

Maquinabilidade da liga Ti-6Al-4V usando ferramentas em PCD e caracterização mecânica do material

Filipe Luis Mota Ferreira

Dissertação de Mestrado

Orientador FEUP: Prof. Abílio de Jesus

Coorientador FEUP: Engº Tiago Silva

Orientador na Empresa: Engº Daniel Figueiredo

Coorientador na Empresa: Engº Renato Ferreira

Coorientador IST: Prof. Pedro Rosa



Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Junho de 2018

À minha família e amigos

Resumo

Esta dissertação apresenta um contributo para um estudo mais alargado que visa o desenvolvimento de soluções de ferramentas em PCD com quebra aparas customizados a laser, para a maquinagem da liga Ti-6Al-4V, segundo estratégias de semiacabamento e acabamento. Deste modo, procedeu-se neste estudo à realização de ensaios mecânicos de caracterização da liga Ti-6Al-4V visando a identificação do modelo constitutivo do material. Realizaram-se ensaios mecânicos convencionais, que é o caso dos ensaios de compressão de provetes cilíndricos. Por outro lado, tendo em conta as tendências recentes da literatura, procurou-se também explorar ensaios mecânicos alternativos aos ensaios de compressão, com maior representatividade das condições de maquinagem, que é o caso dos ensaios com provetes duplamente entalhados, em estado plano de deformação e combinando solicitações de corte com compressão ou corte com tração (provetes propostos por Astakhov). Estes ensaios foram realizados recorrendo à correlação digital de imagem de modo a permitir avaliar informação de campo assim como modos de rotura. Para além dos ensaios mecânicos referidos, também se procurou realizar ensaios de corte ortogonal, recorrendo a operações de torneamento e usando ferramentas em PCD sem quebra aparas e com diferentes ângulos de ataque, permitindo avaliar os esforços de corte e temperaturas na ferramenta, para diferentes condições de corte (3 velocidades de corte x 3 avanços).

Em paralelo com o programa experimental, também foram realizadas simulações preliminares, recorrendo ao software de elementos finitos DEFORM[®] 2D. Assim, foram realizadas simulações dos ensaios de compressão de cilindros para validar os parâmetros do modelo de Johnson-Cook. Posteriormente foram também simulados os ensaios dos provetes Astakhov, usando a lei constitutiva previamente identificada, demonstrando-se a inadequação do modelo de Johnson-Cook previamente identificado para a descrição do comportamento destes provetes. Deste modo sugeriu-se a identificação do modelo de Johnson-Cook usando informação dos ensaios dos provetes Astakhov, por estes representarem de modo mais conveniente os estados de tensão/deformação que ocorrem nos processos de formação de aparas. Nestas últimas simulações foi necessário definir um modelo de dano para a modelação da fratura, observando-se a inadequação do modelo de Cockroft e Latham para a correta simulação de todos os tipos de provetes.

Por fim, refere-se a realização de simulações preliminares dos ensaios de corte ortogonal recorrendo ao modelo constitutivo disponível no DEFORM[®] para a liga Ti-6Al-4V, uma vez que no momento da realização destas simulações ainda não se dispunha da lei constitutiva do material identificada neste estudo. De qualquer modo, observou-se a capacidade de simulação da geometria serrilhada das aparas, característica da maquinagem da liga Ti-6Al-4V, com a inclusão de um modelo de dano adequado.

O modelo de Johnson-Cook obtido dos ensaios mecânicos de compressão de provetes cilíndricos, apesar de mostrar um bom acordo de resultados ao nível do encruamento plástico, mostrou-se inadequado para descrever o comportamento do material durante os ensaios com provetes Astakhov ao nível do início da cedência. Após calibração deste modelo, tendo em conta a informação destes últimos ensaios, conseguiu-se uma boa aproximação ao

comportamento do material, demonstrado durante as diferentes solicitações testadas com os provetes Astakhov.

Tendo em conta o observado nas simulações dos ensaios de Astakhov, o critério de dano deverá ser melhorado, pois não descreveu a rotura de forma adequada para os diferentes estados de tensão dos provetes Astakhov, devendo-se procurar um critério sensível à triaxialidade e ao parâmetro de Lode. No entanto, a base de dados do DEFORM[®] não apresenta qualquer modelo com estas características, pelo que não foi possível estudar este aspeto na presente dissertação.

Machinability of Ti-6Al-4V alloy using PCD tools and mechanical characterization of the material

Abstract

This dissertation presents a contribution to a broader study that envisions the development of PCD tool solutions, with customized laser cut chip-breakers, for the machining of the Ti-6Al-4V alloy, during semi-finishing and finishing operations. Thus, mechanical characterization tests of the alloy Ti-6Al-4V were conducted in this study, aiming to identify the material constitutive model. Conventional mechanical tests were performed, as is the case of cylindrical specimens compression tests. On the other hand, taking into account the recent tendencies in literature, as an alternative to compression tests, mechanical tests that better represent machining conditions were explored, as is the case of double-notched specimens tested in plain strain conditions and combining shear and compression or shear and tension loadings (specimens proposed by Astakhov). These tests were conducted using Digital Image Correlation to allow for the evaluation of field information, as well as fracture modes. Furthermore, orthogonal cutting tests were performed using PCD tools without chip-breaker and with different rake angles, in a lathing operation, allowing for the evaluation of cutting forces and tool temperature, for different cutting conditions (3 cutting speeds x 3 feed rates)

Parallel to the experimental program, preliminary simulations were performed using the finite elements software DEFORM[®] 2D. Simulations of the cylindrical specimens compression tests were performed to validate the parameters of the Johnson-Cook constitutive model. Astakhov specimens compression tests were also simulated, using the constitutive law previously identified, demonstrating the inadequacy of the previously identified Johnson-Cook model to describe the behaviour of these specimens. Thus, the identification of the Johnson-Cook model, using information from the Astakhov specimen tests, was suggested, since these represent more faithfully the stress/strain states that occur during chip formation processes. For these last simulations, the definition of a damage model for the fracture simulation was necessary, and the inadequacy of the Cockcroft and Latham model for the correct simulation of all the specimens was observed.

Finally, it is noted that preliminary orthogonal cutting simulations were performed, using the constitutive model available in DEFORM[®] for the Ti-6Al-4V alloy, since at the moment of execution of these simulations the constitutive law for the material tested in this study was not yet identified. In any case, the ability to simulate serrated chips, characteristic of the machining of Ti-6Al-4V, was observed, as long as an adequate damage model is implemented.

The Johnson-Cook model obtained from the cylindrical specimens compression tests, despite showing a good agreement with the results regarding the plastic strain hardening, proved to be inadequate to describe the behaviour of the material during the Astakhov specimens tests with regard to the beginning of yield. After calibration of this model, taking into account the information of these latter tests, a good approximation to the material behaviour for the various load states tested with the Astakhov specimens was found.

From the observed of the Astakhov tests simulations, the damage criteria used should be improved, as it did not describe adequately the fracture for the different stress states of the specimens. A criteria sensible to the triaxiality and to the load parameter should be sought out. However, since the DEFORM[®] database does not include any model with these characteristics, it was not possible to study this interaction in the present dissertation.

Agradecimentos

Em primeiro lugar quero expressar a minha sincera gratidão ao Professor Abílio de Jesus pelo constante apoio, disponibilidade, aconselhamento e críticas efetuadas durante o decorrer da presente dissertação. Sem a sua ajuda e conhecimento este trabalho não teria sido completado.

Agradeço de igual modo ao Engenheiro Tiago Silva, estudante de Doutoramento e coorientador no INEGI, pela disponibilidade no esclarecimento de dúvidas, pela ajuda essencial na revisão da tese e na realização dos ensaios experimentais mecânicos e de corte, e pelo conhecimento vasto ao nível das simulações numéricas.

Agradeço especialmente aos Engenheiros Daniel Figueiredo e Renato Ferreira, orientador e coorientador na Palbit S.A., respetivamente, e à Dr.^a Cristina Fernandes, pelo constante interesse, apoio, acompanhamento e disponibilidade na resolução de problemas que foram surgindo ao longo da realização do trabalho. Estendo estes agradecimentos a todos os funcionários da empresa que estiveram diretamente e indiretamente envolvidos no desenvolvimento da presente dissertação, especialmente ao Leonardo Bandeira, pela ajuda no fabrico dos provetes para os ensaios mecânicos, e ao Viriato, técnico de CNC, cuja ajuda foi indispensável à realização dos ensaios de corte ortogonal.

Ao Professor Pedro Rosa, responsável pelas oficinas mecânicas do Departamento de Engenharia Mecânica do IST – Instituto Superior Técnico, pelo apoio prestado na realização de ensaios de compressão de provetes cilíndricos.

Ao Professor José Xavier, docente na UTAD – Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, pelo auxílio prestado na realização dos ensaios com provetes Astakhov recorrendo à Correlação Digital de Imagem e respetivo processamento de dados.

Ao Professor Miguel Figueiredo, diretor do LET, e ao técnico Rui Silva, pela disponibilidade e ajuda na realização dos ensaios mecânicos.

Ao Professor Fernando Pinho pela disponibilidade no esclarecimento de dúvidas acerca de problemas de transferência de calor, associados à medição de temperaturas durante o ensaio de corte.

Quero também agradecer ao Filipe Oliveira, investigador no Departamento de Engenharia de Materiais e Cerâmica da Universidade de Aveiro, por ter disponibilizado a célula de carga para os ensaios de corte, e ao Miguel Ângelo, bolseiro nesse mesmo departamento, pela disponibilização da placa de aquisição de dados usada nos ensaios, criação do programa para essa mesma placa e calibração da célula de carga.

Os meus sinceros agradecimentos a todos os meus amigos que me apoiaram e ajudaram durante esta fase da minha vida.

Por fim, expresso os mais profundos agradecimentos aos meus pais, Marta e Amílcar, e ao meu irmão André, pelo indispensável apoio, acompanhamento, encorajamento, ensinamentos e ajuda durante todos os bons e maus momentos da minha vida, e claro durante o decorrer deste trabalho. Este feito nunca teria sido possível sem eles.

Gostaria de deixar o meu agradecimento à operação **NORTE-01-0145-FEDER-000022 - SciTech - Science and Technology for Competitive and Sustainable Industries**, projeto de I&D cofinanciado pelo Programa Operacional Regional do Norte ("NORTE2020"), através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER).

Índice de Conteúdos

1	Introdução	13
1.1	Enquadramento da tese e motivação	13
1.2	Apresentação da empresa	14
1.3	Objetivos do projeto	15
1.4	Método seguido no projeto	16
1.5	Estrutura da dissertação	18
2	Maquinagem	19
2.1	Modelo Ortogonal de Corte	19
2.2	Ferramentas de corte	23
2.2.1	Introdução	23
2.2.2	Ferramentas em PCD	24
3	Maquinagem do Titânio	27
3.1	Torneamento de ligas de Titânio	28
3.1.1	Problemas e dificuldade	28
3.1.2	Influência dos parâmetros de corte	30
3.1.3	Desempenho e desgaste das ferramentas de corte	31
3.2	Liga Ti-6Al-4V	32
4	Método dos elementos finitos na maquinagem	35
4.1	Formulação numérica e <i>softwares</i> de simulação	35
4.2	Modelos constitutivos	37
4.2.1	Modelo constitutivo de Johnson-Cook	38
4.2.2	Modelo constitutivo de Zerilli e Armstrong	38
4.2.3	Modelos constitutivos para a liga Ti-6Al-4V	39
4.3	Modelos de atrito	40
4.4	Modelos de dano	41
4.4.1	Modelo de dano de Johnson-Cook	44
4.4.2	Modelo de Rice e Tracey	45
4.4.3	Modelo de Cockroft e Latham	45
5	Procedimento experimental para caracterização do comportamento mecânico do material incluindo em condições de corte ortogonal	47
5.1	Ensaio mecânicos de compressão	47
5.1.1	Ensaio de compressão de provetes cilíndricos	47
5.1.2	Ensaio de provetes com geometria Astakhov	48
5.2	Ensaio de corte ortogonal	50
6	Análise e discussão dos resultados	55
6.1	Ensaio mecânicos de caracterização do material em regime quasi-estático	55
6.1.1	Ensaio de compressão de provetes cilíndricos	55
6.1.2	Ensaio dos provetes Astakhov	59
6.2	Ensaio de corte ortogonal	69

6.2.1	Esforços de corte	69
6.2.2	Temperatura na face de ataque	75
7	Modelação numérica dos ensaios experimentais no DEFORM®	81
7.1	Introdução e modelação da liga Ti64	81
7.2	Ensaio de compressão de provetes cilíndricos em regime quase-estático	82
7.3	Ensaio dos provetes Astakhov	83
7.4	Ensaio de corte ortogonal	90
7.4.1	Velocidade de corte	91
7.4.2	Avanço.....	93
7.4.3	Ângulo de ataque.....	95
8	Conclusões e trabalhos futuros	97
8.1	Conclusões	97
8.2	Trabalhos futuros	98
	Referências	101
	ANEXO A: Desenhos de definição dos provetes de compressão com geometria Astakhov	107
	ANEXO B: Matriz de ensaios de corte ortogonal	111
	ANEXO C: Comparação das curvas de tensão-extensão dos ensaios de compressão de provetes cilíndricos realizados na FEUP e no IST	113
	ANEXO D: Tabelas resumo dos resultados dos ensaios de corte ortogonal.....	115
	ANEXO E: <i>Script</i> de MatLab para cálculo da temperatura na face de ataque.....	117

Siglas e Abreviaturas

Al	Alumínio
ALE	Lagrangiana-Euleriana Arbitrária (<i>Arbitrary Lagrangian-Eulerian</i>)
BUE	Apara aderente (<i>Built-Up Edge</i>)
C	Carbono
C&L	Cockroft & Latham
CAD	Desenho Assistido por Computador (<i>Computer Aided Design</i>)
CBN	Nitreto de Boro Cúbico (<i>Cubic Boron Nitride</i>)
CCC	Cúbico de Corpo Centrado
CDI	Correlação Digital de Imagem
CFC	Cubico de Faces Centradas
CNC	Controlo Numérico Computorizado (<i>Computer Numerical Control</i>)
Co	Cobalto
CVD	Deposição química em fase de vapor (<i>Chemical Vapor Deposition</i>)
DEMec	Departamento de Engenharia Mecânica
Fe	Ferro
FeTiO ₃	Ilmenite
FEUP	Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
H	Hidrogénio
HC	Hexagonal Compacto
HSM	Maquinagem a alta velocidade (<i>High Speed Machining</i>)
I&D	Investigação e Desenvolvimento
INEGI	Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial
IST	Instituto Superior Técnico
J-C	Johnson-Cook
LET	Laboratório de Ensaios Tecnológicos
MEF	Método dos Elementos Finitos
MRR	Taxa de Remoção de Material (<i>Material Removal Rate</i>)
N	Azoto

O	Oxigênio
PCD	Diamante Policristalino (<i>Polycrystalline Diamond</i>)
R&T	Rice & Tracy
Ti64	Ti-6Al-4V
TiC	Carboneto de Titânio
TiO ₂	Rutilo
UTAD	Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro
V	Vanádio
WC/Co	Carboneto de Tungstênio (metal duro)
Z-A	Zerilli-Armstrong

Lista de Símbolos

$\%at$	Percentagem Atômica
A60/90/120	Ângulo de Pressão de 60°/90°/120°
a_p	Penetração
c_p	Calor Específico
E	Módulo de elasticidade
f	Avanço
F_c	Força principal de corte
F_t	Força de avanço
F_z	Força axial
J_3	Terceiro invariante da tensão
k	Resistência ao corte
k_c	Pressão específica de corte
k_T	Condutividade térmica
m	Coeficiente de atrito de corte
t	Tempo
t_0	Espessura da apara pré-corte
T	Temperatura
T_0	Temperatura de referência
T_m	Temperatura de fusão
v/v_c	Velocidade de corte
w	Largura de corte

Simbologia Grega

α	Ângulo de ataque
α_T	Difusividade térmica
α_V	Coeficiente de expansão térmico

ε	Deformação
ε_f	Deformação na fratura
ε_{xx}	Deformação segundo xx
ε_{xy}	Deformação de corte
ε_{yy}	Deformação segundo yy
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de deformação
$\dot{\varepsilon}_0$	Taxa de deformação de referência
η	Triaxialidade
η_T	Triaxialidade de transição
γ	Ângulo de saída
μ	Coefficiente de atrito
φ	Ângulo de corte
ρ	Ângulo de atrito
ρ_d	Densidade
σ	Tensão
σ_{ced}	Tensão de cedência
σ_m	Tensão hidrostática
σ_{rot}	Tensão de rotura
τ	Tensão de corte
θ	Ângulo de Lode
ν	Coefficiente de Poisson
ζ	Parâmetro desviatório de estado

