2010).

A Figura 2.4 ilustra a definição do identificador de superfícies interiores, que deve ser adicionado na secção “Assembly” do ficheiro INP. Na Figura 2.5 apresenta-se a alteração que deve ser incluída no final de cada secção “STEP” existente no modelo. No modelo utilizado neste estudo existe apenas uma secção deste tipo, pelo que a alteração será efetuada na secção “STEP-1”, do ficheiro INP.

```
*surface,type=element,name=surf1
,
erode,interior
```

Figura 2.4. Identificador de superfícies interiores inserido na secção “Assembly” do ficheiro INP.

```
*contact, op=NEW
*contactinclusions
surf1,
*contact controls assignment, nodal erosion=yes
```

Figura 2.5. Identificador de superfícies interiores inserido na secção “STEP-1” do ficheiro INP.

2.3. Análise preliminar do modelo

No estudo experimental foram utilizados os valores de velocidade de avanço $V_a = 488$ mm/min e de rotação $N = 2123$ rpm. No entanto, as simulações numéricas foram realizadas com o módulo explícito, que tal como o nome indica recorre a um método numérico explícito, i.e. condicionalmente estável. A condição de estabilidade é verificada com base na dimensão do incremento de tempo, que apresenta valores muito reduzido. Assim, tipicamente, para a velocidade real dos processos de corte por arranque de aparas, o valor deste parâmetro conduz a tempos de cálculo muito elevados. A estratégia normalmente utilizada para reduzir o tempo de cálculo é acelerar o processo, i.e. alterar a velocidade admitida como condição de fronteira. No entanto, é fundamental realizar uma análise cuidada da influência dos efeitos de inércia. Assim, realizou-se um estudo de análise de influência do aumento da velocidade nos resultados obtidos para a componente vertical da força exercida pela fresa, designada por força passiva.

2.3.1. Influência da Velocidade

A condição de estabilidade está diretamente relacionada com a discretização adotada e a velocidade do processo em análise, uma vez que o tamanho crítico do incremento de tempo é dado por:

$$\Delta t_{\text{crítico}} = \frac{L}{C_d} \quad (2.17)$$

onde L é a dimensão do elemento finito (i.e. do menor elemento presente no modelo) e C_d é a velocidade de propagação do som no material. Assim, o aumento da velocidade do processo resulta numa diminuição do tempo total da simulação, uma vez que neste caso se

pretende simular uma passagem com um comprimento total de 20 mm. Na prática a redução do tempo total da simulação corresponde a um menor número de incrementos. A Tabela 2.5 apresenta o resumo dos resultados obtidos para os ensaios realizados considerando diferentes aumentos de ambas as velocidades, i.e. foi utilizado sempre o mesmo fator de escala para a velocidade de rotação e de avanço. Assim, a designação 10x corresponde à situação em que as duas velocidades V_a e N são multiplicadas por 10, a designação 100x corresponde à situação em que as duas velocidades são multiplicadas por 100, e assim sucessivamente. Da análise da tabela observa-se que o tamanho crítico do incremento de tempo é aproximadamente o mesmo, uma vez que o modelo utilizado apresenta sempre as mesmas características, i.e. dimensão dos elementos e material do corpo deformável. Na Figura 2.6 é apresentada a evolução do número total de incrementos em função do fator de escala aplicado às velocidades.

Tabela 2.5. Influência da variação da velocidade no tempo de cálculo.

Velocidade	$\Delta t_{\text{crítico}}$	Número Total de incrementos	Tempo de CPU [horas]
10x	$9,12 \times 10^{-09}$	9888408	329:23:01
100x	$9,83 \times 10^{-09}$	917272	57:41:17
150x	$9,74 \times 10^{-09}$	614577	23:00:32
200x	$9,88 \times 10^{-09}$	356670	21:20:01
500x	$9,87 \times 10^{-09}$	182027	09:55:59
1000x	$9,83 \times 10^{-09}$	90937	03:16:58
2000x	$9,83 \times 10^{-09}$	45469	01:42:57

As simulações apresentadas na Tabela 2.5 foram realizadas apenas até à estabilização do problema, i.e. até um instante de tempo de 0.9 s, correspondente a 7,32 mm de avanço ($V_a = 8.13$ mm/s). Na Figura 2.7 e na Figura 2.8 são apresentadas as evoluções da força passiva em função do tempo, para as simulações realizadas. De modo a comparar os resultados os instantes de tempo foram normalizados tendo em conta o fator de escala introduzido. A análise das figuras permite concluir que para aumentos de velocidade superiores a 200 os efeitos de inércia alteram significativamente os resultados obtidos. Este estudo permitiu identificar como referência o aumento de velocidade de 150 vezes, o que implica um tempo de cálculo superior a 23h00 até à estabilização do problema.

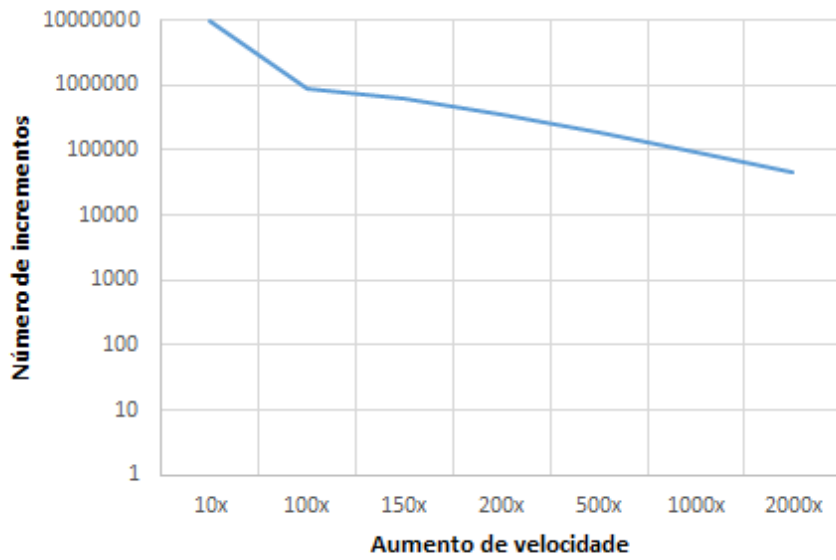


Figura 2.6. Número total de incrementos para cada aumento de velocidade.

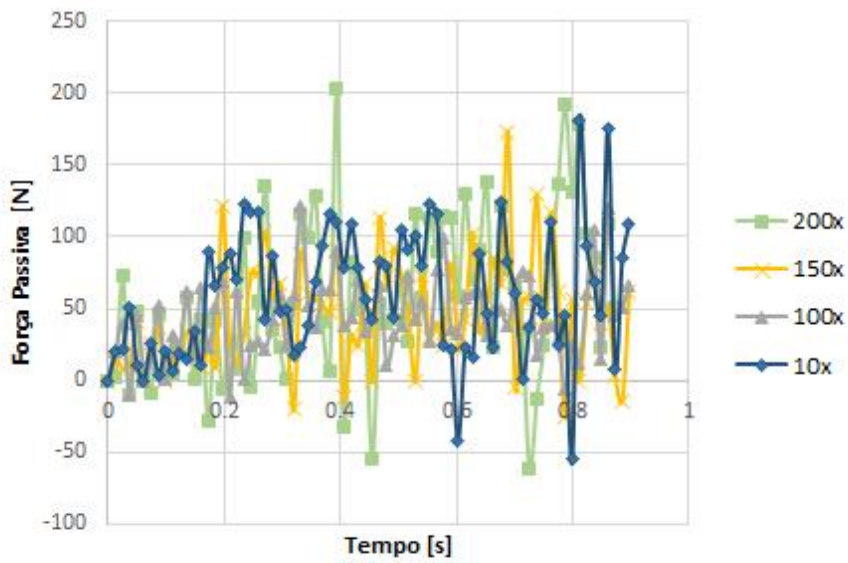


Figura 2.7. Evolução da força axial ao longo do tempo para as simulações realizadas com aumentos de velocidade entre 10x e 200x.

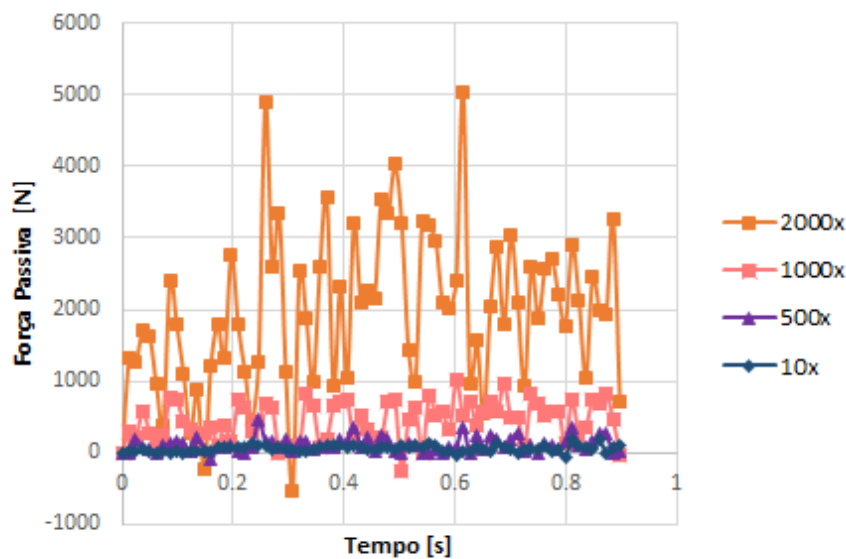


Figura 2.8. Evolução da força axial ao longo do tempo para as simulações realizadas com aumentos de velocidade entre 500x e 2000x (10x utilizada como referência).