Índice de Figuras

Figura 1.1 – Logótipo da empresa Palbit S.A (a).	14
Figura 2.1 – Corte ortogonal a 3 dimensões (a) e a sua simplificação a 2 dimensões (b) (Groover, 2010).	20
Figura 2.2 – Zonas de deformação na maquinagem (Groover, 2010).	20
Figura 2.3 – Operação de torneamento e conversão para modelo ortogonal de corte (Groover, 2010).	21
Figura 2.4 – Forças atuantes na ferramenta, reduzidas à ponta desta (Groover, 2010).	22
Figura 2.5 – Evolução dos materiais de ferramentas e o aumento da velocidade de corte possível (Heath, 2001).	24
Figura 2.6 – Bolacha de PCD com substrato de WC/Co produzido com posterior corte para produção de pontas para ferramentas (Heath, 2001).	25
Figura 2.7 – Microestrutura de uma ferramenta em diamante policristalino com tamanho de grão de 25 μm (a) e 2 μm (b) (Trent e Wright, 2000).	25
Figura 3.1 – Efeitos dos elementos de liga no Titânio (Metallurgical Materials Science and Alloy Design, "Introduction to Titanium Alloys").	28
Figura 3.2 – Aparas serrilhada da maquinagem da liga Ti-6Al-4V a uma velocidade de 75 m/min (Sun et al., 2009).	30
Figura 4.1 - Comparação de uma malha segundo a formulação Lagrangiana (esquerda) e a formulação ALE (direita) (Davim, 2008).	36
Figura 4.2 – Relação da força de atrito e força normal segundo a lei de Coulomb e o modelo de corte (Outeiro, 2017).	40
Figura 4.3 – Distribuição das forças de contacto proposta por Zorev (Arrazola, 2010).	41
Figura 4.4 – Critério geométrico para separação da apara (Huang e Black, 1996).	42
Figura 4.5 – Curva de tensão-deformação para um material dúctil, adaptado de Mabrouki et al. (2016).	42
Figura 4.6 – Locus típico de fratura, adaptado de (Viganò et al., 2010).	43
Figura 4.7 – Ilustração dos vários estados de tensão caracterizados pelo ângulo de Lode, adaptado de (da Silva, 2016).	44
Figura 4.8 – Propagação da fratura na criação de aparas segmentadas como uma combinação de modo I e II de fratura (Outeiro, 2017).	44
Figura 5.1 – Sequência de processos para a obtenção dos provetes cilíndricos $\phi 6 \times 6$	47
Figura 5.2 – Local de extração dos provetes cilíndricos e de Astakhov, na secção do varão. ..	48

Figura 5.3 - Provete com geometria Astakhov com um ângulo de pressão de 60°, proposto por Abushawashi (2013) (cima), e provetes fabricados para os ensaios do presente trabalho (baixo), (a) A60, (b) A90 e (c) A120.....	49
Figura 5.4 – Sequência de operações para o fabrico dos provetes com geometria Astakhov..	49
Figura 5.5 – Textura (<i>speckle</i>) da superfície criada na região de interesse.	50
Figura 5.6 – Montagem experimental para os ensaios de compressão dos provetes com a geometria Astakhov. Monitorização com CDI ARAMIS 2D da GOM, com uma câmara com lente Nikon 200mm f/4 ED-IF AF Micro-Nikkor, abertura f/16 e 10 ms.	50
Figura 5.7 – Configuração dos ensaios de corte ortogonal em torno adotados neste estudo (Outeiro et al., 2006).....	51
Figura 5.8 – Preparação do varão para os ensaios de corte.	51
Figura 5.9 – Microestrutura do PCD utilizado nos ensaios de corte, classe da PALBIT PDP410: tamanho médio do grão de diamante de 6 μm (zonas pretas) e 6-7% de Co (zonas brancas).....	52
Figura 5.10 – Sequência de processos para obtenção das pastilhas de corte.....	52
Figura 5.11 – Geometria e dimensões das pastilhas de corte usadas, para o caso de $\alpha=5^\circ$	53
Figura 5.12 – Posicionamento da sonda do termopar em relação à pastilha de corte.	54
Figura 5.13 – Montagem experimental para os ensaios de corte ortogonal. Torno OKUMA LB3000; Dinamómetro piezoelétrico Kistler 9129AD, com suporte 9129AE25; termopar tipo K.	54
Figura 6.1 – Estado final dos provetes de compressão após os ensaios quase-estáticos.....	55
Figura 6.2 – Curva de tensão-extensão real para o primeiro provete testado.....	56
Figura 6.3 – Curvas de tensão-extensão reais dos ensaios de compressão quase-estáticos (QS).	57
Figura 6.4 – Curva de tensão-extensão plástica utilizada para a obtenção dos parâmetros quase-estáticos do modelo de Johnson-Cook, para o primeiro provete testado.	58
Figura 6.5 – Comparação da curva de tensão-extensão obtida pelo modelo de Johnson-Cook com as curvas dos resultados experimentais.	59
Figura 6.6 – Estado final dos provetes com geometria Astakhov, após ensaios ((a) A120, (b) A90 e (c) A60).....	60
Figura 6.7 – Registos de força-deslocamento para os vários ensaios de compressão com geometria Astakhov. Os pontos assinalados correspondem aos pontos de carga máxima, a azul para o primeiro provete ensaiado, e a amarelo para o segundo provete ensaiado.	61
Figura 6.8 – Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respetiva fotografia (d), para o primeiro provete A60.....	62
Figura 6.9 – Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respetiva fotografia (d), para o segundo provete A60.	63
Figura 6.10 – Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respetiva fotografia (d), para o primeiro provete A90.....	64
Figura 6.11 - Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respetiva fotografia (d), para o segundo provete A90.	65

Figura 6.12 – Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respetiva fotografia (d), para o segundo provete A120.	66
Figura 6.13 – Gráfico comparativo dos valores máximos absolutos de deformação (média) para os três diferentes ângulos de pressão ensaiados.	67
Figura 6.14 – Aspeto do primeiro provete A60 imediatamente antes (a) e após (b) fratura. ...	67
Figura 6.15 – Aspeto do segundo provete A60 imediatamente antes (a) e após (b) fratura.	68
Figura 6.16 – Aspeto do primeiro provete A90 imediatamente antes (a) e após (b) fratura. ...	68
Figura 6.17 – Aspeto do segundo provete A120 imediatamente antes (a) e após (b) fratura. ...	68
Figura 6.18 – Exemplo dos resultados obtidos relativos à evolução das forças de corte ao longo dos ensaios de corte ortogonal. O gráfico presente ilustra os resultados para $\alpha=5^\circ$, $f=0.05$ mm/rot e $v_c=80$ m/min.	69
Figura 6.19 – Zona analisada para a obtenção das várias componentes da força de corte ($\alpha=5^\circ$, $f=0.05$ mm/rot, $v_c=80$ m/min).	70
Figura 6.20 – Evolução das forças principal de corte (a) e de avanço (b) e respetivos desvios padrão para diferentes ângulos de ataque, em função do avanço.	71
Figura 6.21 – Evolução das forças principal de corte (a) e de avanço (b) e respetivos desvios padrão, para diferentes avanços, em função do ângulo de ataque.	72
Figura 6.22 – Variação das forças de corte em função da velocidade de corte para a liga Ti64, com avanço de 0.28 mm e profundidade de corte de 1.5 mm, adaptado de (Sun et al., 2009).	74
Figura 6.23 – Evolução da pressão específica de corte em função do avanço.	75
Figura 6.24 – Evolução do coeficiente de atrito com o avanço.	75
Figura 6.25 – Problema de calor assumido para cálculo de temperatura na face de ataque, adaptado de (Taler e Duda, 2010).	76
Figura 6.26 – Gráfico típico da evolução da temperatura medida em função do tempo ($\alpha=0^\circ$, $f=0.10$ mm/rot e $v=80$ m/min, ensaio 1).	77
Figura 6.27 – Evolução da temperatura máxima calculada consoante a variação dos parâmetros de corte.	78
Figura 6.28 – Evolução da temperatura com a velocidade de corte.	79
Figura 6.29 – Evolução da temperatura com a pressão específica de corte.	80
Figura 7.1 – Gráfico comparativo das curvas de tensão-deformação reais dos ensaios experimentais de compressão quase-estáticos e respetiva simulação numérica.	83
Figura 7.2 – Condições fronteira e discretização utilizadas na simulação numérica dos ensaios de compressão com geometria Astakhov (caso de 120° de ângulo de pressão), com maior densidade de elementos na zona entre os furos.	84
Figura 7.3 – Comparação do campo de deformação de corte obtido por simulação numérica (esquerda) e experimental (direita), para o provete A60.	85
Figura 7.4 – Comparação do campo de deformação de corte obtido por simulação numérica (esquerda) e experimental (direita), para o provete A90.	85
Figura 7.5 – Comparação do campo de deformação de corte obtido por simulação numérica (cima) e experimental (baixo), para o provete A120.	86
Figura 7.6 – Comparação dos gráficos de força-deslocamento obtidos experimentalmente e por simulação numérica.	87

Figura 7.7 – Dependência das forças com a tensão hidrostática e o ângulo de Lode, adaptado de (Bai e Wierzbicki, 2008).....	88
Figura 7.8 – Comparação dos gráficos de força-deslocamento obtidos experimentalmente e por simulação numérica com ajuste do parâmetro A do modelo de Johnson-Cook.....	89
Figura 7.9 - Início de fratura simulada para os três provetes, (a) A60, (b) A90 e (c) A120. ...	90
Figura 7.10 – Geometria serrilhada da apanha obtida das simulações (ex: $\alpha=5^\circ$, $f=0,15$ mm/rot, $v=100$ m/min).....	91
Figura 7.11 – Evolução da força principal de corte com a velocidade de corte obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.....	92
Figura 7.12 – Evolução da força de avanço com a velocidade de corte obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.....	92
Figura 7.13 - Evolução da temperatura máxima na face de ataque da ferramenta com a velocidade de corte obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.....	93
Figura 7.14 – Evolução da força principal de corte com o avanço obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.	94
Figura 7.15 – Evolução da força de avanço com o avanço obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.	94
Figura 7.16 – Evolução da temperatura máxima com o avanço obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.	94
Figura 7.17 – Evolução da força principal de corte com o ângulo de ataque obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.	95
Figura 7.18 – Evolução da força de avanço com o ângulo de ataque obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.	95
Figura 7.19 – Evolução da temperatura máxima com o ângulo de ataque obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.....	96
Figura A.1 – Desenho de definição dos provetes Astakhov com ângulo de pressão de 60° . .	108
Figura A.2 – Desenho de definição dos provetes Astakhov com ângulo de pressão de 90° . .	109
Figura A.3 – Desenho de definição dos provetes Astakhov com ângulo de pressão de 120° . .	110
Figura C.1 – Curvas de tensão-extensão reais de todos os ensaios de compressão de provetes cilíndricos realizados (FEUP e IST).....	113

Índice de Tabelas

Tabela 1.1 – Tarefas executadas durante a realização da presente dissertação.....	16
Tabela 2.1 – Equivalências entre operação de torneamento e modelo de corte ortogonal (Groover, 2010).	21
Tabela 2.2 – Comparação dos parâmetros para formação dos vários tipos de apra, adaptado de (de Jesus, 2015).	21
Tabela 2.3 – Tabela resumo de alguns modelos para o cálculo do ângulo de corte, adaptada de (da Silva, 2016).	23
Tabela 3.1 – Exemplos de ligas de Titânio e sua classificação, adaptado de (Donachie, 1989).	28
Tabela 3.2 – Índices de maquinabilidade de vários materiais, considerando o aço AISI B1112 como tendo um índice de 100%, adaptado de (Carr e Maikish, 1961).....	29
Tabela 3.3 – Composição química da liga de Titânio Ti64 (Donachie, 1989); (AZoM, "Titanium Alloys - Ti6Al4V Grade 5").....	33
Tabela 3.4 – Propriedades físicas e mecânicas típicas no estado recozido da liga Ti64 (Donachie, 1989); (AZoM, "Titanium Alloys - Ti6Al4V Grade 5").	33
Tabela 5.1 – Parâmetros de corte e geometria da ferramenta para os ensaios de corte.....	53
Tabela 6.1 – Dimensões finais dos provetes após ensaios quase-estáticos.	55
Tabela 6.2 – Tensões de cedência e de rotura, e deformações de rotura obtidas a partir dos ensaios de compressão de provetes cilíndricos quase-estáticos.	56
Tabela 6.3 – Parâmetros do termo elasto-plástico do modelo constitutivo de J-C obtidos dos ensaios de compressão cilíndricos.....	58
Tabela 6.4 – Resumo dos valores extremos das deformações de cada provete para a carga máxima.	67
Tabela 6.6 – Propriedades térmicas do PCD e do WC/Co (Sandvik Hard Materials, "All About Cemented Carbide"); (Davis, 1995). O valor apresentado entre parênteses curvos é o valor considerado na análise térmica.....	76
Tabela 6.8 – Resumo dos valores máximos, mínimos e respetiva média.	80
Tabela 7.1 – Propriedades da liga Ti-6Al-4V e fatores utilizadas para simulação numérica...	81
Tabela 7.2 – Conversão das unidades SI para as do DEFORM.	82
Tabela B.1 – Matriz de ensaios de corte ortogonal.	112
Tabela D.1 – Resumo dos valores médios das três componentes de força medidas. O índice 1 é relativo ao primeiro ensaio, e o índice 2 é relativo à sua repetição (segundo ensaio).....	115

Tabela D.2 – Resumo das temperaturas máximas médias medidas e calculadas.....	116
---	-----

1 Introdução

1.1 Enquadramento da tese e motivação

A maquinagem é um processo de fabrico amplamente utilizado na indústria, caracterizado pela remoção controlada de material indesejado de uma peça na forma de apara, visando a alteração da sua geometria para uma forma final desejada. Num contexto industrial, é desejável a capacidade de previsão de parâmetros como a vida das ferramentas, forças de corte, controlo de apara e qualidade superficial da peça maquinada, sem necessidade de incorrer em custos de ensaios experimentais. Para tal são cada vez mais usados métodos numéricos, tal como o Método dos Elementos Finitos. No entanto, a complexidade física, química e geométrica inerente ao processo dificulta a criação de um modelo universal para uso nestes métodos numéricos para obter tais previsões.

O Titânio, e particularmente a sua liga Ti-6Al-4V (designado de forma abreviada neste trabalho de Ti64), é um material muito estudado pelas suas características mecânicas apelativas, oferecendo uma excelente combinação de resistência específica, ductilidade e excelente resistência à corrosão. No entanto, é um material classificado como difícil de maquinar, devido a algumas características inerentes do material, como a sua alta reatividade química com as ferramentas, má condutividade térmica e a capacidade de manter a sua resistência a altas temperaturas. Estas propriedades do material limitam gravemente as velocidades de corte possíveis para as ferramentas de corte mais convencionais.

Progressivamente as ferramentas em material ultra duro, nomeadamente em Diamante Policristalino (PCD), têm vindo a substituir as ferramentas em metal duro em várias aplicações, oferecendo uma resistência à abrasão até 500 vezes superior à do metal duro. Para além disso, possui a maior condutividade térmica à temperatura ambiente e maior dureza de qualquer material conhecido, sendo também quimicamente inerte. Estas ferramentas proporcionam uma vida mais longa e maior produtividade, uma vez que permitem trabalhar a mais altas velocidades de corte, reduzindo assim o custo das peças produzidas, apesar do seu elevado investimento inicial. Também a possibilidade de trabalharem a seco ou com mínima quantidade de fluido lubrificante torna o processo de corte ambientalmente amigável.

Pelo seu grande interesse na indústria, desde aplicações aeroespaciais a aplicações médicas, pretende-se com esta dissertação de Mestrado, realizada num contexto de parceria entre a Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto e o seu centro de investigação INEGI - Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial, o Instituto Superior Técnico (IST), e a empresa Palbit S.A., o desenvolvimento de competências no domínio da previsão do comportamento de ferramentas em PCD para operações de torneamento em regime de semiacabamento e acabamento da liga Ti-6Al-4V. Embora não tratado neste documento, pretende-se futuramente modelar o efeito de distintos quebra-aperas maquinados por laser em ferramentas em PCD.

1.2 Apresentação da empresa

A presente dissertação de Mestrado decorreu em grande parte na empresa Palbit S.A., localizada na freguesia da Branca, no concelho de Albergaria-a-Velha.

A Palbit S.A. (Figura 1.1), fundada em 1916 sob o nome Minas e Metalurgia focada na exploração mineira, é atualmente uma empresa especializada em soluções de ferramentas de corte em metal duro, cerâmico e material ultra duro (PCD e CBN). Certificados pela norma ISO 9001:2015 e a NP 4457:2007, são detentores de vários certificados de excelência e prémios de inovação.

A marca Palbit está registada a nível nacional, comunitário e internacional nos mercados mais importantes (UE, EUA, Japão, China, Coreia do Sul, Rússia, etc.). Aliás, é a comercialização de produtos de marca própria que permite à empresa uma maior diferenciação na concorrência e uma maior fidelização dos clientes.