2.3.1. Frequência de aquisição de dados

No estudo experimental foi utilizado um dinamómetro rotacional piezoelétrico HS-RCD da Kistler, modelo 9125A, para a aquisição de resultados. Este dinamómetro permite medir a força que ocorre no eixo vertical da ferramenta F_z e o momento em torno do mesmo eixo M_z (ver Figura 1.2) em intervalos de -3 kN a 3 kN para F_z e de -50 Nm a 50 Nm para M_z , com uma velocidade rotacional máxima de 25000 rpm. A frequência de aquisição de dados considerada no estudo experimental para a fresagem foi de 900 Hz, o que corresponde a um intervalo de tempo entre duas amostras de $1/900 = 0,001111$ s.

A frequência de aquisição de dados é um parâmetro que deve ser também definido no modelo de simulação, sendo possível utilizar valores distintos para a aquisição de dados relativos à evolução temporal da força e do momento (*History output*) e para a visualização da configuração (*Field output*). No entanto, a frequência de aquisição de dados tem efeitos no tamanho do ficheiro de armazenamento dos resultados da simulação (ficheiros ODB, do inglês *Output Database*), em particular a frequência de aquisição de dados para visualização da configuração. A título de exemplo, enquanto para uma aquisição de ambos os tipos de dados com uma frequência de aproximadamente 80 Hz (um valor a cada $0,0123$ s, utilizada nas simulações para aperfeiçoamento do modelo) os ficheiros ODB

nunca atingiram dimensões superiores a 1 gigabyte (GB), para a frequência de 900 Hz os ficheiros ODB atingem facilmente tamanhos na ordem dos 20 GB, podendo nalguns casos atingir os 80 GB.

É importante sublinhar que os valores de 0,0123 s e 0,00(1) s para a aquisição de dados estão definidos para o tempo total necessário para realizar o corte para o comprimento de 20 mm, i.e. 2,46 s. No entanto, nos testes realizados as velocidades foram aumentadas, o que altera o tempo total de simulação. Para adaptar o modelo acelerado à realidade, mantendo a frequência de aquisição real igual, os dados foram obtidos de acordo com o apresentado na Tabela 2.6

Tabela 2.6. Tempo entre cada aquisição de dados para cada frequência e aumento de velocidade.

Velocidade	80 Hz	900 Hz
Real	0,0123 s	$1,111 \times 10^{-3}$ s
10x	$1,23 \times 10^{-3}$ s	$1,111 \times 10^{-4}$ s
100x	$1,23 \times 10^{-4}$ s	$1,111 \times 10^{-5}$ s
150x	$8,2 \times 10^{-5}$ s	$7,6 \times 10^{-6}$ s
200x	$6,15 \times 10^{-5}$ s	$5,56 \times 10^{-6}$ s
500x	$2,46 \times 10^{-5}$ s	$2,22 \times 10^{-6}$ s
1000x	$1,23 \times 10^{-5}$ s	$1,111 \times 10^{-6}$ s
2000x	$6,15 \times 10^{-5}$ s	$5,56 \times 10^{-7}$ s

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta secção apresentam-se os resultados obtidos com o modelo descrito no capítulo anterior, considerando um aumento da velocidade de rotação e de avanço de 150 vezes. A frequência de aquisição de dados implementada no modelo é idêntica à utilizada no procedimento experimental, i.e. o tempo entre aquisição é de $8,2 \times 10^{-5}$ s.

3.1. Influência da dimensão do bloco

Os resultados apresentados nesta secção foram obtidos para um coeficiente de atrito $f = 0,15$. A Figura 3.1 apresenta a distribuição da tensão equivalente obtida para a discretização do bloco apresentada na Figura 2.3. Observa-se que a distribuição da tensão apresenta um forte gradiente na transição entre as secções A e B, o que pode estar associado à alteração abrupta da dimensão do elemento. Por outro lado, observa-se que ao considerar uma dimensão do bloco igual ao diâmetro da fresa despreza-se a influência do material adjacente, o que pode introduzir alguma diferença na comparação com os resultados experimentais.

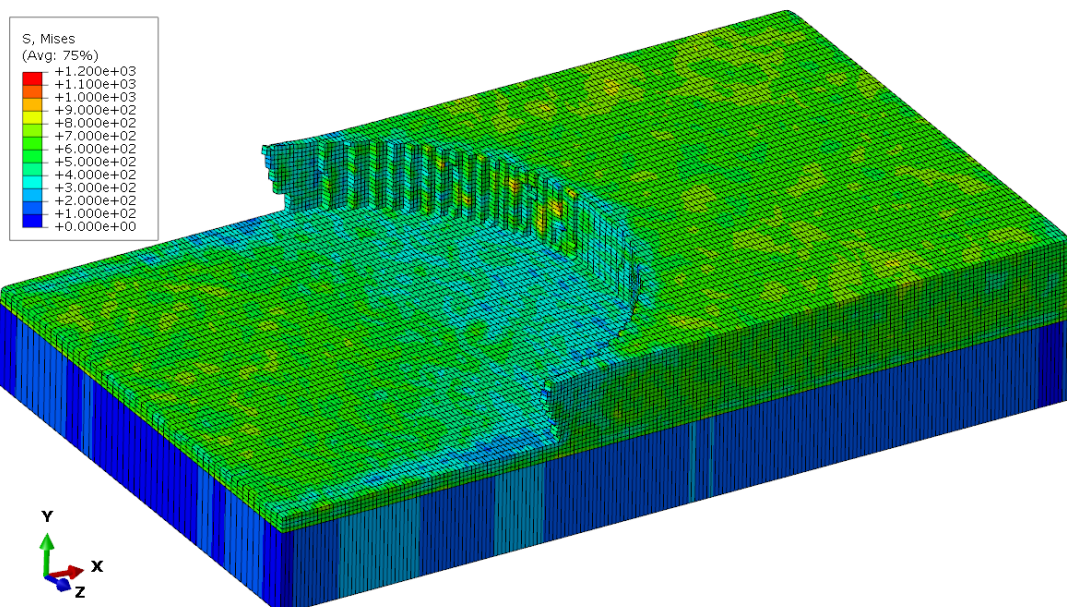


Figura 3.1. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco com uma largura de 12 mm, $t = 1,4$ s.

Em resultado desta análise, procedeu-se à alteração da discretização adotada para o bloco a maquinar, de forma a aproximar as condições do modelo às condições de ensaio experimental. A discretização foi alterada na base do bloco, na secção designada por B (ver 2.2), para a qual o modelo de base apresenta apenas um elemento na direção Oy. No modelo alterado esta secção é dividida em quatro elementos, de dimensão não uniforme, progressiva, sendo que o tamanho do menor elemento é 5 vezes inferior ao tamanho do maior elemento. Esta decisão foi tomada de forma a diminuir o impacto do encastramento da base do bloco na transição entre as secções A e B, onde ainda ocorrem tensões de valor elevado, resultantes do processo de corte (ver Figura 3.1). A discretização adotada para este modelo, que será designado por Modelo I e que se encontra representado na Figura 3.2, apresenta um total de 240000 elementos finitos do tipo C3D8R.

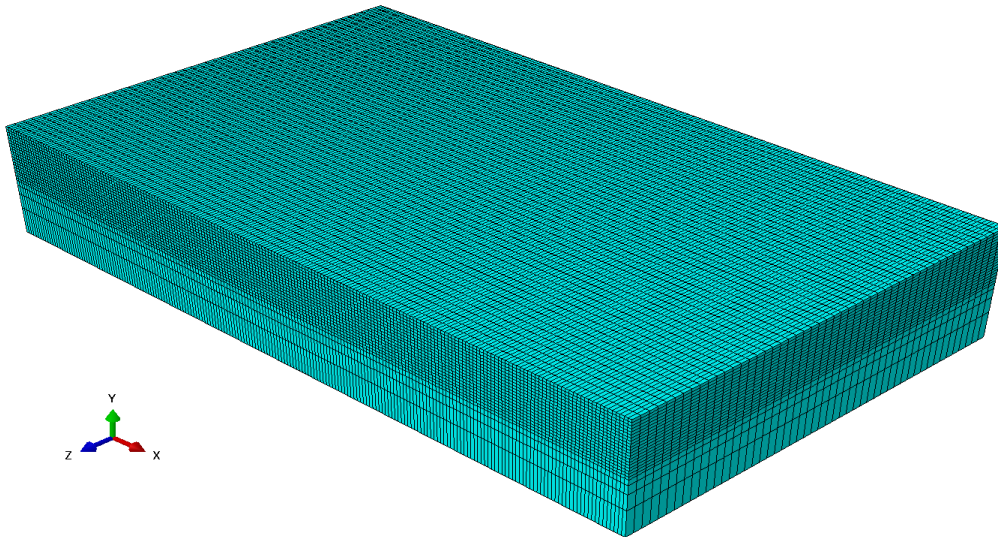


Figura 3.2. Bloco de titânio inicial e respetiva discretização.

Por outro lado, a largura do bloco foi aumentada, tendo sido adicionados 2 mm, como se mostra na Figura 3.3. Esta zona procura representar a influência do material adjacente pelo que, os deslocamentos da superfície paralela ao plano XY, com coordenada Z máxima (ver Figura 3.3), são restringidos através de uma condição de fronteira do tipo encastramento.

Em relação à discretização foram estabelecidas também duas secções diferentes na direção Z. Ao longo de 13 mm de comprimento, foram criados elementos com um tamanho aproximado de 0,24 mm de largura (igual à discretização dos modelos anteriores). A segunda secção corresponde a 1 mm e foi discretizada com apenas um elemento finito. Esta secção pretende representar o material que se encontra ao lado da fresa no momento do

cut and it is where the displacements are restricted. Figure 3.3 presents the discretization adopted for the new model, which will be designated by Model F, in which 264,000 finite elements of the type C3D8R, i.e. this change introduces an increase of 10% in the total number of elements.

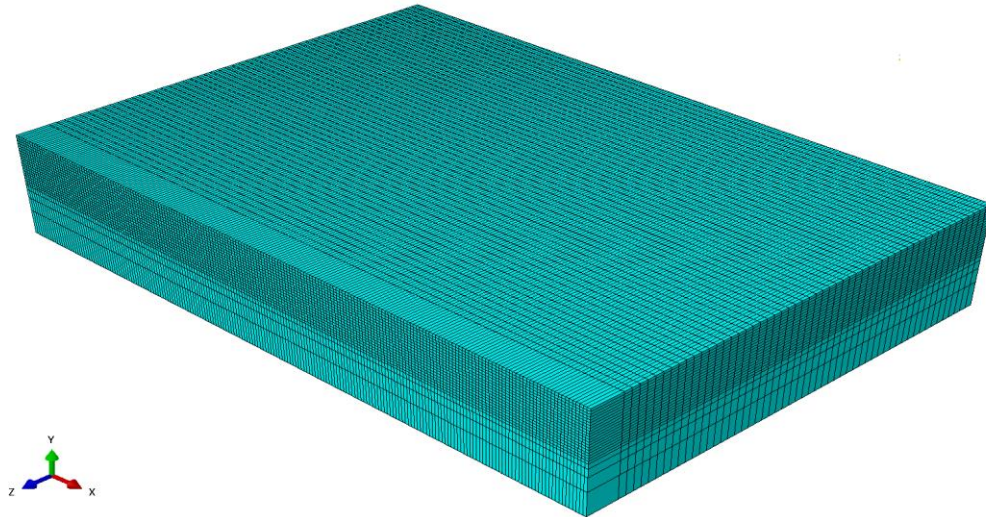


Figura 3.3. Bloco de titânio final e respectiva discretização, com alteração da largura para 14 mm.

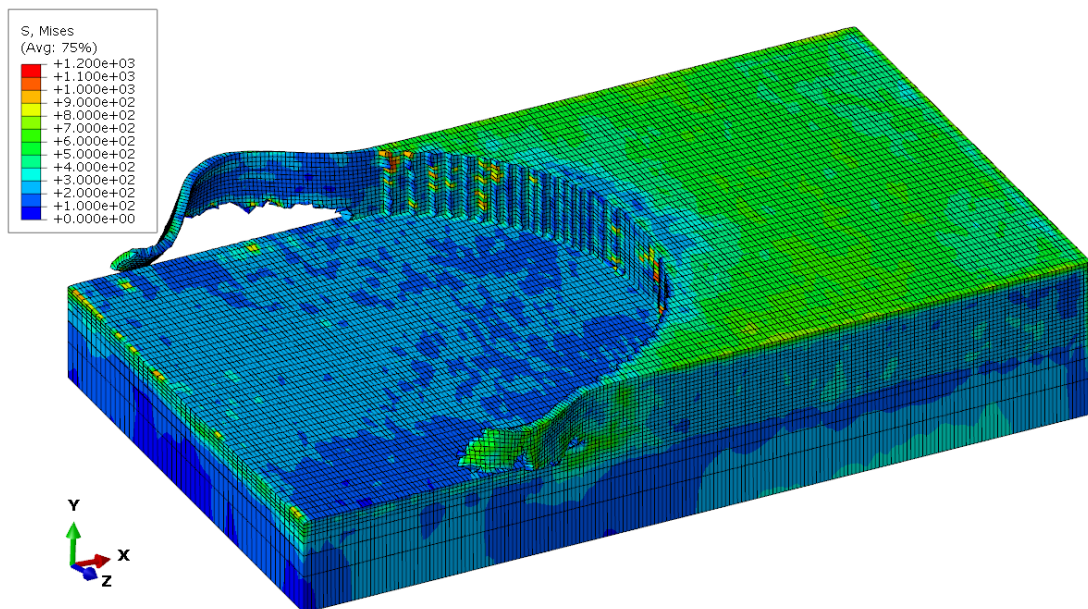


Figura 3.4. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo I, $t = 1,4$ s.

Figure 3.4 and Figure 3.5 present the distribution of the equivalent stress obtained for the discretization of the blocks presented in Figure 3.3 and in Figure 3.3,

respetivamente. Observa-se que o gradiente de tensões que acontecia com a discretização anterior (Figura 3.1) diminui bastante, reduzindo o efeito do encastramento do fundo do bloco na distribuição de tensões. A distribuição da tensão equivalente de von Mises nos dois modelos, I e F, é muito idêntica. No entanto, a introdução do material adjacente e da respetiva condição de fronteira no modelo F elimina a geração de apara em ambas as extremidades, o que está mais de acordo com as condições experimentais adotadas no teste experimental.

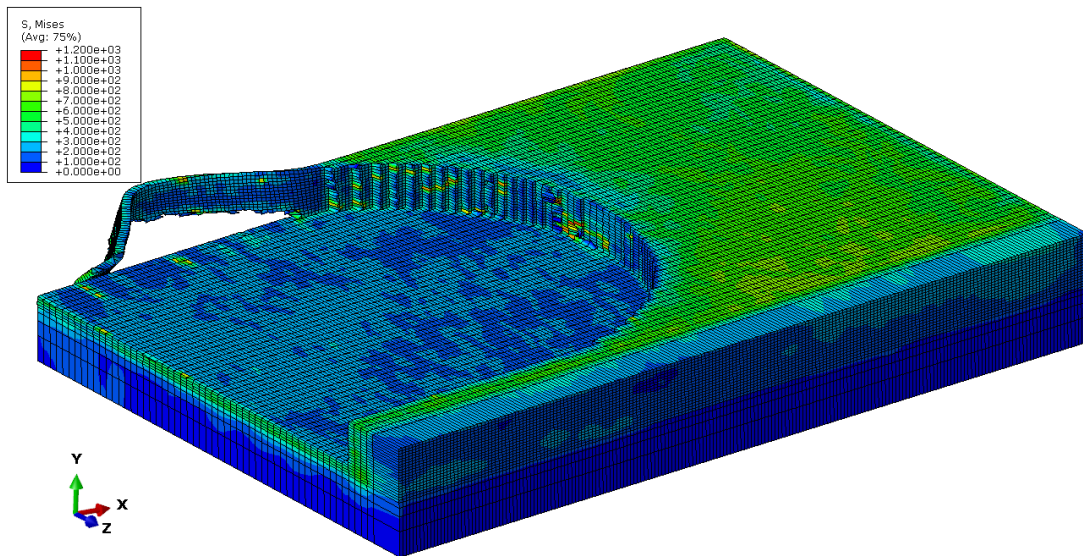


Figura 3.5. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo F, $t = 1,4$ s.

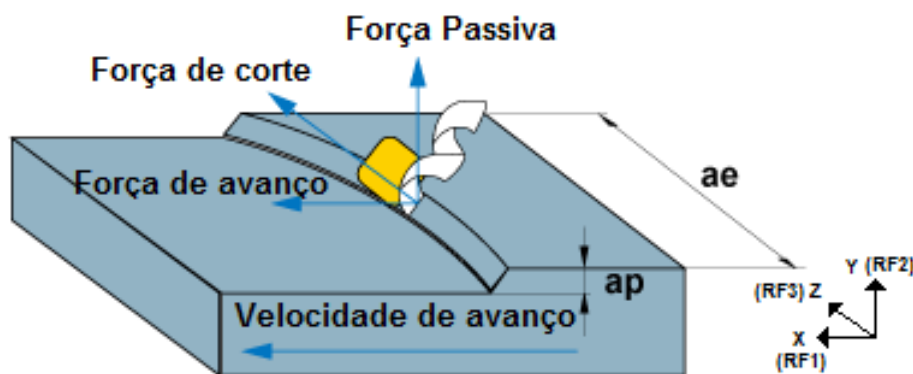


Figura 3.6. Representação gráfica de RF1, RF2 e RF3 [adaptado de <http://www.mitsubishicarbide.net/>].

Na secção seguinte apresenta-se a comparação dos resultados obtidos para as forças de reação da ferramenta RF1, RF2 e RF3. As forças RF1 e RF2 estão associadas às direções X e Y e podem designadas por força de avanço e força passiva, respetivamente (ver Figura 3.6). No entanto, a força RF3 não pode ser associada à força de corte apresentada na

mesma figura, pois esta força de corte varia com a posição do dente da ferramenta. Para além das forças, também são comparados os binários que ocorrem na ferramenta RM1, RM2 e RM3 para as direções X, Y, e Z, respetivamente.

3.1.1. Discussão de resultados

Com o objetivo de diminuir o tempo computacional, foi considerado 1,4 s do tempo total de corte para cada modelo. Este tempo de simulação foi estimado de forma a permitir que a ferramenta já tenha contacto com o material na frente do bloco (onde se inicia o corte) e na lateral (onde se encontra o material adicionado no Modelo F).

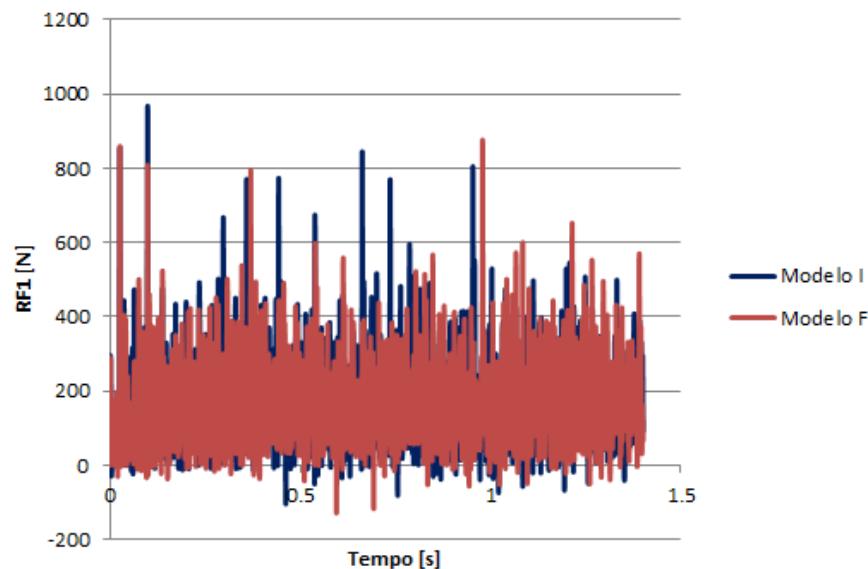


Figura 3.7. Comparação das forças de avanço para os Modelos I e F.