A Palbit atua em 3 grandes áreas de negócio: Ferramentas de Corte, Ferramentas de Anti-Desgaste e Ferramentas para Pedreiras.

Tem uma presença mundial com um perfil exportador, com distribuidores, agentes e filiais nos 5 continentes, produzindo ferramentas para operações de corte por arranque de apara com geometrias “standard” e geometrias especiais, ferramentas de anti-desgaste para aplicações com necessidade de alta resistência ao desgaste, impacto, corrosão e deformação, e ferramentas para tratamento de pedra. Para além da indústria metalomecânica, são fornecedores da indústria automóvel, moldes e matrizes, e aeroespacial.

As áreas de competitividade críticas centram-se essencialmente na vertente operacional (produtiva) onde se inclui o conhecimento e experiência da equipa técnica, a capacidade de I&D, a utilização de equipamentos tecnológicos de última geração e as certificações que reforçam o reconhecimento e distinção no mercado.



Figura 1.1 – Logótipo da empresa Palbit S.A (a).

1.3 Objetivos do projeto

A presente dissertação servirá como complemento a um projeto de maior escala cuja finalidade será a obtenção de um modelo preditivo para a resposta da liga Ti-6Al-4V durante um processo de maquinagem em regime de semi-acabamento e/ou acabamento, recorrendo a ferramentas em PCD com várias geometrias de quebra-aparas maquinadas a laser. Para tal, serão realizados vários ensaios mecânicos e tecnológicos com a finalidade de caracterizar mecanicamente a liga. Assim, foram definidos vários objetivos para a presente tese:

- Preparação e realização de ensaios de corte ortogonal instrumentados com ferramentas em PCD sem quebra-aparas, com medição de esforços de corte e temperatura;
- Preparação e realização de ensaios de compressão de provetes cilíndricos;
- Preparação e realização de ensaios de provetes com a geometria Astakhov (provetes que combinam corte com compressão e corte com tração);
- Simulação dos ensaios realizados em DEFORM[®] e comparação com os resultados experimentais, procurando identificar modelos constitutivos adequados para a previsão dos ensaios.

1.4 Método seguido no projeto

Para a realização da presente dissertação, foi realizado um conjunto de tarefas com a finalidade de ajudar no cumprimento dos objetivos especificados no Subcapítulo 1.3. As tarefas realizadas estão apresentadas na Tabela 1.1 e resumidas de seguida.

Tabela 1.1 – Tarefas executadas durante a realização da presente dissertação.

Tarefas	
Pesquisa Bibliográfica	
Preparação de Material	
	Produção das pastilhas de corte
	Produção dos provetes com geometria Asktakhov
	Produção dos provetes cilíndricos
Ensaaios	
	Ensaaios de compressão cilíndricos e análise de dados
	Ensaaios com geometria Astakhov e análise de dados
	Ensaaios de corte e análise de dados
Simulação	
	Análise de sensibilidades do DEFORM®
	Simulação dos ensaios mecânicos e comparação com ensaios experimentais

- **Revisão bibliográfica**

O objetivo desta tarefa foi a realização de uma revisão do estado da arte relativo aos vários assuntos abordados neste projeto, nomeadamente a maquinagem do Titânio, os seus problemas e dificuldades, e as características mecânicas da liga Ti-6Al-4V. Também se realizou uma breve pesquisa sobre os vários modelos existentes para a modelação do processo de corte, bem como das características das ferramentas em PCD e da maquinagem em geral. Esta revisão servirá, de certo modo, como referência na análise dos resultados dos ensaios realizados.

- **Preparação do material para os testes experimentais**

Esta tarefa foi a mais demorada, pois envolveu o desenho e produção dos vários provetes e ferramentas necessárias à realização dos ensaios planeados. Durante todo o processo de produção, o autor do presente trabalho apenas criou os desenhos de definição para produção destes, recorrendo a *software* de CAD 3D apropriado, sendo o fabrico propriamente dito deixado a cargo dos funcionários da empresa onde se realizou a dissertação. Os passos para a obtenção dos vários componentes serão apresentados nos respetivos capítulos.

- **Realização de análise de sensibilidades do DEFORM® 2D**

Após a criação dos desenhos das ferramentas e provetes, e durante a sua produção, realizou-se uma análise de sensibilidades dos vários parâmetros do módulo de corte 2D do *software* DEFORM®. Esta análise teve como objetivo a compreensão da influência dos vários parâmetros de corte, e outros parâmetros da simulação, nos resultados de interesse. No final, serviu também como comparação com os resultados obtidos experimentalmente.

- **Realização dos ensaios tecnológicos e tratamento de dados**

Após obtenção de todos os materiais necessários aos ensaios previstos, estes foram realizados na FEUP e Palbit S.A. Foram estes ensaios de compressão de provetes cilíndricos quase-estáticos e ensaios monotónicos quase-estáticos dos provetes com geometria Astakhov, realizados na FEUP, e ensaios de corte ortogonal instrumentados com ferramentas em PCD,

realizados na Palbit S.A. Nos ensaios Astakhov recorreu-se à tecnologia de Correlação Digital de Imagem para obtenção dos campos de deformação. Seguiu-se o tratamento de dados dos vários ensaios, de modo a obter a curva de escoamento do material e os parâmetros do modelo constitutivo.

- **Simulação numérica dos ensaios realizados**

Por fim, uma vez realizados os ensaios mecânicos e tecnológicos e identificados os parâmetros do modelo constitutivo a utilizar, realizaram-se as simulações dos ensaios de compressão quase-estáticos e dos provetes com geometria Astakhov, recorrendo ao DEFORM[®] 2D. Os resultados obtidos foram comparados com os resultados dos ensaios experimentais e o modelo foi ajustado e melhorado, de modo a obter uma correta representação do comportamento do material.

1.5 Estrutura da dissertação

No Capítulo 1 é apresentado o contexto da presente tese, expondo os objetivos propostos e a estrutura da mesma. É ainda dada uma breve apresentação da empresa onde decorreu a sua elaboração, juntamente com o cronograma relativo à realização das tarefas pensadas.

O Capítulo 2 apresenta uma breve introdução à maquinagem, focando-se no modelo de corte ortogonal. Uma pequena descrição do fabrico, aplicações e desempenho das ferramentas de corte em PCD é também apresentada.

Uma revisão bibliográfica sobre as dificuldades e problemas na maquinagem do Titânio é apresentada no Capítulo 3, começando com uma breve apresentação das utilizações, propriedades mecânicas e estrutura cristalina do material. O regime de acabamento e a maquinagem a seco são mais explorados, dado serem as condições a que se irão realizar os ensaios experimentais. Também são apresentadas sumariamente as características gerais da liga Ti-6Al-4V.

O Capítulo 4 expõe uma breve revisão sobre o uso do Método dos Elementos Finitos na área da maquinagem, apresentando os modelos constitutivos mais usados para a maquinagem do Titânio e da liga Ti-6Al-4V. Também é feita referência aos modelos de atrito e de dano, dado serem importantes para a modelação correta do comportamento deste material.

No Capítulo 5 apresentam-se os ensaios experimentais realizados, assim como os respetivos procedimentos, com vista a caracterizar mecanicamente o material. São apresentados com detalhe todos os equipamentos, metodologia e parâmetros utilizados nos ensaios.

No Capítulo 6 são apresentados os resultados dos vários ensaios realizados, acompanhados da sua análise e discussão. Expõem-se os métodos usados para tratamento de dados e as dificuldades que acompanharam esse processo.

O Capítulo 7 apresenta as várias simulações dos ensaios experimentais realizados no DEFORM[®], com respetiva comparação, validação e calibração dos modelos usados.

Por fim, o Capítulo 8 resume as várias conclusões retiradas do presente trabalho, apresentando também propostas de trabalhos futuros.

2 Maquinagem

Um dos processos de fabrico mais significativos e amplamente usados na indústria é a maquinagem. Este é um termo genérico usado para descrever operações de remoção controlada de material indesejado de uma peça, visando a alteração da sua forma e tamanho para a forma final desejada (Groover, 2010). Como definido por Astakhov (1998), maquinagem pode ser definido como um processo fabrico em que existe fratura propositada do material, através da aplicação de energia externa.

A maquinagem é muito usada pela sua capacidade de processar uma enorme gama de materiais com elevada precisão dimensional e geométrica, quase sem restrições de geometrias possíveis de obter. Por outro lado, para além de ser um processo relativamente lento quando comparado a outros processos como o forjamento e fundição, a remoção de apara origina um grande desperdício de material (Groover, 2010).

A geração da apara está associada à deformação plástica intensa, com predominância da deformação por corte presente na zona de corte, e fratura que resulta na geração de novas superfícies. Para haver esta formação da apara é necessário que haja movimento entre a ferramenta e a peça. Este movimento é geralmente descrito por três parâmetros, que são interpretados de maneira diferente consoante o processo de maquinagem que se está a descrever. São eles a velocidade de corte, v , a penetração, a_p , e o avanço, f (Groover, 2010).

Eugene Merchant (1945) apresentou um modelo que até à data ainda é largamente aceite pela sua capacidade de previsão. Apesar das incessantes tentativas de desenvolver novas teorias que consigam prever o desempenho de um processo de maquinagem, Shaw (1984) concluiu que alcançar este objetivo é praticamente impossível. Por este motivo, hoje em dia a indústria baseia-se na maior parte em dados empíricos dos fornecedores de ferramentas e estudos realizados. Como estes dados não possuem base científica, os utilizadores são forçados a determinar os valores ótimos dos parâmetros de maquinagem para cada processo, podendo incorrer em custos elevados (Astakhov, 1998).

O objetivo final do estudo da maquinagem é a resolução de problemas associados com a remoção eficiente de material. As condições ótimas de maquinagem são conseguidas com uma seleção correta do regime de corte, ao qual estão associados os parâmetros de corte, e ferramenta. A seleção destas condições de corte irá controlar a taxa de remoção de material (MRR), a vida da ferramenta e o acabamento superficial. O interesse do estabelecimento de uma teoria de previsão prende-se com a capacidade de obter previsões dos vários parâmetros de desempenho do processo de maquinagem, tal como formação da apara, forças de corte, temperaturas de corte, desgaste da ferramenta e rugosidade superficial (Astakhov, 1998).

2.1 Modelo Ortogonal de Corte

As geometrias básicas de um processo de maquinagem são o corte ortogonal e o corte oblíquo. Dada a complexidade do corte oblíquo, o modelo ortogonal de corte representa uma aproximação razoavelmente boa do processo de maquinagem. Apesar de não representar fielmente a realidade, devido à complexidade geométrica e física inerente a um processo de

maquinagem, é uma ferramenta que ajuda na modelação numérica e análise analítica de uma operação de maquinagem (Groover, 2010).

No corte ortogonal, o material é removido por uma ferramenta com aresta de corte perpendicular à direção da velocidade relativa entre a ferramenta e a peça (Groover, 2010). A apara, com uma largura w e uma espessura pré-corte t_0 , é formada por deformação, por ação da ferramenta, ao longo de um plano de corte, orientado a um certo ângulo ϕ em relação à superfície da peça, saindo perpendicularmente à aresta de corte. Numa operação de corte ortogonal, a ferramenta tem apenas dois elementos geométricos, o ângulo de ataque (α) e o ângulo de saída (γ). A Figura 2.1 ilustra as dimensões e geometrias típicas do corte ortogonal.

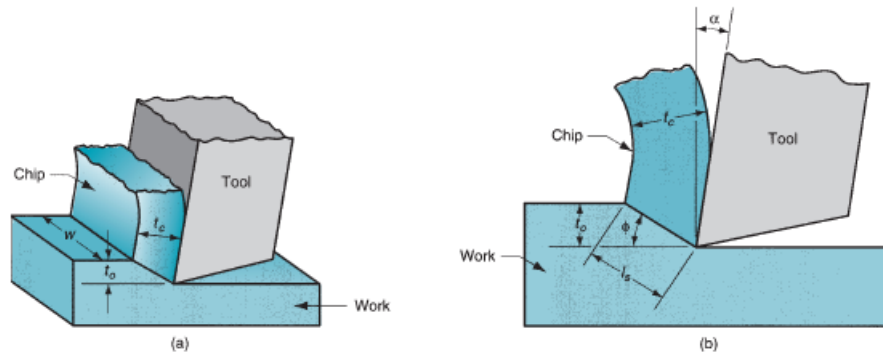


Figura 2.1 – Corte ortogonal a 3 dimensões (a) e a sua simplificação a 2 dimensões (b) (Groover, 2010).

Numa operação de corte, existem duas zonas de interesse, como pode ser visto na Figura 2.2. A zona de deformação primária corresponde à zona onde o material é deformado plasticamente para criar uma apara, simplificada pelo plano de corte. A zona de deformação secundária ocorre devido ao atrito existente entre a apara e a superfície de ataque da ferramenta, aquando do escoamento da primeira na segunda, causando deformação parcial da apara (Groover, 2010).

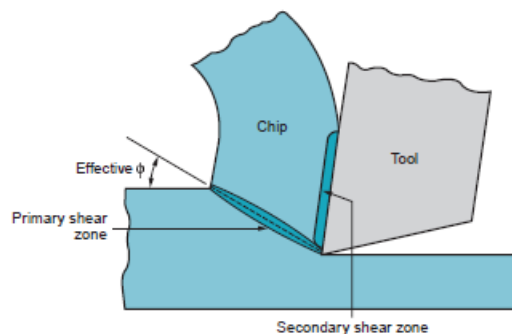


Figura 2.2 – Zonas de deformação na maquinagem (Groover, 2010).

O modelo ortogonal pode ser usado para aproximar uma operação de torneamento e outras operações que usem ferramentas monofilares, desde que o avanço destas operações seja pequeno em relação à penetração (Groover, 2010). Numa operação de torneamento, o corte ortogonal ocorre quando o ângulo de inclinação da aresta de corte é nulo e a penetração é de pelo menos 5 vezes o avanço, forçando a apara a escoar pela face de ataque numa direção perpendicular à aresta de corte (Shaw, 1984). A conversão dos parâmetros está representado na Tabela 2.1 e ilustrado na Figura 2.3.

Tabela 2.1 – Equivalências entre operação de torneamento e modelo de corte ortogonal (Groover, 2010).

Torneamento	Modelo Ortogonal de Corte
Avanço, f	Espessura da apra pré-corte, t_0
Penetração, a_p	Largura de corte, w
Velocidade de corte, v	Velocidade de corte, v
Força principal de corte, F_c	Força principal de corte, F_c
Força de avanço, F_f	Força de avanço, F_t

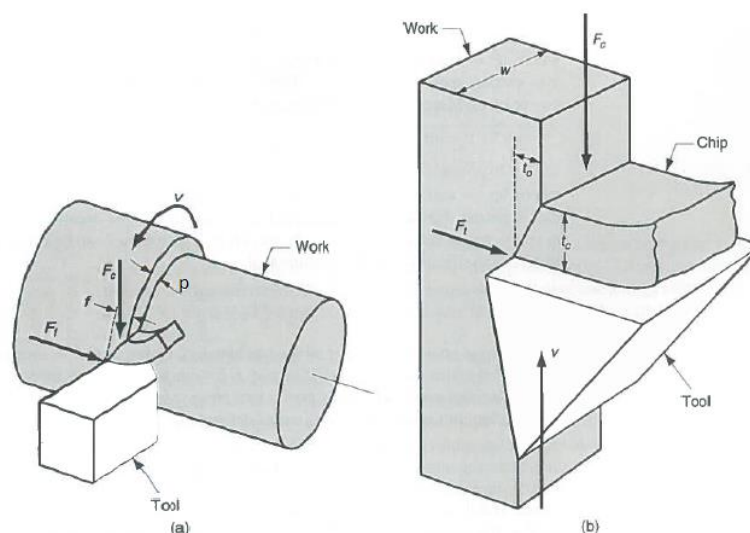


Figura 2.3 – Operação de torneamento e conversão para modelo ortogonal de corte (Groover, 2010).

O tipo de apra obtido no processo de maquinagem depende do material a maquinar e dos parâmetros de corte utilizados no seu processamento. Este é um processo periódico entre uma fase de encalque e uma fase de corte, ocorrendo separação quando se excede a tensão de cedência do material (Davim, 1995). A Tabela 2.2 apresenta um resumo das condições para aparecimento dos principais tipos de apra.

Tabela 2.2 – Comparação dos parâmetros para formação dos vários tipos de apra, adaptado de (de Jesus, 2015).