Na Figura 3.7 pode observar-se a evolução da força de avanço ao longo do processo, para os dois modelos. A Figura 3.8 apresenta o mesmo tipo de resultados para a força passiva e a Figura 3.9 para a força RF3. O Modelo I apresenta um valor médio da força de avanço de 164,6 N, sendo esta a força de maior magnitude (em média). O mesmo modelo apresenta um valor médio de 45,2 N para a força passiva, e a força RF3 tem um valor médio de 122,5 N. Já o Modelo F apresenta uma força de avanço média de 169,2 N e uma força passiva média de 47,9 N. Este modelo apresenta ainda um valor médio da força RF3 de 129,9 N. Pode então concluir-se que o material que se encontra adjacente à ferramenta no

momento do corte tem impacto nas forças de reação da ferramenta, aumentando a força de avanço em 2,7%, a força passiva em 5,5% e a força RF3 em 5,7%. Estes resultados médios traduzem o maior constrangimento à deformação do material, imposta no modelo F.

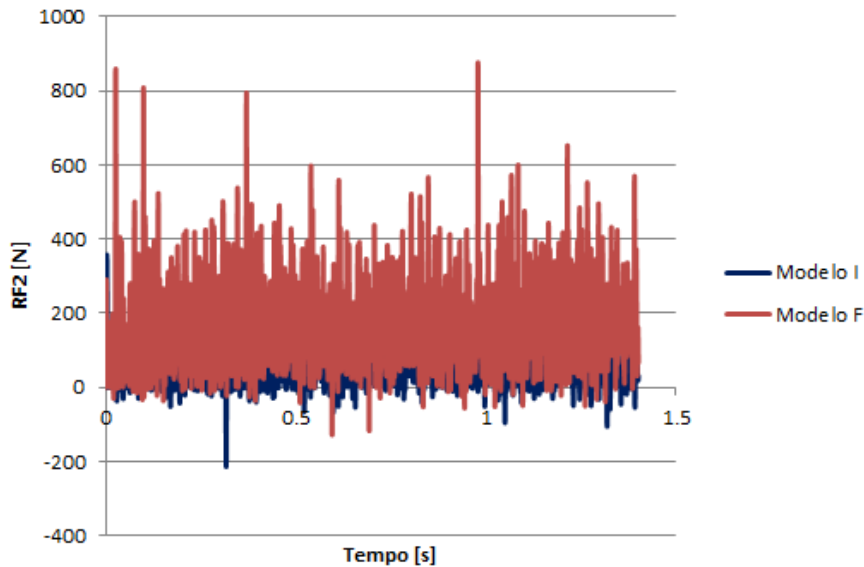


Figura 3.8. Comparação das forças passivas para os Modelos I e F.

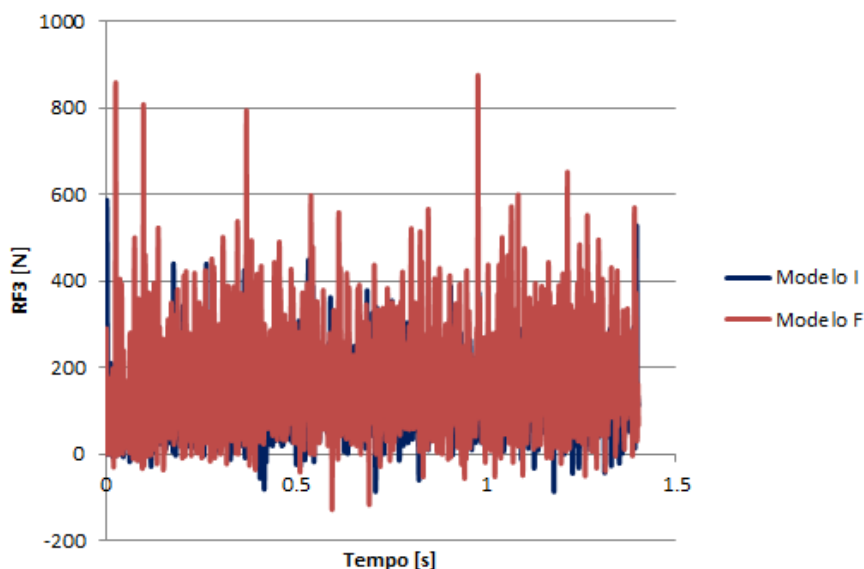


Figura 3.9. Comparação das forças RF3 para os Modelos I e F.

Em relação aos binários de corte, na Figura 3.10 é apresentado o binário em torno do eixo X, na Figura 3.11 o binário em torno do eixo Y e na Figura 3.12 o binário em torno do eixo Z. Para o Modelo I, o binário em torno do eixo X apresenta um valor médio de

$9,78 \times 10^{-2}$ Nm, sendo os valores médio para os eixos Y e Z de $-0,847$ Nm e de $9,56 \times 10^{-2}$ Nm, respetivamente. No Modelo F, o binário em torno de X assume um valor médio de $9,09 \times 10^{-2}$ Nm, sendo que o valor médio do binário em torno de Y é de $-0,895$ Nm e para o binário em torno de Z o valor médio é de $0,102$ Nm. Pode concluir-se que o material adjacente à ferramenta tem também influência nos binários de corte, não influenciando os três binários da mesma forma. De facto, o valor médio do binário em torno de X no Modelo I é 7,04% superior ao calculado para o Modelo F. Por outro lado, os binários em torno de Y e Z são superiores no Modelo F (tal como acontece com as forças), sendo o primeiro 5,4% vezes superior ao do Modelo I e o segundo 6,5% vezes superior.

Importa realçar que a simulação com o Modelo I teve um tempo computacional total de 50:46:39 horas, com um tamanho crítico de incremento médio de $\Delta t_{\text{crítico}} = 9,66 \times 10^{-9}$. O Modelo F teve um tempo computacional de 72:36:35 horas, com um tamanho crítico de incremento médio de $\Delta t_{\text{crítico}} = 9,62 \times 10^{-9}$. Ou seja, o aumento de 10% no número total de elementos conduziu a um aumento de 40% no tempo de simulação.

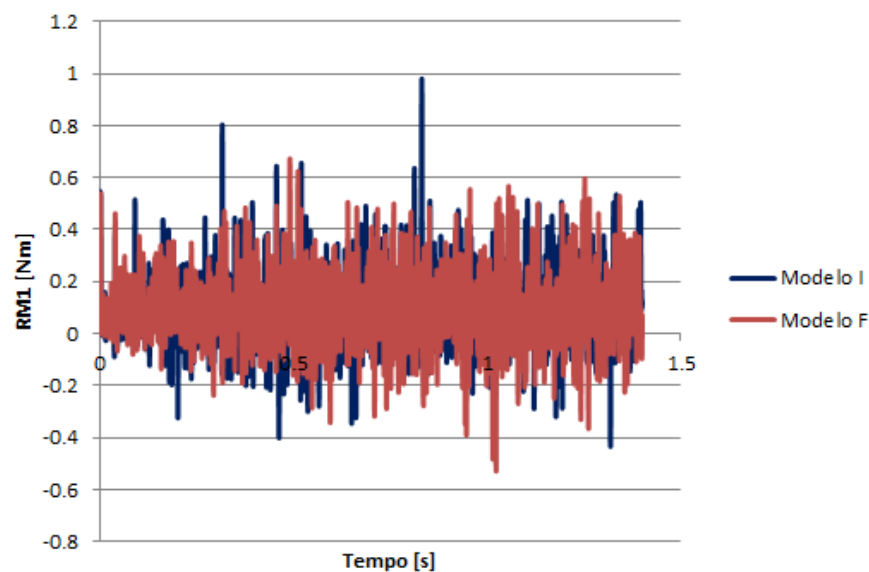


Figura 3.10. Comparação dos binários em X para os Modelos I e F.

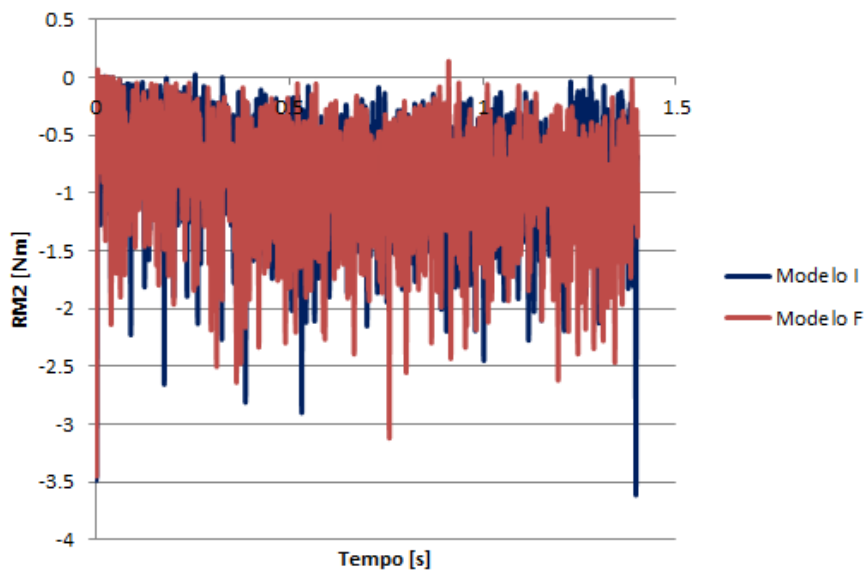


Figura 3.11. Comparação dos binários em Y para os Modelos I e F.