Tipo de apra	Tipo de material	Ângulo de ataque	Penetração	Velocidade de corte
Descontínua	Frágeis	Baixo	Alta	Baixa
Serrilhada	Difícil maquinagem	Negativo	Alta	Alta
Contínua	Dúcteis	Alto	Baixa	Alta
Contínua com BUE (Built-Up Edge)	Dúcteis	Alto	Baixa	Baixa

Dada a simplicidade do modelo ortogonal, é possível definir as várias forças atuantes no sistema, relações entre estas e outros parâmetros importantes. Para que haja equilíbrio estático entre a apra e a face de ataque, devem existir duas forças de igual intensidade e direção opostas a atuar nos dois componentes. Estas duas resultantes podem ser decompostas em duas componentes mutuamente perpendiculares. No entanto, nenhuma destas forças pode ser medida diretamente numa operação de maquinagem. Por outro lado, a adição de um dinamómetro à ferramenta de corte permite a medição de dois componentes de força adicionais, que atuam contra a ferramenta e que podem ser reduzidos à ponta desta, designados por força principal de corte (F_c), na direção do corte, e força de avanço (F_t), perpendicular à força principal de corte, como pode ser visto na Figura 2.4 (Groover, 2010).

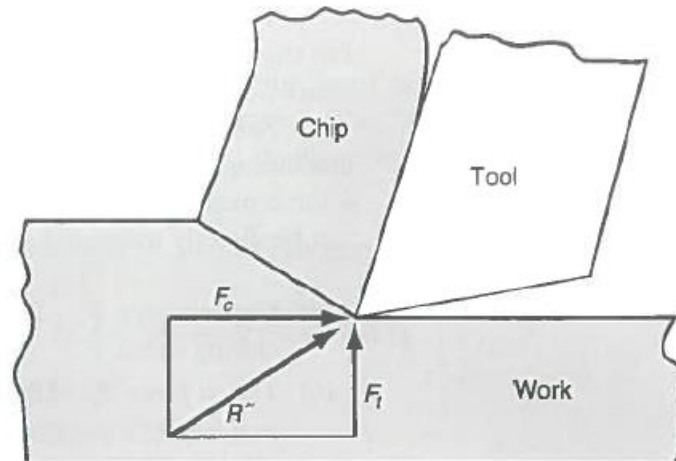


Figura 2.4 – Forças atuantes na ferramenta, reduzidas à ponta desta (Groover, 2010).

O designado Círculo de Merchant, construção geométrica proposta por Merchant em 1945, permite relacionar trigonometricamente as várias forças do sistema, possibilitando a determinação do coeficiente de atrito. Assim, conhecendo as forças de corte e de avanço, pode-se calcular o coeficiente de atrito, através da Equação 2.1 (Groover, 2010).

$$\mu = \frac{F_c \tan \alpha + F_t}{F_c - F_t \tan \alpha} \quad (2.1)$$

Onde,

μ , é o coeficiente de atrito de Coulomb, e
 α , é o ângulo de ataque

O coeficiente de atrito está relacionado com o designado ângulo de atrito, ρ , pela Equação 2.2. O ângulo de corte pode ser calculado pela Equação de Merchant (Equação 2.3), onde se assume que este define o plano que maximiza a tensão de corte.

$$\mu = \tan \rho \quad (2.2)$$

$$\varphi = \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \frac{\alpha}{2} \quad (2.3)$$

Uma das maiores desvantagens deste modelo é assumir que o coeficiente de atrito é constante ao longo do tempo, pelo que vários autores desenvolveram outros modelos para a determinação do ângulo de corte, estando um resumo destes apresentado na Tabela 2.3.

Tabela 2.3 – Tabela resumo de alguns modelos para o cálculo do ângulo de corte, adaptada de (da Silva, 2016).

Modelo	Equação	Ano
Ernst-Merchant	$\varphi = \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} + \frac{\alpha}{2}$	1945
Hucks	$\varphi = \frac{\pi}{4} - \frac{\alpha \tan(2\mu)}{2} + \alpha$	1951
Kronenberg	$\varphi = \alpha \cot \left[\frac{e^{\mu(\frac{\pi}{2}-\alpha)} - \sin \alpha}{\cos \alpha} \right]$	1957
Oxley	$\varphi = \alpha \tan \left[1 + \frac{\pi}{2} - 2\varphi + \frac{\cos 2(\varphi - \alpha)}{\tan \rho} - \sin 2(\varphi - \alpha) \right] - (\rho - \alpha)$	1961
Atkins	$F_c = \left(\frac{\tau_y w \gamma}{Q} \right) t_0 + \frac{Rw}{Q}; \gamma = \cot \varphi + \tan(\varphi - \alpha);$ $Q = \left[1 - \frac{\sin \rho \cos \varphi}{\cos(\rho - \alpha)} \cos(\varphi - \alpha) \right]$ Onde τ_v, é a resistência ao corte e R, é a resistência à fratura	2002

2.2 Ferramentas de corte

2.2.1 Introdução

Durante uma operação de corte, uma ferramenta está sujeita a altas temperaturas e esforços, podendo também assumir-se o seu trabalho em choque para o caso de maquinagem intermitente. Portanto é necessário garantir que os materiais escolhidos para as ferramentas sejam capazes de manter a sua dureza a altas temperaturas, apresentem dureza superior ao material a maquinar, tenham uma elevada resistência ao desgaste, sejam quimicamente inertes e com elevada tenacidade. Por outro lado, também devem ter um baixo coeficiente de atrito e um baixo coeficiente de dilatação (Davim, 1995).

Existem 6 grupos de materiais que podem ser considerados na escolha de uma ferramenta para maquinagem: aços rápidos, ligas fundidas, carbonetos sinterizados, *cermets*, cerâmicos, e materiais ultra duros (Davim, 1995). Dado o tema e objetivos do presente trabalho, serão apenas exploradas em mais detalhe as ferramentas em PCD (material ultra duro).

O desenvolvimento dos materiais de ferramentas tem sido numa direção de obter materiais mais duros, capazes de manter a sua dureza a temperaturas altas, para a maquinagem mais económica, do ponto de vista do desgaste da ferramenta, de materiais mais abrasivos. As velocidades de corte possíveis foram aumentando à medida que se desenvolveram novos tipos de materiais, sendo os materiais ultra duros os que aguentam as velocidades mais altas atualmente, como pode ser visto na Figura 2.5.

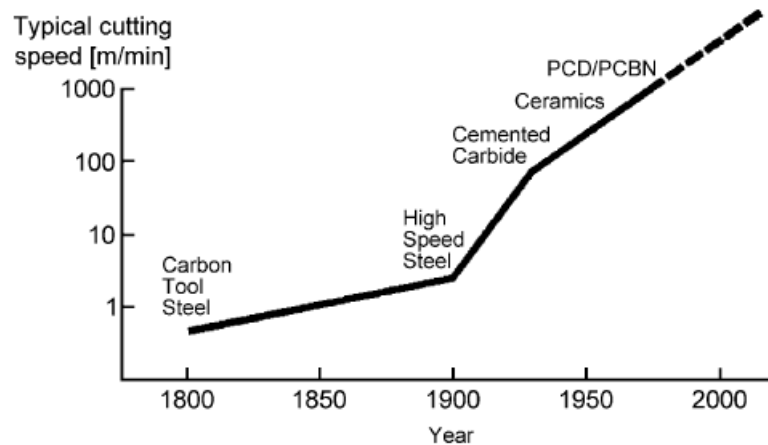


Figura 2.5 – Evolução dos materiais de ferramentas e o aumento da velocidade de corte possível (Heath, 2001).

2.2.2 Ferramentas em PCD

Os materiais ultra duros para ferramentas estão atualmente divididos em três categorias: o Nitreto de Boro Cúbico (CBN – *Cubic Boron Nitride*), o Diamante Policristalino (PCD – *PolyCrystalline Diamond*) e o Diamante processado por CVD. O custo destes materiais é muito elevado, podendo ir até cerca de 3 a 10 vezes mais que as pastilhas de metal duro, sendo por isso o seu uso mais limitado.

O PCD é geralmente usado para ligas não ferrosas e para materiais muito abrasivos, como plásticos reforçados com fibra de carbono e ligas de alumínio com elevado teor de silício. Este material dissolve-se facilmente no ferro a altas temperaturas, pelo que não é indicado utilizá-lo para a maquinagem de aços (Trent e Wright, 2000).

Fabrico

Uma ferramenta em PCD é geralmente constituída por partículas de 2 a 25 μm de diâmetro de diamante sintético, sinterizadas sobre um substrato de carboneto (geralmente carboneto de tungsténio, WC/Co), numa camada densa de 0.5 mm a 1 mm de espessura, para garantir uma fonte de material solvente para ajudar na sinterização e para permitir a sua ligação a corpos de outros materiais por brasagem da base de carboneto (Trent e Wright, 2000). Durante o processo de sinterização a temperatura e pressão elevadas (6 GPa, 1400°C), o Cobalto presente no carboneto infiltra-se nas camadas microscópicas do pó de diamante, possibilitando assim o crescimento conjunto de grãos adjacentes (Trent e Wright, 2000; Davim, 2008). A Figura 2.6 representa o processo típico de obtenção de uma ponta em PCD, desde a obtenção da bolacha de PCD+WC/Co, com posterior corte e acoplamento ao corpo da ferramenta.

Esta quantidade residual de Cobalto traz várias vantagens. Não só torna o material mais tenaz, o que também é garantido pelo substrato em WC/Co, mas torna-o também condutor de eletricidade, o que significa que pode ser maquinado por eletroerosão, o que é uma enorme vantagem do material mais duro conhecido (ElementSix, "Synthetic Polycrystalline Diamond (PCD)").

Outro método que permite a obtenção de partículas de diamante é o processo de Deposição Química na Fase de Vapor (CVD - *Chemical Vapor Deposition*), permitindo a obtenção de "placas" de diamante policristalino, de cerca de 0.5 mm de espessura, sendo posteriormente cortadas a laser e brasadas sobre um substrato de carboneto sinterizado. A ausência de elemento ligante neste processo significa que o material é mais duro e resistente à abrasão que o PCD convencional e não existe a possibilidade de reação química com fluidos lubrificantes e outros materiais (Davim, 2008).

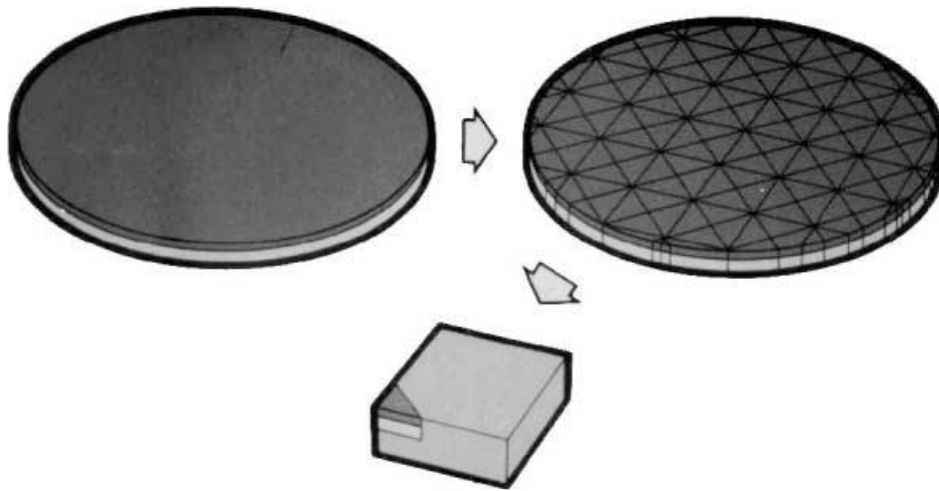


Figura 2.6 – Bolacha de PCD com substrato de WC/Co produzido com posterior corte para produção de pontas para ferramentas (Heath, 2001).

Características

As ferramentas com a extremidade em PCD são excepcionalmente resistentes ao desgaste quando comparados com o WC/Co, podendo exceder a vida destes 50 a 100 vezes em certas aplicações (J & M Diamond Tool, Inc., "Composition of PCD and CBN"). É a capacidade de reter uma aresta de corte afiada por longos períodos de tempo que torna estas ferramentas um material competitivo nas áreas de maquinagem.

A dureza das ferramentas em PCD está relacionada com a dureza das partículas de diamante utilizadas na sinterização, variando normalmente entre 6 000 e 10 000 HV, valores muito mais elevados quando comparados com o metal duro (700 – 2 200 HV). Esta dureza extrema está relacionada com a sua estrutura cristalina, que consiste em dois arranjos interpenetrados, cúbicos de faces centradas (CFC), dispostos de tal modo que cada átomo de carbono tem quatro ligações covalentes com outros átomos de carbono. Sendo o diamante um material muito anisotrópico, a dureza e resistência ao desgaste de qualquer superfície está dependente da orientação dessa superfície em relação à estrutura cristalina. Por outro lado, a orientação aleatória das partículas de diamante nas ferramentas em PCD confere-lhes um comportamento isotrópico em muitas aplicações (Trent e Wright, 2000). Uma microestrutura típica deste material pode ser vista na Figura 2.7.

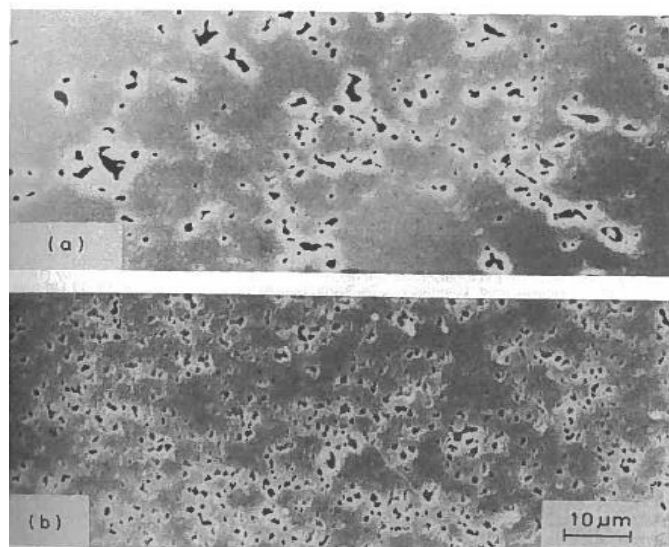


Figura 2.7 – Microestrutura de uma ferramenta em diamante policristalino com tamanho de grão de 25 μm (a) e 2 μm (b) (Trent e Wright, 2000).

Aplicações

Tal como dito anteriormente, estas ferramentas são recomendadas para a maquinagem de materiais não ferrosos de natureza abrasiva, como plásticos reforçados, compósitos de matriz metálica, produtos à base de madeira e ligas de alumínio, principalmente ligas hipereutéticas, dado o elevado teor de Silício que lhes confere uma dureza mais elevada (Trent e Wright, 2000).

O facto de não serem usadas na maquinagem de materiais ferrosos está relacionado com a transformação do diamante em grafite a temperaturas acima de 730°C e oxidação das superfícies do diamante a cerca de 830°C, quando em contacto com ferro. Em ambientes inertes ou em vácuo, o fenómeno de grafitização apenas ocorre para temperaturas acima de 1.500°C. O PCD também não é recomendado, de uma forma geral, para a maquinagem de metais com alto ponto de fusão, como é o caso do Níquel e do Titânio, e em ligas que atingem temperaturas elevadas na interface (Trent e Wright, 2000). Por outro lado, o uso de fluidos refrigerantes permite a maquinagem destas ligas em aplicações de acabamento (Sandvik Coromant, "Polycrystalline Diamond").

Como exemplo da superioridade do PCD em certos materiais, Heath (2001) comparou a vida de ferramentas em carboneto sinterizado e diamante policristalino na maquinagem de compósitos de matriz metálica e concluiu que o PCD é o único material economicamente viável para a maquinagem de compósitos de alumínio-carboneto de silício, apesar das velocidades recomendadas serem relativamente baixas (50 – 150 m/min). Também verificou que o dano superficial e subsuperficial das peças é menor aquando da maquinagem com PCD, quando comparado com o WC/Co.

3 Maquinagem do Titânio

O Titânio é o nono elemento mais abundante na terra e o quarto metal estrutural mais usado, existindo em minerais como a ilmenite (FeTiO_3) e o rutilo (TiO_2). Apresenta um ponto de fusão elevado, de cerca de 1700°C , permitindo uma temperatura máxima de serviço em aplicações estruturais que pode variar entre 427°C e 538°C , dependendo da composição. É também um material não magnético, biocompatível, resistente ao fogo e com um baixo coeficiente de expansão térmica (Donachie, 1989).

As maiores vantagens do Titânio estão relacionadas com a sua baixa densidade (cerca de 60% da densidade do aço e superligas) e a sua excelente resistência à corrosão e resistência mecânica quando comparado com outros materiais como o alumínio, aços e superligas, apesar do seu custo poder ultrapassar em quatro vezes o de um aço inoxidável (Donachie, 1989).

É um material bastante utilizado na indústria aeroespacial. De acordo com um estudo realizado pela *US Geological Survey*, em 2012 cerca de 72% de todo o Titânio consumido nos Estados Unidos da América foi usado em aplicações aeroespaciais, como pás de turbinas e coberturas, sendo os restantes 28% usados na indústria marinha, médica, em utensílios desportivos e de recreio e outras aplicações não aeroespaciais (AsianMetal Metalpedia, "Titanium Uses").