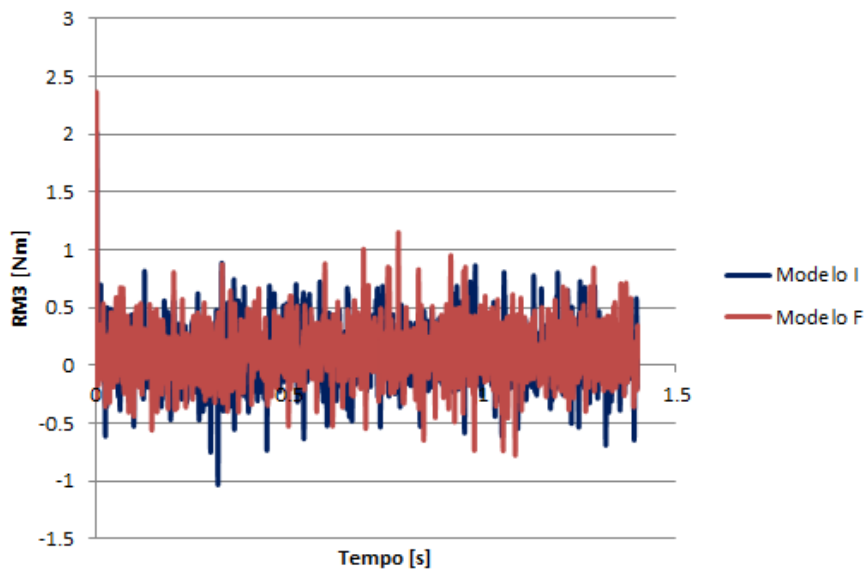


Figura 3.12. Comparação dos binários em Z para os Modelos I e F.

3.2. Influência do coeficiente de atrito

De forma a analisar a influência dos diferentes tipos de revestimento nas ferramentas, foi variado o coeficiente de atrito f entre a ferramenta e o bloco a maquinar. Este é o único parâmetro associado aos revestimentos que pode ser variado no modelo numérico, tendo sido considerados os valores de $f = 0,15$, $f = 0,30$ e $f = 0,60$. De forma a diminuir o tempo computacional, foi considerado apenas 1/5 do tempo total de simulação

para cada coeficiente de atrito, correspondendo a 0,5 s. Este tempo de simulação foi considerado visto que para 0,5 s a ferramenta já se encontra a cortar em todo o seu diâmetro. O bloco utilizado neste modelo foi o apresentado na Figura 3.3, onde é considerada a influência do material que se encontra ao lado da ferramenta no momento do corte.

A Figura 3.13 apresenta a distribuição da tensão equivalente de von Mises obtida para o modelo com $f = 0,15$. Na Figura 3.14 é possível analisar a distribuição da tensão equivalente de von Mises para o modelo com $f = 0,30$ e na Figura 3.15 estão apresentados os mesmos resultados, mas para o modelo com $f = 0,60$. Observa-se que com o aumento do coeficiente de atrito as tensões na zona de corte apresentam valores idênticos, mas que na superfície do bloco atingem valores mais elevados. Estes resultados indicam uma maior influência no material adjacente da operação de corte realizada com coeficientes de atrito mais elevados.

Na secção seguinte comparam-se as evoluções das forças e dos momentos previstos com os modelos com diferentes coeficientes de atrito.

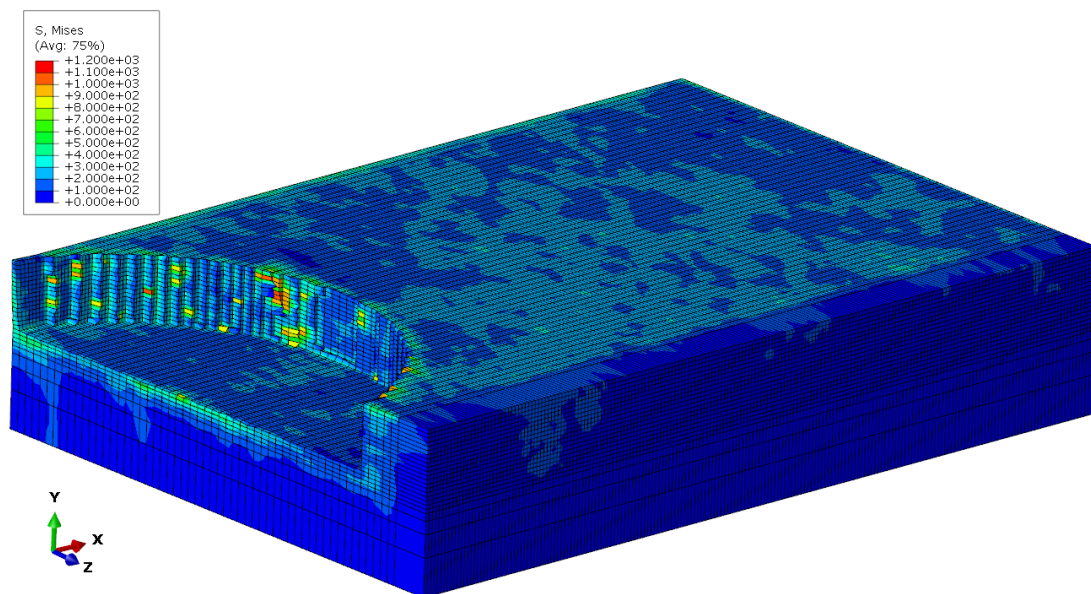


Figura 3.13. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo F com $f = 0,15$, $t = 0,5$ s.

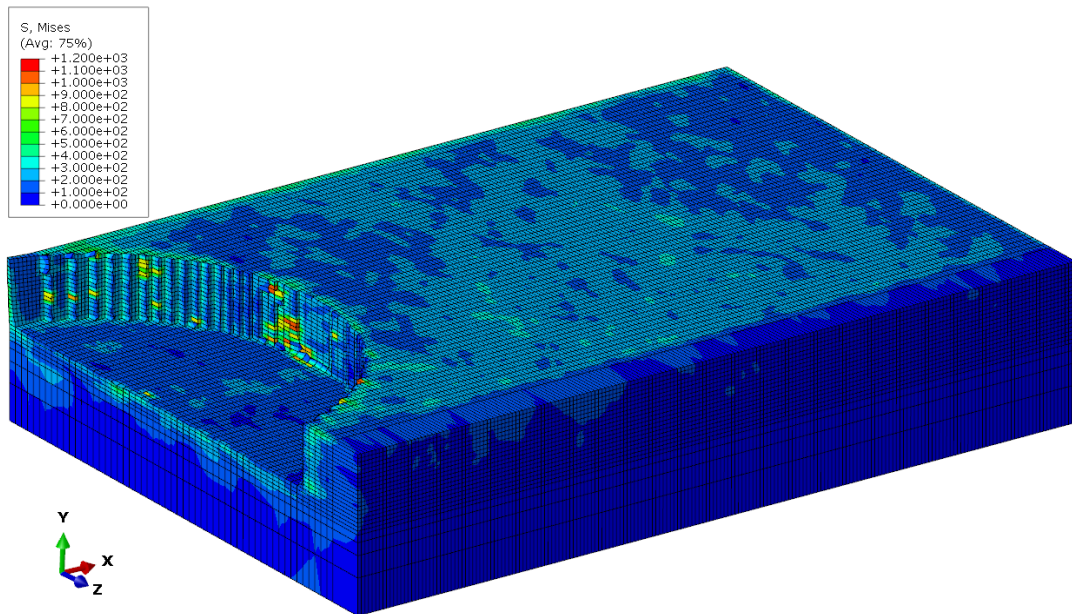


Figura 3.14. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo F com $f = 0,30$, $t = 0,5$ s.

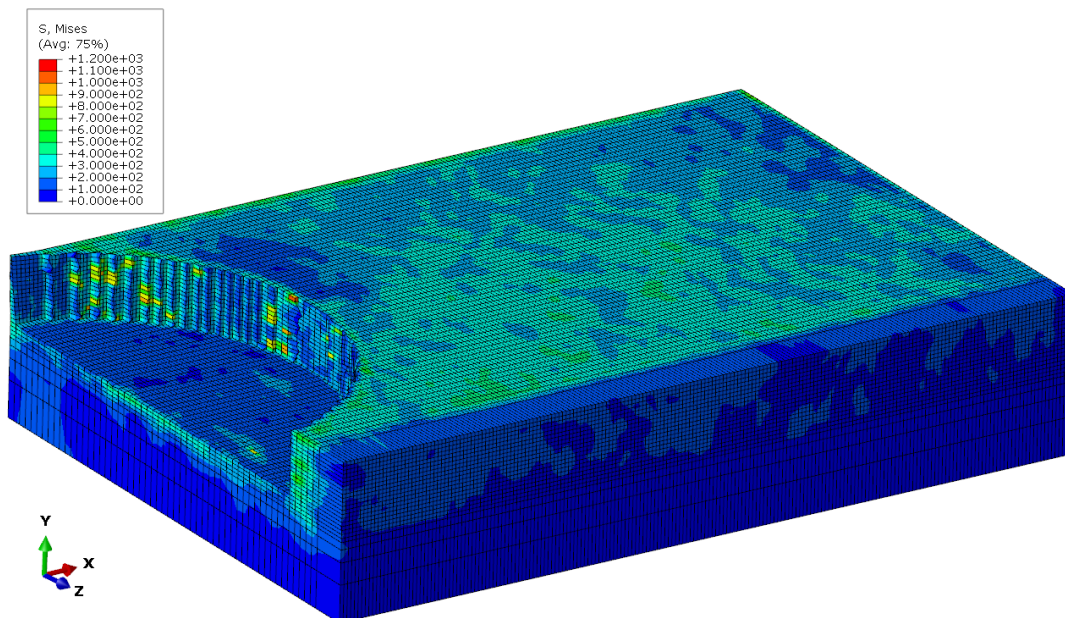


Figura 3.15. Distribuição da tensão equivalente de von Mises no bloco do Modelo F com $f = 0,60$, $t = 0,5$ s.