Existem três classes principais de ligas de Titânio: alfa, alfa-beta e beta. Podem também ser consideradas as classes *near-alpha* e *near-beta*, dependendo da composição química. A classificação da liga tem por base a sua microestrutura após processamento, que no caso do Titânio tem duas estruturas elementares, designadas por alfa e beta, o que torna o Titânio um elemento alotrópico. A estrutura alfa é uma estrutura hexagonal compacta (HC), enquanto que a estrutura beta é uma estrutura cúbica de corpo centrado (CCC). No Titânio puro, a estrutura beta forma-se apenas acima de 882°C , possuindo uma estrutura HC à temperatura ambiente (Donachie, 1989).

A adição de elementos de liga em quantidades específicas pode favorecer o aparecimento de uma certa fase no arrefecimento, pelo aumento ou diminuição da temperatura de transformação de fases, chamada temperatura *beta transus*. Esta é a mínima temperatura à qual o material é 100% beta (Donachie, 1989). Diagramas pseudobinários característicos deste material podem ser vistos na Figura 3.1, onde o eixo das abcissas representa a quantidade de elementos de liga adicionados e o eixo das ordenadas representa a temperatura. A Tabela 3.1 mostra algumas ligas de Titânio e respetivas classificações.

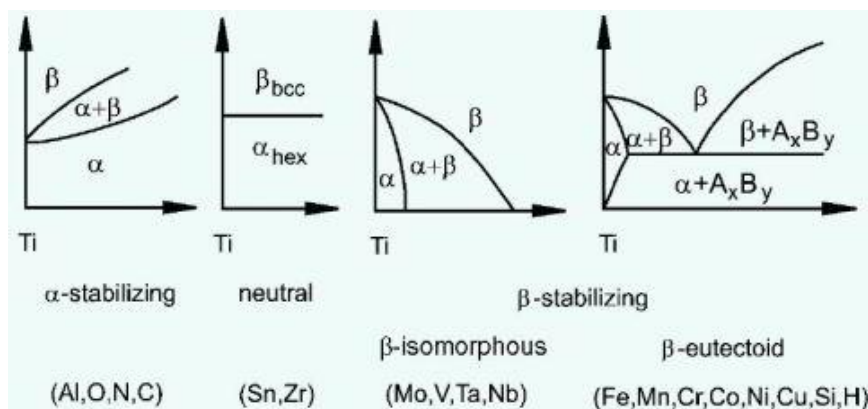


Figura 3.1 – Efeitos dos elementos de liga no Titânio (Metallurgical Materials Science and Alloy Design, "Introduction to Titanium Alloys").

Tabela 3.1 – Exemplos de ligas de Titânio e sua classificação, adaptado de (Donachie, 1989).

Alfa	Near-alpha	Alfa-beta	Near-beta	Beta
Ti comercialmente puro; Ti-5Al-2.5Sn;	Ti-5Al-6Sn-2Zr-1Mo-0.2Si; Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo; Ti-8Al-1Mo-1V;	Ti-6Al-4V; Ti-6Al-4V-2Sn; Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo;	Ti-8Mn;	Ti-8Mo-8V-2Fe-3Al; Ti-11.5Mo-6Zr-4.5Sn; Ti-13V-11Cr-3Al;

3.1 Torneamento de ligas de Titânio

3.1.1 Problemas e dificuldade

Em relação a aços de dureza equivalente, as ligas de Titânio são mais difíceis e, consequentemente, apresentam maior custo de maquinagem, sendo as ligas beta as que criam maiores dificuldades nesta área. As maiores dificuldades na maquinagem deste material prendem-se com a sua má condutividade, alta reatividade química e baixa rigidez (Donachie, 1989). A Tabela 3.2 apresenta os índices de maquinabilidade de vários materiais para comparação.

O ângulo de corte na maquinagem do Titânio é geralmente elevado, o que cria aparas finas que escoam rapidamente sobre a superfície de ataque, gerando altas temperaturas e concentrando as forças de corte numa zona próxima da aresta de corte, provocando um maior desgaste das ferramentas e aumentando o risco de falha ou quebra (Sandvik Coromant, "ISO S HRSA and Titanium"). A sua má condutividade de calor, cerca de 8 a 10 vezes inferior à do aço, concentra o calor gerado na aresta de corte, sendo 80% deste conduzido para a ferramenta (Pramanik, 2014). As temperaturas alcançadas podem ir até cerca do dobro das alcançadas na maquinagem de aço (Pramanik e Littlefair, 2015), o que, quando combinado com a alta reatividade do material, pode dar origem a uma acumulação de material na face de ataque da ferramenta, danificando-a ainda mais (Donachie, 1989). A capacidade do Titânio de reter a sua resistência mesmo a altas temperaturas também agrava os esforços gerados na aresta de corte.

Tabela 3.2 – Índices de maquinabilidade de vários materiais, considerando o aço AISI B1112 como tendo um índice de 100%, adaptado de (Carr e Maikish, 1961)

Material	Liga/Designação	Dureza (HB)	Índice de Maquinabilidade
Magnésio	AZ31B	32 – 68	200
	ZK60A		
Alumínio	6061-T	65	190
	7075-T	150	120
Aço	AISI B1112	160	100
	AISI 431	370	45
	AISI 4140	400	40
	AISI 316	200	35
Titânio	Comercialmente puro	160-200	38
	Ti-6Al-4V	285-340	26
Níquel	Inconel 700	302	8
	713	363	6

A sua relativamente baixa rigidez ($E=110$ Gpa) cria a necessidade de uma estrutura de suporte mais rígida, para diminuir o efeito de eventuais vibrações e deflexões (Donachie, 1989). Esta baixa rigidez é especialmente problemática nas operações de acabamento, podendo o Titânio defletir até duas vezes mais que aços ao carbono, resultando num desgaste prematuro da face de saída e em vibrações devido ao efeito de retorno elástico (Ezugwu e Wang, 1997), o que promove um pior acabamento superficial.

Para além disso, a apanha formada na maquinagem da liga Ti-6Al-4V é serrilhada ou segmentada, mesmo a velocidades de corte baixas (Cotterell e Byrne, 2008), com uma morfologia típica apresentada na Figura 3.2. Isto significa que as forças a atuar nas ferramentas terão natureza dinâmica, devido à formação das zonas de corte adiabáticas características das apanhas serrilhadas, podendo ir até 30% do valor das forças estáticas (Ezugwu e Wang, 1997). Esta natureza dinâmica dos esforços desgasta mais rapidamente a aresta de corte e promove um pior acabamento da superfície, por indução de vibrações. Também o facto de ser um material alotrópico, com mudança de fase a partir de uma certa temperatura, torna o processo de corte mais complexo. Todos estes fatores promovem um desgaste da ferramenta muito acentuado.

Para além do elevado desgaste das ferramentas, associado à fraca maquinabilidade do Titânio, a qualidade e integridade superficial é outra dificuldade na maquinagem deste material. A integridade superficial inclui propriedades mecânicas, como a dureza, propriedades metalúrgicas, como transformações de fase, e parâmetros topológicos, como a rugosidade superficial. Durante a maquinagem e retificação do Titânio, a sua superfície é facilmente danificada, conduzindo principalmente a uma redução da tensão de fadiga. Na maquinagem de Titânio verifica-se um encruamento da superfície e da subsuperfície imediata, originando um aumento de dureza até cerca de 0.5 mm de profundidade. Este aumento de dureza, associado às deformações plásticas e formação de uma camada branca mais dura e frágil, aumenta com o aumento da velocidade de corte. O mesmo acontece com a rugosidade superficial, estando também associada ao aumento do desgaste da ferramenta (Ulutan e Ozel, 2011). Por outro lado, estudos mostram que não ocorrem mudanças de fase significativas na superfície, ou perto desta, no torneamento da liga Ti-6Al-4V ao longo de uma grande gama de velocidades de corte (Velásquez et al., 2010).

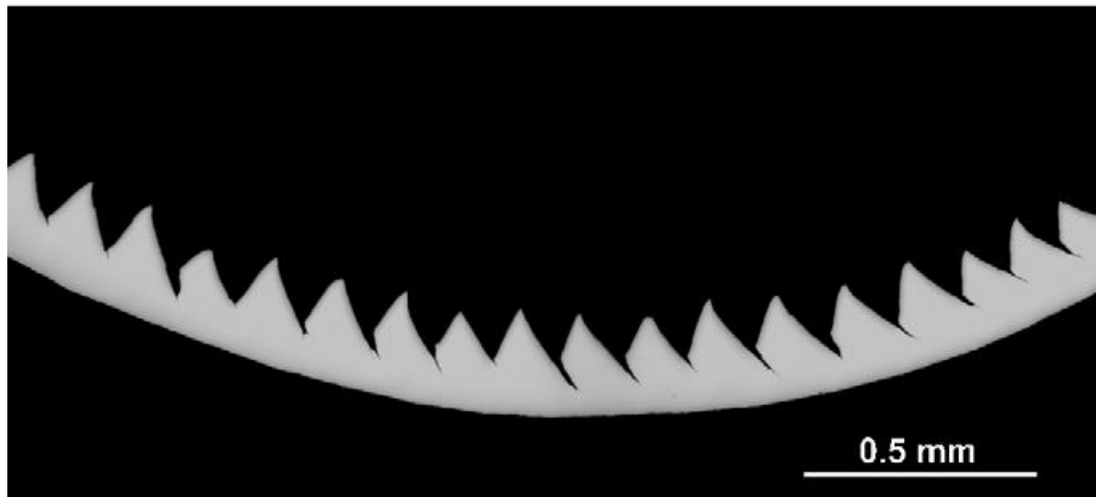


Figura 3.2 – Apara serrilhada da maquinagem da liga Ti-6Al-4V a uma velocidade de 75 m/min (Sun et al., 2009).

3.1.2 Influência dos parâmetros de corte

Tal como todos os metais de difícil maquinagem, pequenos incrementos na velocidade de corte conduzem a elevados desgastes da ferramenta. A velocidades de corte elevadas, a vida da ferramenta é muito reduzida, pelo que para a maquinagem convencional destas ligas devem-se usar velocidades de corte reduzidas, para minimizar a temperatura atingida na aresta de corte (Donachie, 1989).

Geralmente, o avanço não afeta muito significativamente a vida da ferramenta, mas o Titânio é muito sensível às variações deste parâmetro (Ezugwu e Wang, 1997). Este deve ser elevado, mantendo a ferramenta em constante movimento quando em contacto com a peça, para evitar o encruamento excessivo da liga, e deve-se recorrer a fluidos de corte pressurizados, para ajudar na transferência do calor e evitar a formação da BUE (Donachie, 1989). Segundo um estudo realizado por Sun et al. (2009), apesar das forças de corte aumentarem com o avanço, existe uma gama, à volta dos 0.15 mm/rev, onde ocorre uma queda dos valores destas forças, relacionadas com a maior vibração a valores de avanço mais baixos. Também observaram que, apesar das forças de corte geralmente diminuírem com o aumento da velocidade de corte, devido ao efeito da temperatura na dureza do material, existem gamas onde estas forças aumentam devido ao encruamento por precipitação de fases.

De uma maneira geral, a melhor eficiência na maquinagem desta liga é conseguida utilizando baixas velocidades de corte, elevados avanços com a ferramenta em constante movimento quando em contacto com a peça, grande quantidade de fluido de corte pressurizado (> 7 MPa), ferramentas bem afiadas e uma estrutura rígida. No entanto, as restrições destes parâmetros significam que o processo se torna pouco económico, principalmente devido às baixas velocidades de corte (Donachie, 1989; Pramanik, 2014).

Utilizando ferramentas em PCD, para operações de acabamento, as velocidades de corte estão geralmente entre 80 e 120 m/min, e os avanços podem variar entre 0.05 e 0.4 mm/rot, dependendo da ferramenta, fluido refrigerante e outros parâmetros de corte (Sandvik Coromant, "Guia de aplicação do titânio"). O uso de fluido de corte a alta pressão (> 20 MPa), quando corretamente aplicado nas interfaces ferramenta-apara e ferramenta-peça, permite não só uma redução das temperaturas de corte, aumentando a vida da ferramenta, como também cria aparas arqueadas descontínuas mais controláveis, como concluído por da Silva et al. (2013). Estes autores também referem que o uso de fluido de corte a pressões convencionais cria um efeito de arrefecimento mais irregular, podendo ocorrer têmpera do material, aumentando a sua dureza superficial, e haver quebra da ferramenta por fadiga térmica ou choque térmico.

3.1.3 Desempenho e desgaste das ferramentas de corte

Até há relativamente pouco tempo, as ferramentas mais utilizadas para a maquinagem de Titânio eram carbonetos sinterizados, com e sem revestimento, ou aços rápidos com elevado teor de elementos de liga (Zelinski, 2003). De uma maneira geral, na maquinagem de Titânio, os aços rápidos estão limitados a velocidades de corte de cerca de 30 m/min e os carbonetos sinterizados a cerca de 60 m/min, variando consoante a liga (Rahman et al., 2006). Com o desenvolvimento das ferramentas em material ultra duro, a investigação tem evoluído no sentido de introduzir estes novos materiais na maquinagem do Titânio. Estes permitiram o estudo da maquinagem a altas velocidades (*HSM – High Speed Machining*) do Titânio, focando-se grande parte dos estudos na liga Ti-6Al-4V. O interesse deste tipo de corte é o aumento da eficiência do processo, com redução do tempo de maquinagem.

Dada a sua grande importância, existe uma enorme quantidade de estudos na área da maquinagem da liga Ti-6Al-4V, com o objetivo de obter os parâmetros de corte ótimos e a influência destes no processo e aspeto final da peça. O desenvolvimento das ferramentas em material ultra duro e a sua capacidade de trabalhar a velocidades mais elevadas promoveu a investigação na maquinagem de Titânio usando ferramentas em PCD. Destes últimos estudos, apenas uma pequena parte aplica velocidades convencionais de corte, sendo o estudo da maquinagem a seco muito mais reduzido.

Kramer et al. (1993), no seu estudo sobre possíveis materiais novos para ferramentas para a maquinagem de Titânio, apontaram três propriedades gerais que estes devem ter. Devem promover a criação de uma camada de carboneto entre a ferramenta e a peça, ter uma solubilidade química no Titânio baixa para diminuir a difusão do material da ferramenta para a peça, e ter uma dureza e resistência mecânica alta o suficiente para manter a integridade física da ferramenta durante o corte. No que diz respeito ao PCD, este material atinge todos estes requerimentos, já que o carboneto de Titânio (TiC) é facilmente formado durante a maquinagem, a solubilidade química do material é muito baixa (1,1 %at. na fase alfa e 0,6 %at. na fase beta), e é atualmente o material mais duro e resistente das ferramentas de corte.

Nabhani (2001) investigou o desempenho de várias ferramentas na maquinagem de uma liga de Titânio alfa-beta comum na área aeroespacial (TA48), concluindo que o PCD é a solução mais funcionalmente satisfatória, por ter o menor desgaste e produzir o melhor acabamento superficial, quando comparado a carbonetos revestidos e ao CBN.

Ezugwu et al. (2007) concluíram que com o uso de fluidos de corte e ferramentas em PCD, a superfície maquinada da liga Ti-6Al-4V em regime de acabamento está geralmente livre de fissuras e outros defeitos superficiais, apesar de se verificar um amaciamento da superfície a altas velocidades e com fluido pressurizado.

Ota et al. (2009) aplicaram uma ferramenta em PCD para a maquinagem da liga Ti-6Al-4V com o objetivo de melhorar a eficiência do corte, comparativamente às ferramentas em carboneto sinterizado. Concluíram que tal é possível com a aplicação de fluido de corte a alta pressão, permitindo a maquinagem em regime de alta velocidade (HSM). Tal como discutido anteriormente, a aplicação do fluido de corte deste modo cria aparas descontínuas mais facilmente controláveis.

Velásquez et al. (2010) investigaram, entre outros parâmetros, as tensões residuais no torneamento a várias velocidades da liga Ti-6Al-4V com ferramentas com ponta em PCD e a seco, concluindo que para velocidades até cerca de 100 m/min as tensões residuais são de natureza compressiva, passando para esforços de tração acima desta velocidade. Deve-se referir que os esforços residuais de compressão têm um efeito benéfico na resistência à fadiga do material (Donachie, 1989).

Oosthuizen et al. (2011), mostraram que as ferramentas em PCD apresentam um menor desgaste que os carbonetos a velocidades acima de 100 m/min na maquinagem da liga Ti-6Al-4V, devendo-se principalmente à alta condutividade térmica e tensão de cedência do PCD.

Schrock e Kwon (2012) propuseram um mecanismo de desgaste na face de ataque das ferramentas em PCD dependente da fase na maquinagem da liga Ti-6Al-4V. No seu estudo mostraram que o desgaste a uma velocidade de corte de 61 m/min cria uma superfície rugosa e descontínua, sem evidência de difusão, enquanto que a uma velocidade de corte de 122 m/min esta é mais suave, característico do mecanismo de difusão. Concluíram que as temperaturas atingidas a mais altas velocidades promoviam a mudança de fase na apara para quase totalmente beta, o que facilita a difusão do material da ferramenta para a apara, devido às propriedades físicas desta fase. Por outro lado, a maior resistência ao corte da fase alfa promove a acumulação de material aderente na ferramenta a baixas velocidades de corte, verificando-se uma quebra periódica desta, devido às variações da força de corte, com consequente arranque de material da ferramenta e criação das crateras rugosas.

Recentemente, Sun et al. (2015) investigaram o efeito dos parâmetros de corte na vida das ferramentas, rugosidade superficial e temperatura na maquinagem a seco da liga Ti-6Al-4V, recorrendo a ferramentas em PCD brasadas em corpos em WC/Co (com 8% Co). Tal como Schrock e Kwon (2012), concluíram que existem vários mecanismos de desgaste nessas ferramentas. Para além do desgaste, observaram que a difusão de carbono ao longo do material aderente cria uma camada de carboneto de Titânio na superfície da ferramenta que a protege do desgaste de cratera e melhora, até certo ponto, a vida desta. Para além disso, verificaram uma diminuição da temperatura para uma velocidade de corte de 80 m/min e uma diminuição da rugosidade superficial para velocidades acima de 60 m/min, devido à diminuição de material aderente na superfície da ferramenta.

Tendo por base todas estas conclusões, é relativamente simples de perceber o crescente uso das ferramentas em PCD em operações de acabamento e semi-acabamento e em aplicações que requeiram uma vida mais elevada, por exemplo quando a mudança frequente de ferramenta é morosa, difícil ou mesmo impossível. No entanto, a seleção do material da ferramenta para a maquinagem do Titânio deverá ser sempre feita tendo por base um compromisso de vários aspetos de desempenho e custo.

3.2 Liga Ti-6Al-4V

A liga de Titânio Ti-6Al-4V, daqui em diante designada por Ti64, é a liga mais importante deste metal. Representou cerca de 45% de todo o Titânio exportado mundialmente na segunda metade do século XX e representa cerca de 70% de todas as ligas de Titânio fundidas, juntamente com as suas subclasses. Esta liga combina uma excelente resistência específica e excelente resistência à corrosão com uma ótima capacidade de processamento, tendo uma grande disponibilidade no mercado. Aquando da seleção de uma liga de Titânio para uma dada aplicação, esta deve ser comparada com a liga Ti64 (Donachie, 1989).

É uma liga alfa-beta, caracterizada por permitir a transformação total para beta no aquecimento, mas retornando parcialmente à fase alfa a baixas temperaturas. Estas ligas, quando corretamente tratadas, têm uma ótima combinação de resistência mecânica, ductilidade, tenacidade e resistência à corrosão, melhor que qualquer liga alfa ou beta. A conformação a frio destas ligas é limitada, mas apresenta geralmente boas características para conformação a quente (Donachie, 1989). A composição química típica da liga Ti64 pode ser consultada na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Composição química da liga de Titânio Ti64 (Donachie, 1989); (AZoM, "Titanium Alloys - Ti6Al4V Grade 5").

Liga	Quantidade máxima de impurezas [%]					Composição [%]	
	N	C	H	Fe	O	Al	V
Ti-6Al-4V	0.05	0.1	0.0125	0.3	0.2	5.5 – 6.76	3.5 – 4.5

O Alumínio é um elemento muito importante, pois oferece um melhor aumento de resistência mecânica em solução no estado sólido. O Vanádio, por sua vez, estabiliza a fase beta e melhora a conformação a quente da liga (Metallurgical Materials Science and Alloy Design, "Introduction to Titanium Alloys"). As propriedades mecânicas da liga estão diretamente relacionadas com a quantidade de impurezas presentes. Por exemplo, quanto maior a quantidade de oxigênio e azoto, maior a resistência mecânica da liga, mas menor a sua ductilidade, resistência à fratura e resistência à corrosão (Donachie, 1989).

Esta liga é geralmente utilizada em aplicações que requeiram elevada resistência mecânica, até temperaturas de cerca de 400°C (AZoM, "Titanium Alloys - Ti6Al4V Grade 5"), como aplicações aeroespaciais, reservatórios de pressão, discos de turbinas e pás de compressores. Também pode ser usada para implantes cirúrgicos graças à sua excelente biocompatibilidade, baixo módulo de elasticidade e boa resistência à fadiga (Donachie, 1989).

É principalmente utilizada no estado recozido pela dificuldade em endurecer a liga para grandes secções. Neste estado apresenta uma tensão de cedência e tensão de rotura de cerca de 830 MPa e 900 MPa, respetivamente. Pode sofrer outros tratamentos térmicos para melhorar a resistência mecânica e dureza, nomeadamente uma solubilização e envelhecimento. Apresenta, após este tratamento, valores à volta de 1100 MPa e 1170 MPa para a tensão de cedência e de rotura, respetivamente. Para esta liga, a temperatura *beta transus* é de cerca de 1000°C ± 20°C (Donachie, 1989). As principais propriedades mecânicas no estado recozido estão sumariadas na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Propriedades físicas e mecânicas típicas no estado recozido da liga Ti64 (Donachie, 1989); (AZoM, "Titanium Alloys - Ti6Al4V Grade 5").

Propriedade	Valor típico
Módulo de elasticidade [GPa]	114
Densidade [kg/m ³]	4500
Ponto de fusão [°C]	1650
Tensão de cedência [MPa]	830
Tensão de rotura [MPa]	900
Extensão [%]	10
Dureza [HRC]	36
Condutividade térmica [W/m.K]	7.0

4 Método dos elementos finitos na maquinagem

O método dos elementos finitos (MEF) foi desenvolvido a fim de obter soluções aproximadas de problemas representados através de sistemas de equações diferenciais. É uma técnica que transforma um modelo contínuo (modelo real em que cada elemento tem infinitos graus de liberdade) num modelo discreto (modelo analítico, mais simples, em que cada elemento tem um número de graus de liberdade finito). O método é comumente implementado e resulta em softwares que podem ser de índole comercial, como é o caso do DEFORM[®] 2D/3D, que será utilizado no presente estudo para simulação dos vários ensaios realizados.

Este método é largamente aceite como uma poderosa técnica para a obtenção de uma solução numérica dos mais variados problemas. No entanto, deve-se referir que a eficácia de uma análise por elementos finitos está relacionada com o quão correto é o modelo físico e as condições fronteira consideradas na análise.

Deve-se entender que um processo de maquinagem é um problema não linear, resultante da resposta não linear do material ao corte, que pode ser proveniente do seu comportamento elastoplástico (Astakhov, 1998). Para além disso, envolve não só as propriedades mecânicas da peça e ferramenta, como também as propriedades térmicas e, possivelmente, as metalúrgicas, dada a possibilidade de recristalização. Um processo de maquinagem é caracterizado por elevadas deformações (0.1 a 3), elevadas taxas de deformação (até 10^6 s^{-1}), elevadas temperaturas locais na interface ferramenta-apara (até 1000°C ou mais), e elevadas tensões de contacto locais na zona ferramenta-apara (na ordem dos 2 a 3 GPa) (Arrazola, 2010). Na criação de modelos físicos é necessário perceber a influência de cada um destes fatores no processo.

O interesse da criação de modelos que descrevam o fenómeno de maquinagem no contexto industrial prende-se essencialmente com a necessidade de previsão de parâmetros de interesse, como a vida das ferramentas e a qualidade superficial da peça maquinada, em função das condições operatórias, como os parâmetros de corte e geometria da ferramenta, sem a necessidade de incorrer em custos adicionais provenientes de ensaios e testes experimentais (Outeiro, 2017).

Apesar do desenvolvimento crescente nos algoritmos de cálculo e poder computacional, que permitiram passar da simulação bidimensional do corte ortogonal para simulações tridimensionais do corte oblíquo, este avanço não foi acompanhado pela teoria, o que significa que os problemas relacionados com o mecanismo de formação de apara e tribologia das superfícies de contacto, entre outros, ainda não estão corretamente modelados (Davim, 2008).

4.1 Formulação numérica e *softwares* de simulação

Existem duas formulações numéricas base usadas nas simulações pelo método dos elementos finitos: Lagrangiana e Euleriana. Também é possível utilizar uma formulação Lagrangiana-Euleriana Arbitrária (*ALE – Arbitrary Lagrangian-Eulerian*) para tentativa de contornar os problemas associados a cada formulação individual.

A formulação Lagrangiana é caracterizada por uma malha constituída por elementos que cobrem a região completa do sistema em análise, deformando-se com este. Por este motivo, é muito utilizada em situações onde as fronteiras estejam em constante movimento. Para a modelação de processos de maquinagem, a formulação *Lagrangiana* é a mais usada devido às constantes deformações das fronteiras do sistema em análise, sendo possível obter-se a forma final da apara em função das condições de corte introduzidas. O maior inconveniente desta formulação é a necessidade de constante regeneração da malha devido às deformações plásticas intensas, pois estas distorcem excessivamente os elementos da malha (Davim, 2008). Apesar de haver sempre a necessidade de regeneração da malha, quando em excesso pode comprometer a validade dos resultados, bem como aumentar o tempo computacional.

Na formulação Euleriana a malha é constituída por elementos fixos no espaço e que cobrem o volume de controlo, sendo as variáveis calculadas em localizações fixas no espaço à medida que o material percorre a malha. Assim, é mais usada em aplicações onde as fronteiras do corpo em análise sejam conhecidas de antemão, como no caso da conformação plástica. Quando aplicada à maquinagem, é necessário assumir inicialmente a forma final da apara, podendo apenas ser aplicada em regimes estacionários. Esta formulação evita o problema associado à regeneração da malha, característico da formulação Lagrangiana, requerendo menos poder computacional. No entanto, o seu maior inconveniente é a necessidade de assumir e manter a espessura da apara constante, bem como o comprimento de contacto e as condições de contacto entre a ferramenta e a apara (Davim, 2008). Isto implica que esta formulação não pode ser utilizada para modelação de aparas descontínuas ou segmentadas.

A formulação Lagrangiana-Euleriana Arbitrária combina as vantagens de cada formulação individual, permitindo que a malha se mova de forma independente do material, sendo o deslocamento do material definido como a soma da deslocação da malha (Euleriana) com a deslocação relativa (Lagrangiana) (Outeiro, 2017; Davim, 2008). Com esta formulação evitam-se distorções muito excessivas da malha antes da regeneração, como pode ser visto na Figura 4.1.

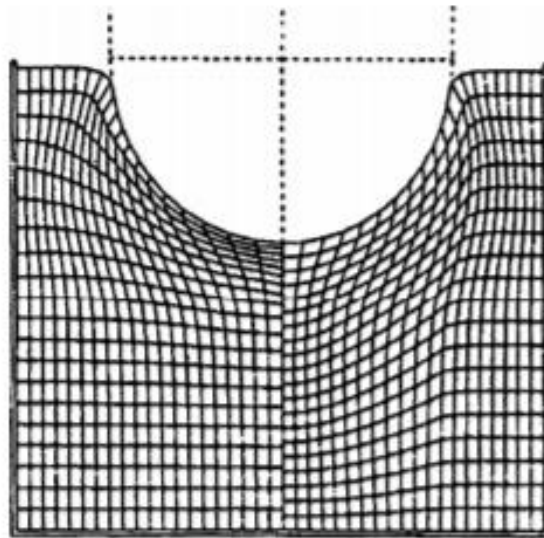


Figura 4.1 - Comparação de uma malha segundo a formulação Lagrangiana (esquerda) e a formulação ALE (direita) (Davim, 2008).

A escolha de um *software* para análise de elementos finitos deve ter em conta fatores como a facilidade de criação de um modelo, tempo e peso computacional, tipo de análise, controlo das condições, entre outros. São exemplos de programas atualmente usados para simulação de maquinagem o *DEFORM*[®] e o *AdvantEdge*TM, possuindo estes módulos específicos para a maquinagem. Outros programas mais genéricos também usados na modelação numérica de processos de corte são o *ABAQUS*TM FEA e o *ANSYS*.

O DEFORM[®] é um *software* de simulação numérica por elementos finitos disponível comercialmente, com algoritmo de integração implícito no tempo, ou seja, conta com o estado do sistema atual e no incremento seguinte para os cálculos, e formulação Lagrangiana ou ALE. Apesar da sua área de especialização ter sido inicialmente a conformação a quente, atualmente conta com módulos dedicados aos vários processos de maquinagem, bem como a processos de conformação a frio, processos de ligação e tratamentos térmicos (Deform[®], 2018). Uma das maiores vantagens em relação aos outros *softwares* é a capacidade de acomodar altas deformações frequentes na maquinagem, por regeneração da malha e controlo adaptável da malha, o que significa que serão usados mais elementos onde as taxas de deformação e valores de deformação são maiores. Também possui uma extensa biblioteca de materiais com as respetivas leis constitutivas, com a possibilidade de adição de novos materiais, e uma interface muito simples e intuitiva, o que permite uma rápida criação de modelos. Por outro lado, a regeneração da malha característica do programa aumenta significativamente o tempo e custo computacional (Gardner et al., 2005). Com este programa é possível realizar simulações de processos de maquinagem 2D, como o corte ortogonal, e 3D.

O pacote específico para maquinagem *AdvantEdgeTM*, criado pela *ThirdWave System*, possui módulos pré-programados para maquinagem 2D e 3D, pelo que os processos de cálculo estão otimizados para estes processos de fabrico. O seu algoritmo de integração no tempo é explícito, ou seja, calcula o estado do sistema no incremento seguinte com base no estado atual do sistema, e utiliza uma formulação Lagrangiana. Tal como o DEFORM[®], possui uma interface simples e intuitiva, com uma extensa biblioteca de materiais e de geometrias de ferramentas, sendo relativamente fácil a adição de novos materiais e ferramentas. No entanto oferece muito pouco controlo sobre a configuração do solucionador, o que significa que o utilizador está restrito aos controlos predefinidos (Gardner et al., 2005).

Os programas genéricos, como o *AbaqusTM*, não possuem módulos específicos para maquinagem. Geralmente permitem a escolha de um algoritmo implícito ou explícito para integração no tempo, bem como de uma formulação Lagrangiana, Euleriana ou ALE. Assim, o utilizador é forçado a definir o modelo completo, desde a ferramenta e materiais, até aos parâmetros do processo e de controlo da simulação, como as condições fronteira, o que significa que o tempo de criação do modelo é muito mais elevado que nos outros casos, exigindo um maior conhecimento na área da simulação. Por outro lado, esta generalidade do programa permite uma modelação mais livre e sem restrições de todos os constituintes do modelo. (Gardner et al., 2005).

4.2 Modelos constitutivos

O modelo constitutivo de um material é uma relação matemática entre a tensão e a deformação, usada para caracterizar o comportamento do material quando submetido a esforços. Estes modelos descrevem a tensão de cedência instantânea à qual o material começa a deformar-se plasticamente e a escoar, designada por tensão de escoamento. Como na maquinagem as deformações elásticas são muito inferiores às deformações plásticas, o material escoar plasticamente pela zona de corte. Na literatura, os modelos constitutivos são essencialmente elasto-plásticos, elasto-viscoplásticos, rígido-plásticos e rígido-viscoplásticos (Markopoulos, 2013).

Um modelo constitutivo completo deverá ter em conta os vários parâmetros que influenciam o comportamento mecânico do material aquando do corte, nomeadamente a taxa de deformação ($\dot{\epsilon}$), a deformação (ϵ), a tensão (σ) e a temperatura (T), tendo-se normalmente uma equação do tipo da Equação 4.1 (Markopoulos, 2013).

$$f(\sigma) = \sigma(\epsilon, \dot{\epsilon}, T) \quad (4.1)$$

A maior dificuldade na criação destes modelos é a falta de dados para o comportamento dos materiais nas condições extremas presentes na maquinagem. Apesar de serem aplicados ensaios dinâmicos (*Split Hopkinson Pressure Bar*, por exemplo), os resultados não são suficientes para avaliar o comportamento dos metais na maquinagem, sendo interpolados os valores para além dos obtidos experimentalmente (Markopoulos, 2013). Para além disso, são ensaios caros e difíceis de conduzir.