3.2.1. Discussão de resultados

A Figura 3.18 apresenta os resultados para a evolução da força RF3, ao longo do processo. Neste caso, os valores médios obtidos são de 107,3 N, 133,6 N e 153,5 N, para os modelos $f = 0,15$, $f = 0,30$ e $f = 0,60$, respetivamente. Assim, o aumento do coeficiente de atrito resulta num aumento da força de corte, sendo que para o modelo com maior valor do coeficiente de atrito esta componente passa a ser a que apresenta maior magnitude (em média).

apresenta a evolução da força de avanço obtida para os três modelos. Para os modelos com menor valor de coeficiente de atrito, a força de maior magnitude (em média) é a de avanço, sendo que o modelo com $f = 0,15$ apresenta um valor médio de 155,3 N, e o modelo com $f = 0,30$ apresenta 145,8 N. Para o modelo com o maior valor de coeficiente de atrito, o valor médio da força de avanço reduz-se para 116,8 N. Em resumo, o aumento do coeficiente de atrito resulta numa diminuição da força de avanço.

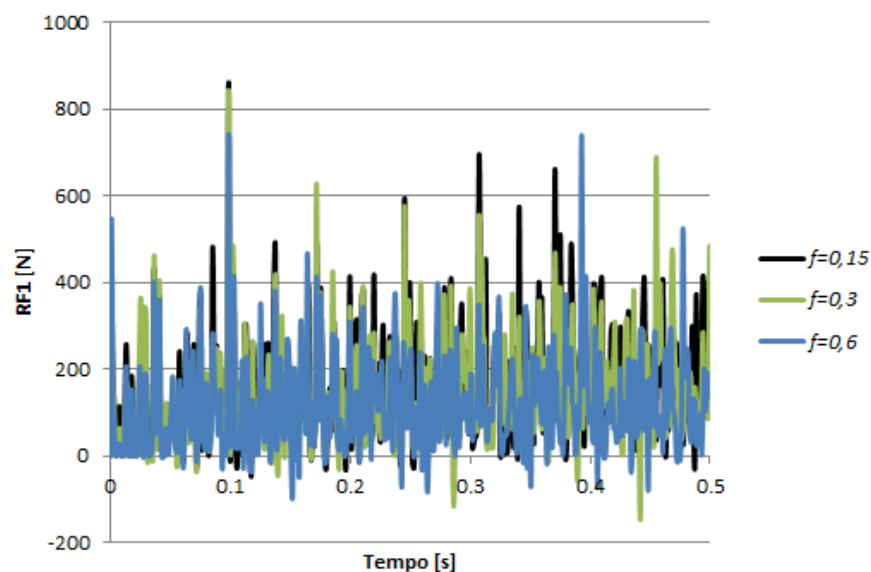


Figura 3.16. Comparação das forças de avanço para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$.

A Figura 3.17 apresenta os resultados obtidos para a força passiva. Esta força é a que apresenta a menor magnitude para todos os modelos, sendo que o valor médio é de 40,2 N, 31,3 N e 16,3 N, para os modelos $f = 0,15$, $f = 0,30$ e $f = 0,60$, respetivamente. Ou seja, o aumento do coeficiente de atrito conduz a uma redução do valor da força passiva.

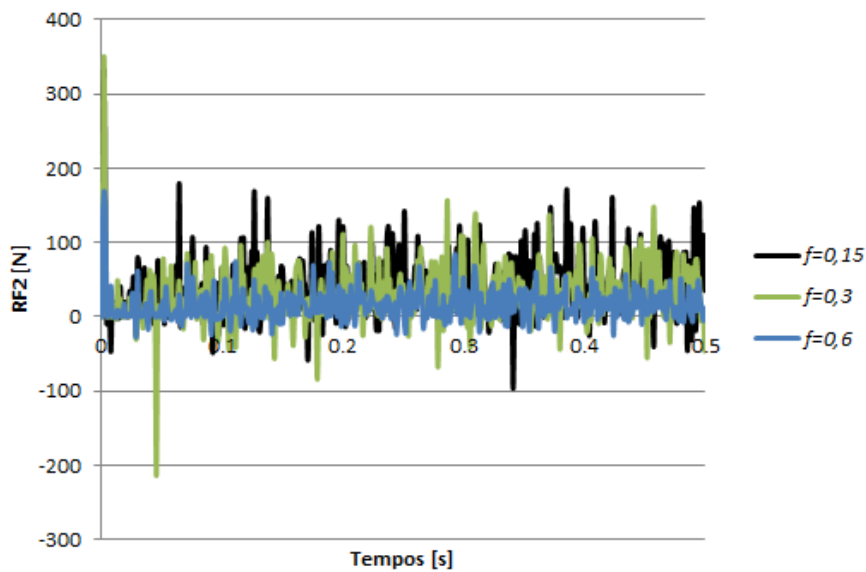


Figura 3.17. Comparação das forças passivas para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$.

A Figura 3.18 apresenta os resultados para a evolução da força RF3, ao longo do processo. Neste caso, os valores médios obtidos são de 107,3 N, 133,6 N e 153,5 N, para os modelos $f = 0,15$, $f = 0,30$ e $f = 0,60$, respetivamente. Assim, o aumento do coeficiente de atrito resulta num aumento da força de corte, sendo que para o modelo com maior valor do coeficiente de atrito esta componente passa a ser a que apresenta maior magnitude (em média).

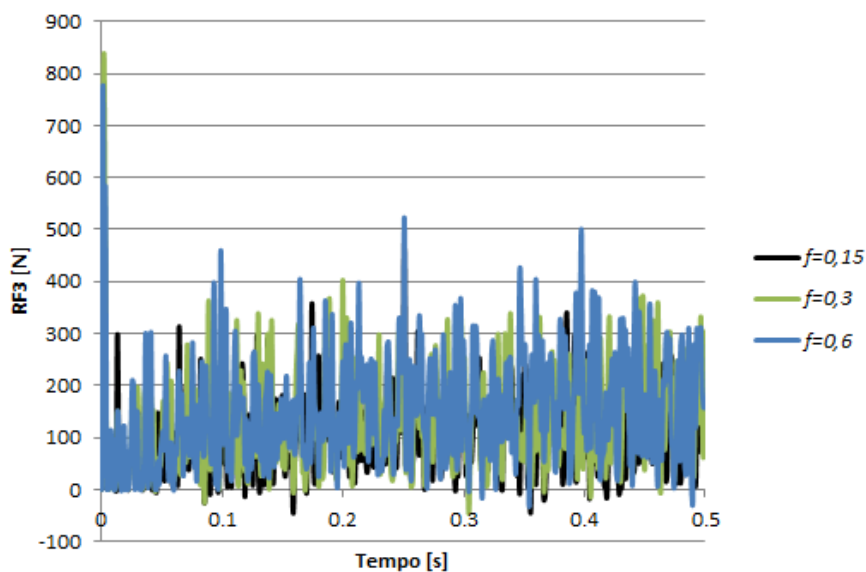


Figura 3.18. Comparação das forças RF3 para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$.

Em resumo, as diferenças mais acentuadas para os três coeficientes de atrito encontram-se na força passiva. Quanto maior é o coeficiente de atrito, menor é a força passiva e a de avanço. A força de corte aumenta com o aumento do coeficiente de atrito, o que pode estar associado a uma maior adesão do material à ferramenta, que contribui para dificultar o seu movimento.

Em relação aos binários de corte, na Figura 3.19 é apresentado o binário em torno do eixo X para os três coeficientes de atrito estudados. Em relação ao valor médio obtido, este é de $7,58 \times 10^{-2}$ Nm, 0,107 Nm e de 0,118 Nm, para os modelos $f = 0,15$, $f = 0,30$ e $f = 0,60$, respetivamente.

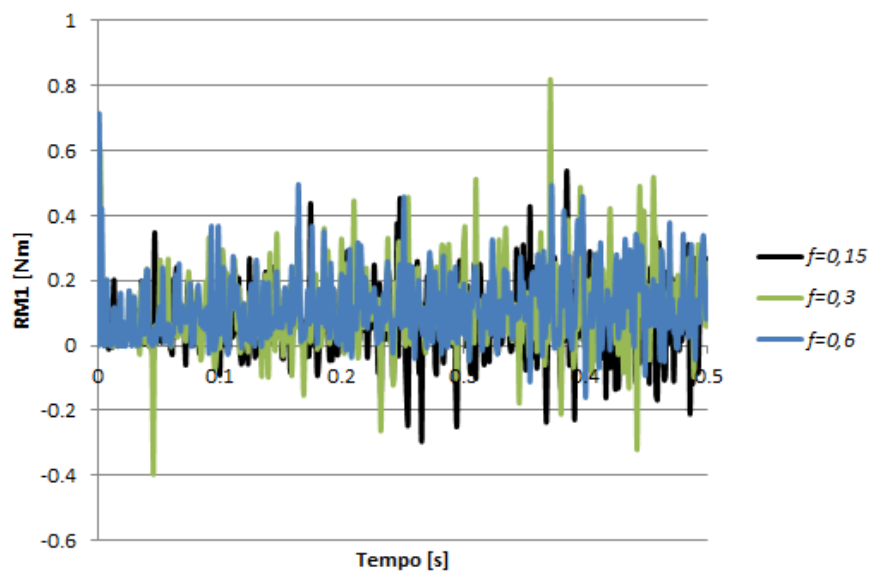


Figura 3.19. Comparação do binário em X para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$.

Na Figura 3.20 apresenta-se a evolução do binário em torno do eixo Y, para os três modelos. Observa-se que este é o binário que apresenta sempre a maior magnitude (em média), sendo que os valores obtidos são de $-0,743$ Nm, $-0,91$ Nm e de $-1,07$ Nm, para os modelos $f = 0,15$, $f = 0,30$ e $f = 0,60$, respetivamente.