4.2.1 Modelo constitutivo de Johnson-Cook

Este é o modelo mais usado e aceite atualmente, daqui em diante designado por J-C. A equação é constituída por três termos: um termo elasto-plástico que representa o encruamento; um termo da viscosidade, que demonstra que a tensão de escoamento do material aumenta para altas taxas de deformação; e um termo para o efeito da temperatura. Assim, este é um modelo constitutivo termo-elasto-viscoplástico, dado pela Equação 4.2 (Markopoulos, 2013).

$$\bar{\sigma} = [A + B(\bar{\epsilon})^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (4.2)$$

Onde:

A , é a tensão de cedência do material à temperatura ambiente

$\dot{\bar{\epsilon}}_0$ é a taxa de deformação de referência

T_0 é a temperatura ambiente

T_m é a temperatura de fusão, e

B , C , n e m são constantes que dependem do material, determinadas experimentalmente

Apesar do seu uso corrente, este modelo tem alguns pontos fracos, entre eles, a sua não-aplicabilidade a todos os materiais e a falha na captura do comportamento a altas deformações (Sima e Özel, 2010). Por exemplo, a evolução da tensão com a deformação pode não obedecer à lei da potência para alguns materiais. Para além destes, um dos maiores problemas associados a este modelo é a inexistência da descrição das interações entre a deformação, taxa de deformação e temperatura que ocorrem em situações reais. De forma a ultrapassar esta limitação, foram sugeridas versões modificadas do modelo de J-C para incluir estas interações, como a Equação 4.3, onde D e p são dependentes da temperatura da peça (Arrazola et al., 2013).

$$\bar{\sigma} = [A + B(\bar{\epsilon})^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \left[D + (1 - D) \left[\tanh \left(\frac{1}{(\bar{\epsilon} + p)^r} \right) \right]^s \right] \quad (4.3)$$

4.2.2 Modelo constitutivo de Zerilli e Armstrong

O modelo constitutivo desenvolvido por Zerilli e Armstrong (1987), daqui em diante designado por Z-A, é baseado em mecanismos de deslocação, tendo em consideração a estrutura cristalina dos materiais, com formulações distintas para estruturas Cúbicas de Corpo Centrado (CCC) e Cúbicas de Faces Centradas (CFC), dadas pela Equação 4.4 e Equação 4.5, respetivamente (Markopoulos, 2013).

$$\bar{\sigma} = C_0 + C_1 \exp[-C_3 T + C_4 T \ln(\dot{\bar{\epsilon}})] + C_5 (\bar{\epsilon})^n \quad (4.4)$$

$$\bar{\sigma} = C_0 + C_2 (\bar{\epsilon})^n \exp[-C_3 T + C_4 T \ln(\dot{\bar{\epsilon}})] \quad (4.5)$$

Onde:

C_1 a C_5 e n são constantes determinadas experimentalmente

Para o caso de materiais CCC, o modelo proposto assume que o encruamento é independente da temperatura e da taxa de deformação, o que permite que o termo relativo à deformação seja independente destes dois parâmetros. É de referir que as equações apresentadas são inadequadas para representar o comportamento do material a temperaturas acima de cerca de

$0.5T_m$ e para taxas de deformação baixas, devido a fenômenos de difusão e recuperação dinâmica (Zerilli e Armstrong, 1987).

Apesar de Zerilli e Armstrong (1996) terem desenvolvido uma equação constitutiva para descrever o comportamento dos materiais com estrutura hexagonal compacta (Equação 4.6), nomeadamente para o Titânio e a sua liga Ti64, este e outros modelos existentes para estas estruturas mostram-se inadequados na captura do comportamento do material (Lennon e Ramesh, 2004). No caso desta liga, o aquecimento adiabático tem um papel importante no comportamento a altas taxas de deformação, mostrando um comportamento constitutivo semelhante ao modelo CCC (Zerilli e Armstrong, 1996).

$$\sigma = \sigma_a + B e^{-(\beta_0 - \beta_1 \ln \dot{\epsilon})T} + B_0 \sqrt{\epsilon} e^{-(\alpha_0 - \alpha_1 \ln \dot{\epsilon})T} \quad (4.6)$$

Onde

σ_a , representa a componente atômica da tensão de escoamento, e $B, \beta_0, \beta_1, B_0, \alpha_0$ e α_1 são constantes do material determinadas experimentalmente

4.2.3 Modelos constitutivos para a liga Ti-6Al-4V

Quando materiais difíceis de maquinar são considerados, como a liga Ti64, a investigação e desenvolvimento tem sido na direção de novos modelos constitutivos e diferentes estratégias de análise por elementos finitos, de forma a avaliar e a prever corretamente as variáveis térmicas e mecânicas, desgaste das ferramentas e tensões residuais (Rotella e Umbrello, 2014).

Calamaz et. al (2008) mostraram que o uso do modelo de J-C numa simulação numérica dá origem a aparas contínuas, o que não é verdade para a liga de Titânio em estudo. Nesse estudo, desenvolveram uma nova formulação matemática baseada no modelo de J-C, que denominaram TANH (Tangente Hiperbólica), de modo a incluir o efeito de amaciamento. Mais tarde, este modelo foi melhorado para que este efeito apenas fosse observado para temperaturas acima de $0.3T_m$, obtendo uma lei constitutiva capaz de prever a morfologia da apara ao longo de uma grande gama de velocidades de corte (Calamaz et al., 2010). Neste novo estudo concluíram que para velocidades de corte baixas o modelo prevê com alta precisão as forças de corte e de avanço, observando-se uma maior discrepância à medida que se aumenta a velocidade de corte devido ao aumento do desgaste da ferramenta. O uso de um modelo de desgaste e de atrito diferente poderia originar resultados mais próximos para as velocidades de corte elevadas.

Sima e Özel (2010) investigaram a aplicabilidade de alguns modelos constitutivos sugeridos para o Ti64, assumindo que a forma serrilhada da apara se deve ao corte adiabático associado ao amaciamento do material com a temperatura, ou seja, sem consideração de modelos de dano. Concluíram que a tensão de escoamento do material e a formulação numérica afetam significativamente o mecanismo de formação da apara, as forças e as temperaturas previstas, sublinhando a importância do fenómeno de diminuição de tensões sem fratura após atingirem um valor máximo, designado por amaciamento, durante a maquinagem da liga Ti64.

Liu et al. (2013) propuseram um modelo constitutivo baseado no modelo de Z-A para estruturas HC para descrever a tensão de escoamento da liga Ti64 numa gama alargada de deformações e taxas de deformação, incorporando uma função de falha do material. Com este modelo conseguiram obter erros de cerca de 1.3% na previsão das forças de corte para um dado avanço, obtendo resultados que estão numa boa vizinhança dos obtidos experimentalmente.

Rotella e Umbrello (2014) propuseram uma equação constitutiva para a modelação do comportamento da liga Ti64 durante a maquinagem a seco e a temperaturas criogénicas, que tem em conta os efeitos de recristalização dinâmica, tamanho de grão e outros fatores

microestruturais. No seu estudo, o erro obtido para as forças de corte alcançadas experimentalmente e previstas numericamente é muito baixo, variando entre -9% e 4%.

4.3 Modelos de atrito

A modelação das condições de contacto na zona de deformação secundária e zona de contacto entre a ferramenta e a peça é de tão grande importância como a modelação do comportamento do material apresentado anteriormente. Esta modelação é importante para a determinação das forças de corte, desgaste da ferramenta, qualidade da superfície maquinada e temperaturas (Markopoulos, 2013).

Apesar destas interações serem algo complicadas, muitos modelos de análise assumem um caso de atrito segundo a lei de Coulomb, onde a força de atrito é proporcional à tensão normal, segundo o coeficiente de atrito, μ . No entanto, esta equação falha para valores de tensão normal acima de um valor crítico, sendo apenas válida para valores de tensão baixos (Markopoulos, 2013).

Outro modelo de atrito é o modelo de atrito de corte (*shear friction model*). Neste modelo, o contacto é modelado usando um fator de atrito m , que pode tomar valores entre 0 e 1 e deve ser estimado para a análise numérica, e a resistência ao corte do material k (Equação 4.7). Este modelo é usado para valores altos de tensão normal (Outeiro, 2017). Uma comparação de ambos os modelos pode ser vista na Figura 4.2.

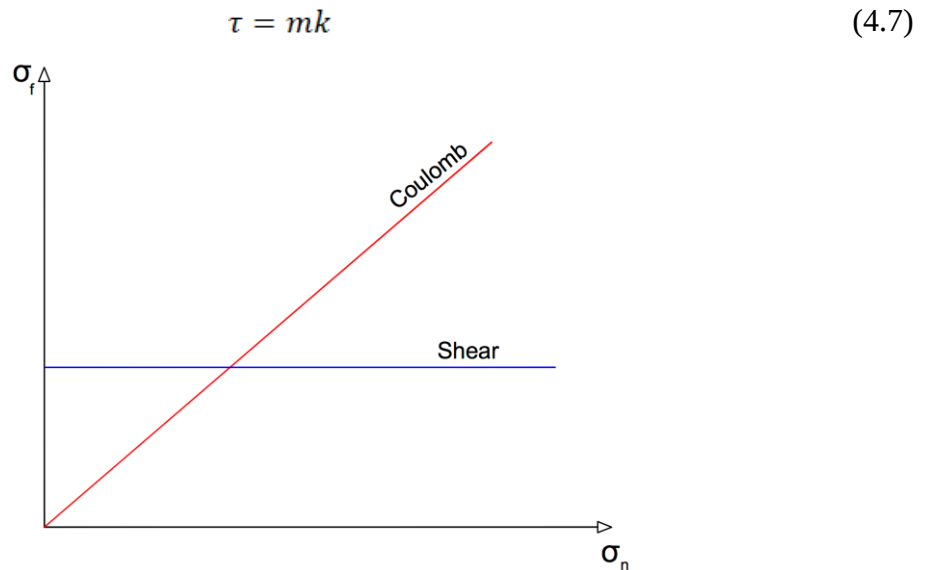


Figura 4.2 – Relação da força de atrito e força normal segundo a lei de Coulomb e o modelo de corte (Outeiro, 2017).

Da análise experimental, verifica-se que podem ser distinguidas duas zonas de contacto entre a apara e a face de ataque da ferramenta, nomeadamente uma zona de maior adesão (*sticking region*) e uma zona de menor adesão ou deslizamento (*sliding region*). Tendo isto em conta, Zorev desenvolveu um modelo de atrito definindo uma zona de transição a uma distância l_p da aresta de corte, que separa estas duas zonas (Equação 4.8). Perto da aresta de corte, na zona de maior adesão onde ocorre contacto plástico, a tensão de corte é igual à resistência ao corte do material, k , enquanto que na zona de deslizamento, onde ocorre contacto elástico, esta segue a lei de Coulomb (Arrazola et al., 2013; Markopoulos, 2013). Com este modelo, a força normal é máxima na aresta da ferramenta, decrescendo gradualmente para zero, onde a apara se separa da ferramenta, como ilustrado na Figura 4.3.

$$\tau = \begin{cases} k, & \text{se } \mu\sigma \geq mk \text{ e } 0 < x \leq l_p \\ \mu\sigma, & \text{se } \mu\sigma < mk \text{ e } l_p < x \leq l_c \end{cases} \quad (4.8)$$

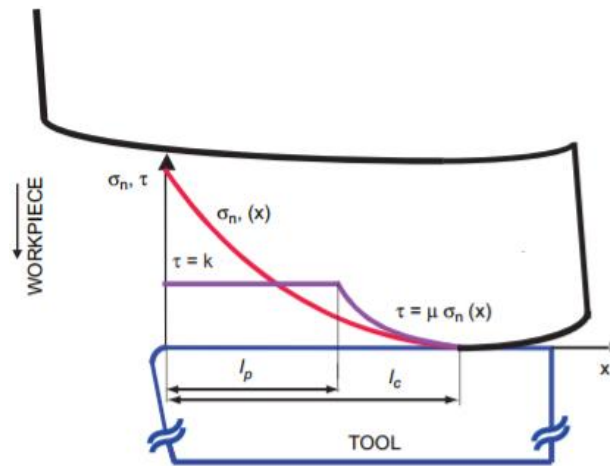


Figura 4.3 – Distribuição das forças de contacto proposta por Zorev (Arrazola, 2010).

A avaliação dos modelos de atrito tem sido o alvo de muitas publicações, verificando-se que se obtêm os melhores resultados quando se usam modelos com tensão de corte variável e coeficiente de atrito. Para além disso, concluiu-se que a escolha de um modelo de atrito influencia mais a força de avanço do que a força de corte, tendo grande peso nos resultados térmicos (Markopoulos, 2013). Tanto o modelo de atrito de Coulomb, como o modelo de atrito de corte e modelos de atrito híbridos estão implementados no DEFORM[®].

4.4 Modelos de dano

Durante um processo de maquinagem, ocorrem fenómenos de rotura ou falha do material aquando da separação da apar, associados a um estado complexo de tensão, envolvendo esforços de compressão, tração e corte. É geralmente aceite que em materiais dúcteis a formação da apar apenas envolve deformação plástica sem fratura. O mesmo não é verdade na maquinagem de materiais que dão origem a aparas segmentadas ou descontínuas, sendo necessários critérios de dano para estes casos (Arrazola et al., 2013; Markopoulos, 2013).

Existem duas categorias principais para os critérios de separação: geométricos e físicos. Os critérios geométricos baseiam-se em distâncias internodais, ocorrendo separação quando esta distância é menor que um certo valor crítico, como ilustrado na Figura 4.4. Apesar da facilidade de controlo e uso dos critérios geométricos, definições de valores críticos diferentes originam distribuições de deformações plástica diferentes, sendo este valor crítico normalmente encontrado por tentativa e erro. Os critérios físicos utilizam variáveis físicas para indicar a separação, como a deformação plástica e a tensão, ocorrendo quando o valor da variável definida no elemento imediatamente à frente da ponta da ferramenta é maior que o valor crítico selecionado. A grande desvantagem deste critério é que a separação nodal poderá propagar-se mais rapidamente que a velocidade de corte, abrindo a malha à frente da ferramenta de corte (Huang e Black, 1996; Markopoulos, 2013; Thean, 1998).

No estudo realizado por Huang e Black (1996), os autores concluíram que o tipo de critério usado não influencia a geometria da apar ou as distribuições de tensão e deformação. No entanto, recomendam o uso de um algoritmo que combine um critério físico e geométrico caso se queira modelar o processo de maquinagem inteiro, uma vez que nenhum dos critérios simula corretamente o começo do processo.

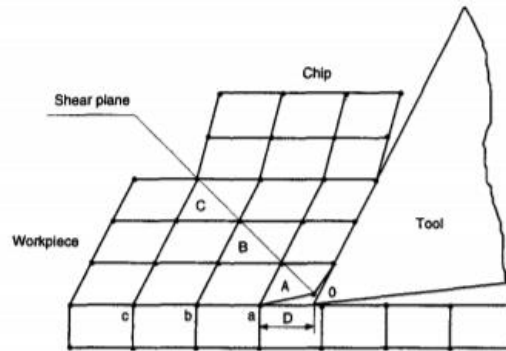


Figura 4.4 – Critério geométrico para separação da apara (Huang e Black, 1996).

As duas técnicas principais para modelação da separação da apara são as designadas por “corte nodal” (*node-splitting*) e “eliminação de elementos” (*element deletion*) (Markopoulos, 2013). Para além da necessidade de predefinição de uma trajetória de fratura necessário a ambas as técnicas, a separação por eliminação de elementos envolve uma camada de sacrifício, o que resulta numa perda de volume da peça a trabalhar. Com o aumento da capacidade de processamento dos computadores, técnicas de regeneração da malha têm sido implementadas, trazendo as desvantagens de serem mais morosas e passíveis de erros induzidos pelas interpolações (Outeiro, 2017).

Para a modelação correta de fenómenos de fratura, como ocorre no caso de aparas segmentadas, é necessário definir um modelo de dano apropriado. O dano pode ser entendido como uma degradação das propriedades elásticas do material associado a uma queda de tensões, afetando a resposta do material como ilustrado na Figura 4.5. Nesta, a curva ABC corresponde à resposta do material sem ocorrência de dano, verificando-se a iniciação do dano no ponto B, levando a uma queda progressiva de tensões, até à rotura total.

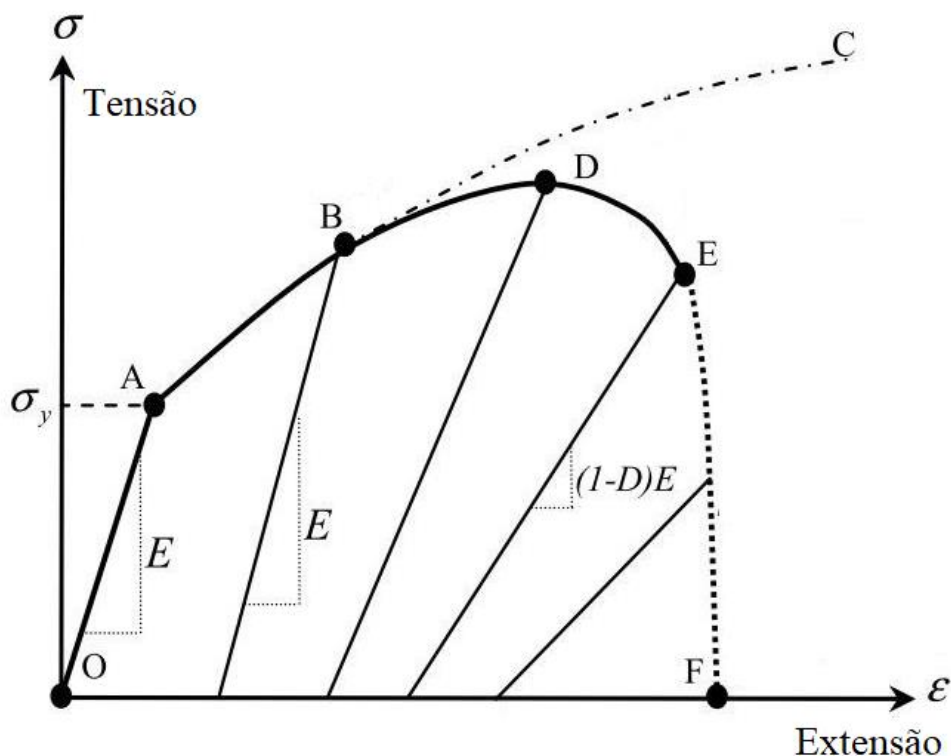


Figura 4.5 – Curva de tensão-extensão para um material dúctil, adaptado de Mabrouki et al. (2016).