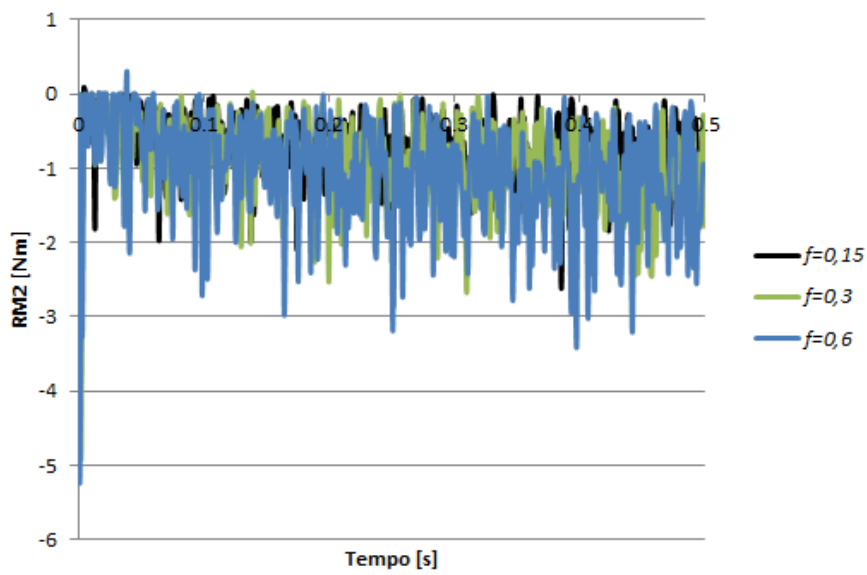


Figura 3.20. Comparação do binário em Y para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$.

Finalmente, na Figura 3.21 apresenta-se a evolução do binário em torno do eixo Z, que é o que apresenta sempre a menor magnitude (em média). Em termos de valores médios, os valores obtidos são de $8,46 \times 10^{-2}$ Nm, $4,83 \times 10^{-2}$ Nm e $6,3 \times 10^{-3}$ Nm, para os modelos $f = 0,15$, $f = 0,30$ e $f = 0,60$, respetivamente.

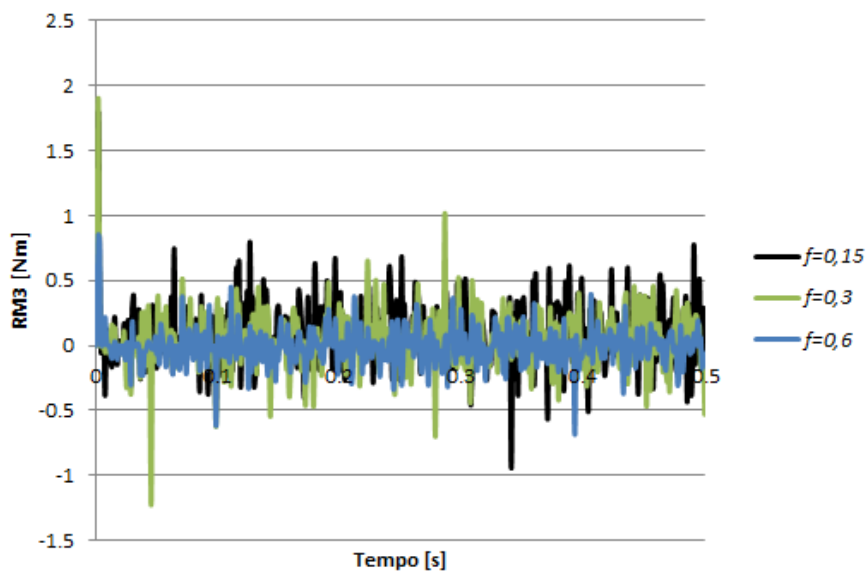


Figura 3.21. Comparação do binário em Z para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$.

Para o binário, as maiores diferenças entre os três coeficientes de atrito encontram-se no binário em torno de Z, para o qual o aumento do coeficiente de atrito provoca uma diminuição do momento. Este resultado não surpreende, uma vez que este binário é influenciado pelas forças passiva e de avanço da ferramenta, que também diminuem com o aumento do atrito. É possível observar também que o aumento do binário em torno de Y com o aumento do coeficiente de atrito parece ser ditado pelo semelhante aumento da força de corte. Tal como acontece com a força de avanço, o binário em torno de Y também sofre um aumento com o aumento do atrito.

Importa realçar que a simulação com $f = 0,15$ teve um tempo computacional total de 11:45:58 horas, com um tamanho crítico de incremento médio de $\Delta t_{\text{crítico}} = 9,9 \times 10^{-9}$. Para $f = 0,30$ a simulação teve um tempo computacional total de 10:34:31 horas, com um tamanho crítico de incremento médio de $\Delta t_{\text{crítico}} = 9,92 \times 10^{-9}$. Finalmente, para $f = 0,60$ o tempo computacional total foi de 07:32:43 horas, com um tamanho crítico de incremento médio de $\Delta t_{\text{crítico}} = 9,99 \times 10^{-9}$. Este aumento do tempo computacional pode estar associado ao aumento da zona em regime plástico, com o aumento do coeficiente de atrito (ver Figura 3.15). Por outro lado, como se pode observar na Figura 3.22, o $\Delta t_{\text{crítico}}$ aumenta com o aumento do coeficiente de atrito, tornando-se extremamente instável para $f = 0,60$.

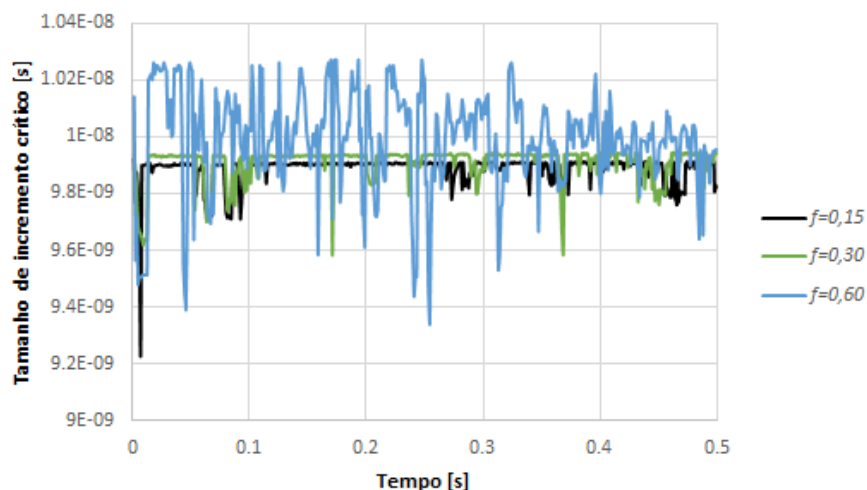


Figura 3.22. Evolução do $\Delta t_{\text{crítico}}$ para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$.

3.3. Comparação com o estudo experimental

Devido à grande quantidade de resultados adquiridos no estudo experimental, a sua comparação com o estudo numérico torna-se complexa. Assim, procedeu-se à análise apenas da primeira passagem da ferramenta pelo bloco. A Figura 3.23 apresenta a força evolução da força F_z (equivalente à força passiva no modelo numérico) e o binário M_z (equivalente ao binário em torno de Y modelo numérico, em módulo) medidos experimentalmente. Como se mostra na figura, os resultados adquiridos pelo dinamómetro quando a ferramenta está livre (não se encontra a realizar a operação de corte) a não são nulos, o que pode resultar de efeitos de inércia. No entanto, este valor residual pode ter efeito nos valores da força e do momento medidos durante a operação de fresagem.

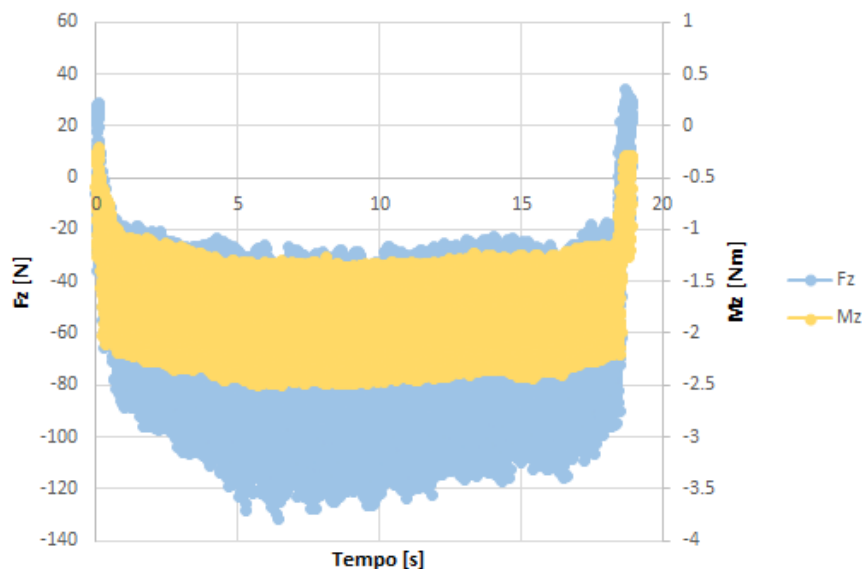


Figura 3.23. Força F_z e momento M_z medidos experimentalmente.

De forma a poder realizar uma análise comparativa dos resultados experimentais e numéricos, optou-se por considerar apenas o início do corte experimental. No entanto, há algumas considerações a ter em conta. Para poder fazer esta análise foi necessário estimar o instante em que a ferramenta estabelece contacto com o bloco. Por outro lado, como já foi referido, no estudo experimental a ferramenta em rotação livre, apresenta uma força e um momento não nulos. Optou-se por corrigir os dados, assumindo a condição de que no instante inicial F_z e M_z são nulos (tendo em conta a diferente orientação do sistema de eixos para os resultados experimentais e numéricos). O valor médio de F_z para o período em que a ferramenta está livre é de 25,1 N. Assim, esse valor é adicionado a todos os valores

experimentais de F_z . A Figura 3.24 compara o valor experimental de F_z , obtido para os primeiros 0,5 s de corte, com os resultados numéricos da força passiva, para os três coeficientes de atrito analisados. Observa-se que, globalmente, o modelo numérico estima corretamente o valor médio da força. No entanto, as fortes oscilações numéricas resultantes da discretização grosseira adotada para a zona de corte (ver, por exemplo, a Figura 3.13) impedem uma comparação mais assertiva.

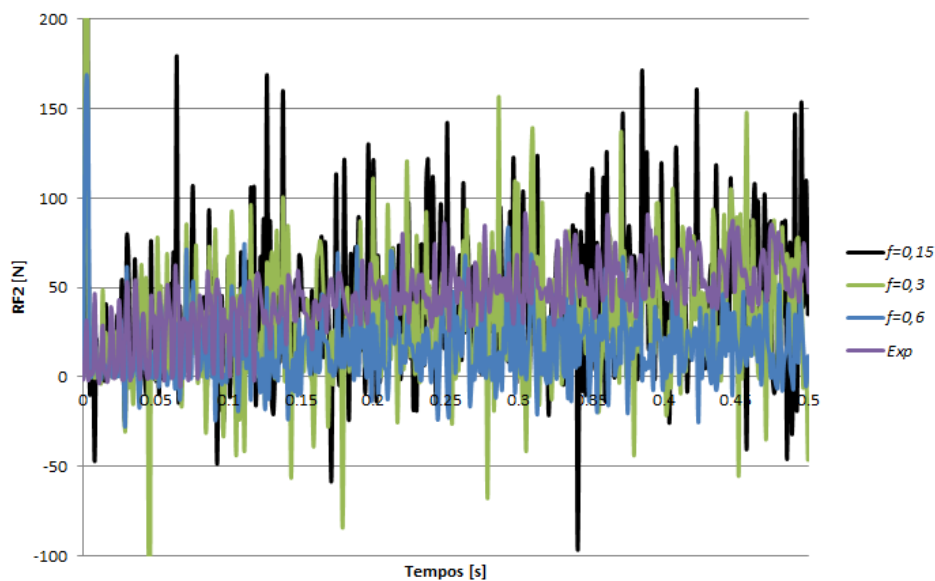


Figura 3.24. Força F_z experimental e forças passivas para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$.

Em relação ao binário M_z , este apresenta um valor experimental médio de 0,277 Nm para a ferramenta em movimento livre, sendo esse o valor é adicionado para realizar a correção, após realizada a simetria. A Figura 3.25 compara o valor experimental de M_z obtido para os primeiros 0,5 s de corte, com os resultados calculados numericamente para o binário em torno de Y, para os diferentes coeficientes de atrito. Globalmente, confirmam-se as conclusões retiradas da análise da força passiva.

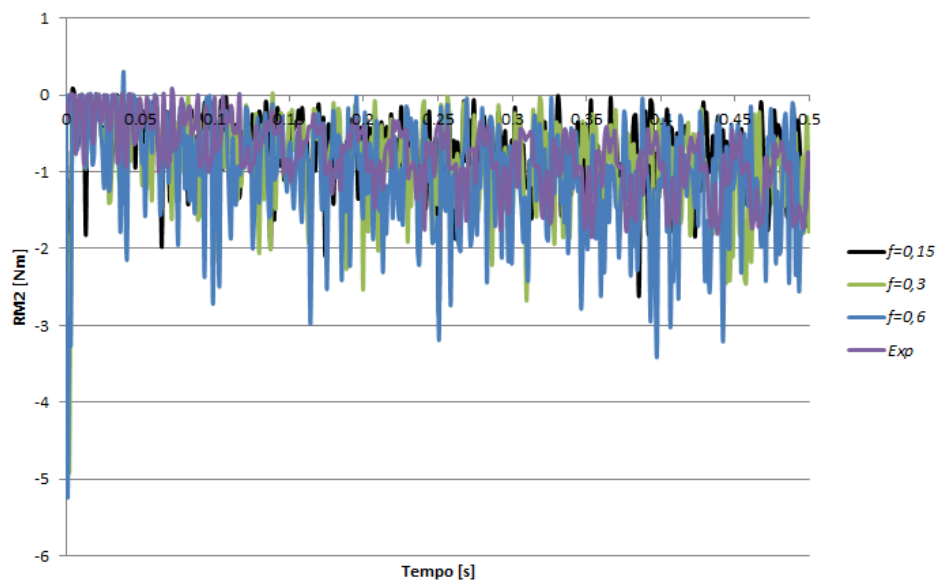


Figura 3.25. Binário M_z experimental e binário em torno de Y para $f = 0,15$, $f = 0,3$ e $f = 0,6$.

4. CONCLUSÕES

A utilização do Abaqus Explicit para a análise do processo de fresagem através do método dos elementos finitos permitiu a construção de um modelo fidedigno, com possibilidade de alterar parâmetros como, por exemplo, o coeficiente de atrito. O material em estudo foi a liga de titânio Ti6Al4V, que apresenta um conjunto de propriedades que a tornam num material de difícil maquinação, mas de grande interesse industrial. Para definir o seu comportamento recorreu-se ao critério de plasticidade de von Mises e às leis de encruamento e dano de Johnson-Cook. Os parâmetros da lei de encruamento de Johnson-Cook não são consensuais, pelo que foram adotados os mais frequentemente utilizados.

Uma vez que de o programa recorre a um algoritmo explícito (condicionalmente estável), é possível recorrer à aceleração artificial do problema, tendo sido realizado um estudo de forma a avaliar o limite para o qual os resultados não são influenciados por efeitos de inércia indesejáveis. De facto, o estudo de duas discretizações similares permitiu observar o enorme impacto do número de elementos no tempo computacional, uma vez que um aumento de 10% no número de elementos finitos resulta num aumento de 40% no tempo de simulação. Este resultado realça a importância de encontrar um equilíbrio entre a discretização a adotar e o tempo computacional, de forma a obter os melhores resultados no menor tempo possível.

A análise de dois modelos com blocos de dimensões distintas permitiu concluir que, quando o corte é realizado tendo em conta a influência do material adjacente à ferramenta, as forças de corte são superiores às que ocorrem quando a fresagem é feita para um bloco com a mesma largura do diâmetro da ferramenta.

Foi também analisada a influência do coeficiente de atrito entre a ferramenta e o bloco de titânio, onde se observou que uma ferramenta revestida com um material que em contacto com o titânio origine um atrito mais elevado apresenta forças de avanço e passivas inferiores, sendo apenas a força na direção de corte superior (provocada pela aderência do material à superfície da ferramenta).

Por último, a comparação do estudo numérico com o experimental permitiu concluir que o estudo numérico é bastante dependente da discretização adotada para o bloco.

Em particular, as forças previstas numericamente apresentam fortes oscilações originadas por uma previsão fortemente descontínua da zona de corte.

Importa realçar que o comportamento térmico do material pode influenciar os resultados numéricos, cuja influência não foi considerada no estudo em análise, uma vez que não foram contemplados quaisquer efeitos de geração de calor, quer por deformação plástica, quer por atrito, no modelo elaborado. Sendo assim, de forma a complementar este estudo, é necessária a continuação do trabalho desenvolvido, visando a inclusão dos efeitos térmicos no modelo desenvolvido para o processo de fresagem. Outra possibilidade de continuação deste estudo será a utilização de mais geometrias de ferramentas, para procurar perceber melhor a influência da utilização de diferentes ferramentas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Ali, M. H., Khidhir, B. A., Ansari, M. N. M. & Mohamed, B., 2013. Finite element modelling to predict cutting parameter for milling on titanium alloy (Ti-6Al-4V). *Australian Journal of Mechanical Engineering*, pp. 83-91.
- Ali, M. H., Khidhir, B. A., Mohamed, B. & Oshkour, A. A., 2012. Prediction of High Cutting Speed Parameters for Ti-6Al-4V by Using Finite Element Modeling. *International Journal of Modeling and Optimization*, Volume 2, pp. 31-35.
- Anon., 2014. *Wikipedia*. [Online]
Available at: http://en.wikipedia.org/wiki/Speeds_and_feeds
[Accessed 25 Agosto 2014].
- Calamaz, M., Coupard, D. & Girot, F., 2008. A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Volume 48, pp. 275-288.
- Chen, G. et al., 2011. Finite element simulation of high-speed machining of titanium alloy (Ti-6Al-4V) based on ductile failure model. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pp. 1027-1038.
- Ducobu, F., Rivière-Lorphèvre, E. & Filippi, E., 2014. Numerical contribution to the comprehension of saw-toothed Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*, p. 27.
- Escamilla, I. et al., 2010. 3D Finite Element Simulation of the Milling Process of TI 6AL 4V Alloy. *Informal Report, SIMULIA Customer Conference*, p. 10.
- Johnson, G. R. & Cook, W. H., 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to carious strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, pp. 31-48.
- Johnson, G. R. & Holmquist, T. J., 1989. Test data and computational strength and fracture model constants for 23 materials subjected to large strain, high-strain rates, and high temperatures. *Los Alamos National Laboratory*.
- López de lacalle, L. N., Pérez, J., Llorente, J. I. & Sánchez, J. A., 2000. Advanced cutting conditions for the milling of aeronautical alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 1-11.
- Sun, J. & Guo, Y. B., 2009. Material flow stress and failure in multiscale machining titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pp. 651-659.
- Wu, H. B. & Zhang, S. J., 2013. 3D FEM simulation of milling process titanium alloy Ti6Al4V. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*.

ANEXO A

Tabela A.1. Conversão de unidades SI para MPa.

Propriedade	SI	MPa
Massa	kg	ton
Comprimento	m	mm
Tempo	s	s
Temperatura	K	K
Velocidade	m/s	mm/s
Força	N	N
Momento	Nm	Nmm
Pressão	Pa	MPa
Densidade	kg/m ³	ton/mm ³
Calor específico	J/kg · K	mJ/ton · K
Condutividade	W/m · K	W/m · K
Momento de inércia	kg · m ²	ton · mm ²