De uma maneira geral, os materiais metálicos sofrem rutura através de mecanismos de fratura dúctil ou mecanismos de fratura associados a esforços de corte, podendo esta rutura ser causada por uma combinação de ambos os mecanismos. O mecanismo de fratura dúctil está associado à formação, crescimento e coalescência de vazios microscópicos. A taxa de crescimento destes vazios pode depender de um único fator ou da combinação de vários fatores, como a deformação plástica, a tensão, a temperatura, a taxa de deformação e a triaxialidade. A triaxialidade, η , definida como o quociente entre a tensão hidrostática e a tensão equivalente de Von Mises, apresentada na Equação 4.9, é um dos fatores mais importantes que controla a iniciação da fratura, juntamente com a deformação plástica de fratura, ε_f (Abushawashi, 2013). A Figura 4.6 ilustra uma curva típica da deformação plástica em função da triaxialidade, designada por locus de fratura. O valor de transição η_T é geralmente 1/3, mas pode variar consoante o material.

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \quad (4.9)$$

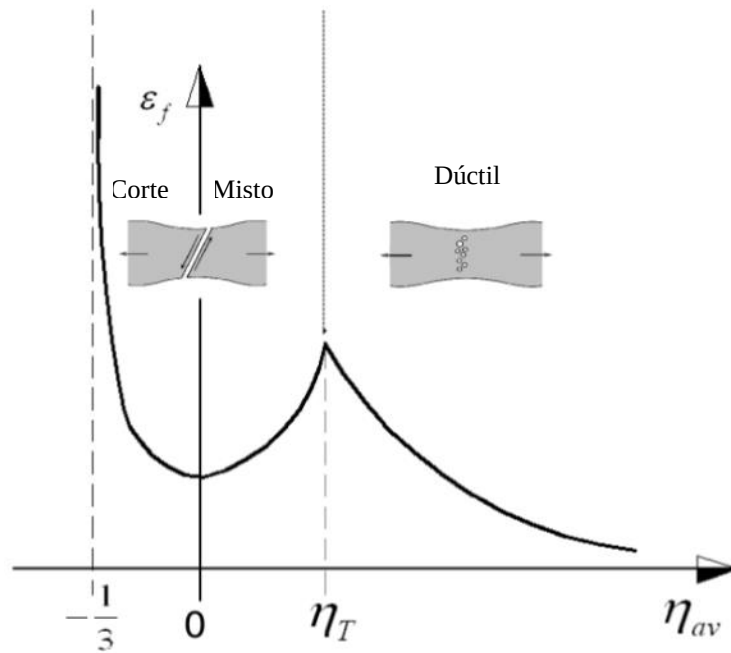


Figura 4.6 – Locus típico de fratura, adaptado de (Viganò et al., 2010).

Juntamente com o designado ângulo de Lode normalizado, $\bar{\theta}$, que varia entre -1 e 1, estes dois parâmetros são capazes de caracterizar todos os estados de tensão. Tem-se tração pura para um ângulo de 1, compressão pura para um ângulo de -1, e corte puro para um ângulo de 0, como mostrado na Figura 4.7. Este ângulo está relacionado com o parâmetro desviatório de estado, ξ , que por sua vez se relaciona com o terceiro invariante de tensão, J_3 , através da Equação 4.10, sendo a sua normalização definida pela Equação 4.11 (Abushawashi, 2013).

$$\xi = \frac{27}{2} \frac{J_3}{\bar{\sigma}^3} = \cos(3\theta) \quad (4.10)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} \quad (4.11)$$

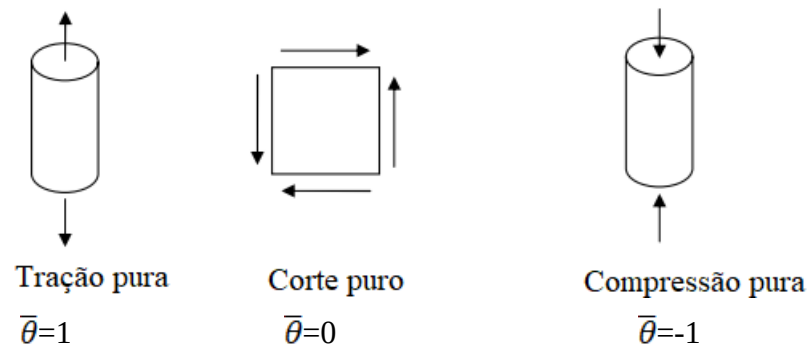


Figura 4.7 – Ilustração dos vários estados de tensão caracterizados pelo ângulo de Lode, adaptado de (da Silva, 2016).

Dada a grande complexidade do processo de fratura, vários modelos têm sido definidos ao longo dos anos, baseados em diversas hipóteses. De seguida serão brevemente apresentados os modelos mais comuns na modelação de fratura de material, com a finalidade de simulação de fratura durante um processo de maquinagem.

4.4.1 Modelo de dano de Johnson-Cook

O modelo proposto por Johnson e Cook, baseado na deformação até à fratura, é geralmente usado para simulação de formação de aparas segmentadas, uma vez que tem em conta o efeito da temperatura e da taxa de deformação. Com este modelo, a iniciação dá-se segundo o modelo de dano de Johnson-Cook (Equação 4.12) e a propagação segue segundo o modo II de fratura (corte planar, ilustrado na Figura 4.8) (Arrazola et al., 2013; Outeiro, 2017).

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp \left(D_3 \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \right) \right] \left[1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right) \right] \quad (4.12)$$

Onde:

D_1 a D_5 são constantes de propriedades de fratura do material, e σ_m é a tensão hidrostática

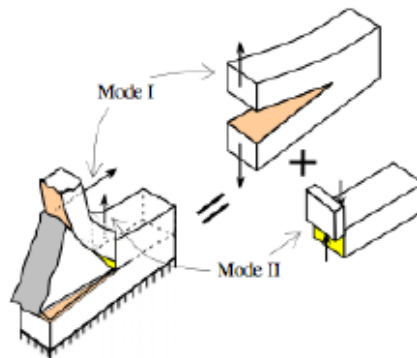


Figura 4.8 – Propagação da fratura na criação de aparas segmentadas como uma combinação de modo I e II de fratura (Outeiro, 2017).

A maior desvantagem deste modelo é apenas ser aplicável para estados de triaxialidade superiores ao valor de transição da triaxialidade, η_T (Figura 4.6), obtendo-se deformações de fratura muito sobre-estimadas nos casos onde a fratura é dominada pelo corte (Viganò et al., 2010).

4.4.2 Modelo de Rice e Tracey

Rice e Tracey (R&T) investigaram o efeito da triaxialidade no crescimento e coalescência dos micro vazios idealmente esféricos e cilíndricos, concluindo que este efeito é amplificado segundo um fator exponencial do parâmetro da triaxialidade. Determinaram assim um raio crítico dos vazios que conduz à fratura do material, estando a taxa de crescimento relacionado com a triaxialidade e o historial da deformação segundo a Equação 4.13 (Chaouadi et al., 1994).

$$D_{RT} = \ln \left(\frac{R}{R_0} \right) = \int_0^{\varepsilon_f} \alpha \cdot \exp \left(\frac{3}{2} \eta \right) d\bar{\varepsilon} \quad (4.13)$$

Onde

R , é o raio médio atual dos vazios
 R_0 , é o raio inicial dos vazios, e
 α , é uma constante do material

Este modelo serviu de base a vários outros modelos de fratura dúctil existentes na literatura, mas apenas pode ser utilizado onde a fratura é dominada por mecanismos de fratura dúctil. Assim, o modelo apresentado pela Equação 4.13 apenas é válido para estados de triaxialidade muito elevada ($\eta > 3$). Para os casos com triaxialidade abaixo deste valor e acima de η_T deve-se utilizar o modelo da Equação 4.14. Neste caso, a fratura iniciará quando o integral ultrapassar o valor do índice crítico de crescimento dos vazios (VGI_{cr}), e β é uma constante do material que deve ser calibrado para cada caso (Kiran e Khandelwal, 2013).

$$\int_0^{\varepsilon_f} \exp(\beta \cdot \eta) d\bar{\varepsilon} \geq VGI_{cr} \quad (4.14)$$

4.4.3 Modelo de Cockcroft e Latham

Outro modelo muito usado é o de Cockcroft e Latham (C&L). Estes propuseram um critério de dano energético, afirmando que a fratura do material começa quando o valor crítico de dano, D , é igualado pelo integral da componente maior da tensão principal ao longo da trajetória da deformação plástica (Equação 4.15) (Arrazola et al., 2013). Nesta equação, D é uma constante do material, $\bar{\varepsilon}_f$ é a deformação efetiva de fratura e σ_1 é a tensão principal máxima.

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma_1 d\bar{\varepsilon} \quad (4.15)$$

Este modelo foi mais tarde modificado através da normalização da tensão principal máxima pela tensão equivalente de Von Mises, resultando na Equação 4.16. Uma grande vantagem deste modelo é basear-se apenas numa constante, podendo assim ser calibrado por ensaios de tração, compressão ou corte. Segundo Viganò et al. (2010), a evolução deste modelo e outros modelos baseados na energia de deformação, conseguem prever com boa precisão o comportamento da deformação de fratura para triaxialidades negativas.

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} \quad (4.16)$$

5 Procedimento experimental para caracterização do comportamento mecânico do material incluindo em condições de corte ortogonal

Com o objetivo de caracterizar o comportamento mecânico e identificar os parâmetros das leis constitutivas da liga Ti64 foram realizados diversos tipos de ensaios mecânicos. Ensaios de compressão com provetes cilíndricos foram conduzidos com o intuito de definir um modelo constitutivo do material, recorrendo ao primeiro termo da equação de Johnson-Cook (quase-estático e a temperatura ambiente). Os ensaios com a geometria de provete Astakhov (apresentada no Subcapítulo 5.1.2) permitem não só validar o modelo definido anteriormente, avaliar o modelo de plasticidade para carregamentos envolvendo outros níveis de triaxialidade e parâmetros de Lode típicos da maquinagem com arranque de aparta, mas também avaliar modelos de dano capazes de prever a iniciação da fratura do material. Também foram realizados ensaios de corte ortogonal instrumentados, usando ferramentas em PCD sem quebra-aparas, que permitem avaliar os esforços de corte, estimar o coeficiente de atrito, assim como obter resultados de pressões específicas de corte e temperatura, para diversas combinações de parâmetros de corte e geometria da ferramenta (ex: diferentes ângulos de ataque). Estes ensaios também servirão para avaliação da maquinabilidade da liga de Titânio Ti64 recorrendo a ferramentas em PCD.

O material de trabalho foi um varão circular de 50 mm de diâmetro e 714 mm de comprimento da liga Ti64, com dureza de 36 HRC, fornecido no estado recozido. Todos os provetes testados foram extraídos deste varão, de forma explicada nos subcapítulos correspondentes e apresentados de seguida, sendo os ensaios de corte ortogonal realizados no comprimento de material restante. As propriedades de referência desta liga podem ser consultadas na Tabela 3.4.

5.1 Ensaios mecânicos de compressão

5.1.1 Ensaios de compressão de provetes cilíndricos

Para a realização dos ensaios de compressão uniaxiais quase-estáticos de provetes cilíndricos prepararam-se 3 provetes de 6 mm de diâmetro por 6 mm de comprimento. A obtenção destes provetes, após criação do desenho de definição, passou por uma série de passos, descritos na Figura 5.1.



Figura 5.1 – Sequência de processos para a obtenção dos provetes cilíndricos φ6x6.

A sobreesspessura deixada com o corte por eletroerosão por fio para remoção por retificação visa minimizar ao máximo a presença da camada branca, característica deste processo, e outras zonas com mudanças metalúrgicas, permitindo assim testar apenas o material base. Os cilindros foram cortados inicialmente com 25 mm de comprimento pois tentou-se aproveitar ao máximo o material, usando as sobras do corte dos provetes com a geometria Astakhov, tal como ilustrado na Figura 5.2. Recorrendo à retificação garantiu-se que o rácio altura-diâmetro era o mais próximo possível de 1, evitando assim problemas relacionados com encurvadura. Se se verificasse encurvadura, o provete entraria num estado de tensão mais complexo desviando do uniaxial.

Estes ensaios de compressão foram realizados em regime quase-estático na FEUP, no Laboratório de Ensaios Tecnológicos (LET) do Departamento de Engenharia Mecânica (DEMec), na máquina de ensaios servo-hidráulica MTS com 100 kN de capacidade. Estes ensaios foram realizados a uma taxa de extensão constante de 0.01 s^{-1} , aplicando na placa inferior uma velocidade variável de acordo com o resultado pretendido.

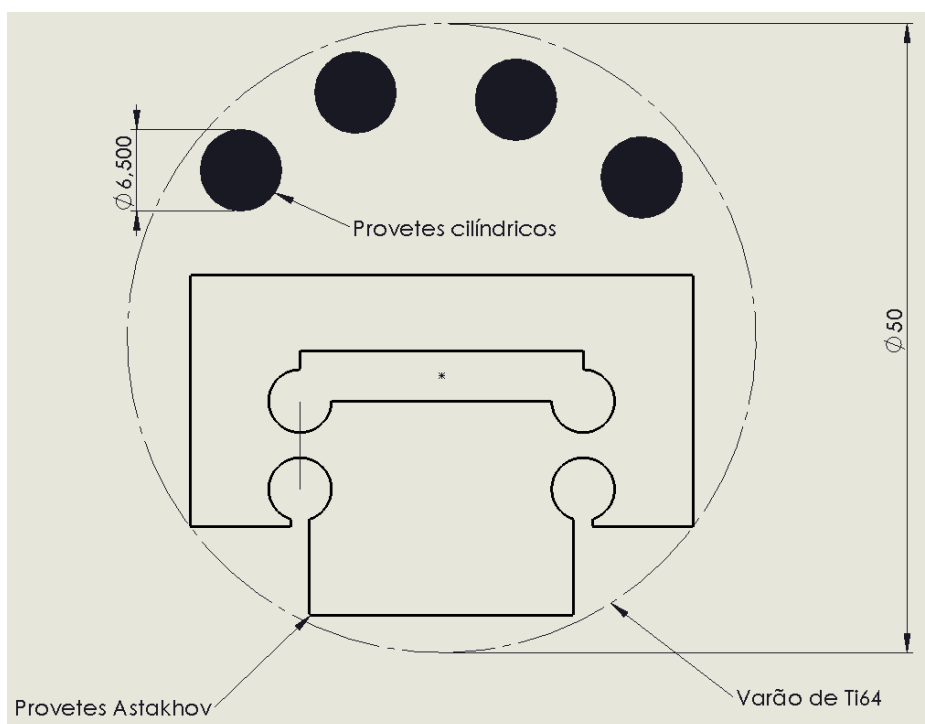


Figura 5.2 – Local de extração dos provetes cilíndricos e de Astakhov, na secção do varão.

5.1.2 Ensaios de provetes com geometria Astakhov

A geometria de provete duplamente entalhado proposta por Abushawashi (2013), denominado neste projeto por provetes/geometria Astakhov, e os provetes adaptados desta geometria para os ensaios estão ilustrados na Figura 5.3. A alteração do ângulo de pressão (ângulo entre os centros dos furos) influenciará o tipo de estado de tensão obtido no ensaio, obtendo-se corte puro para um ângulo de pressão de 90° , tração combinada com corte para ângulos acima de 90° e compressão combinada com corte para ângulos abaixo de 90° . A espessura dos provetes é de 25 mm, com uma espessura nominal de ligamento entre furos de 2 mm. O local de extração destes provetes está ilustrado anteriormente na Figura 5.2.

Para o presente estudo, pretendeu-se obter regimes de corte puro, de tração combinada com corte, e de compressão combinada com corte, realizando-se 2 repetições por ensaio. Assim, foram necessários 6 provetes. Optou-se pelos ângulos de pressão de 60° , 90° e 120° , que serão designados, daqui em diante, por A60, A90 e A120, respetivamente.

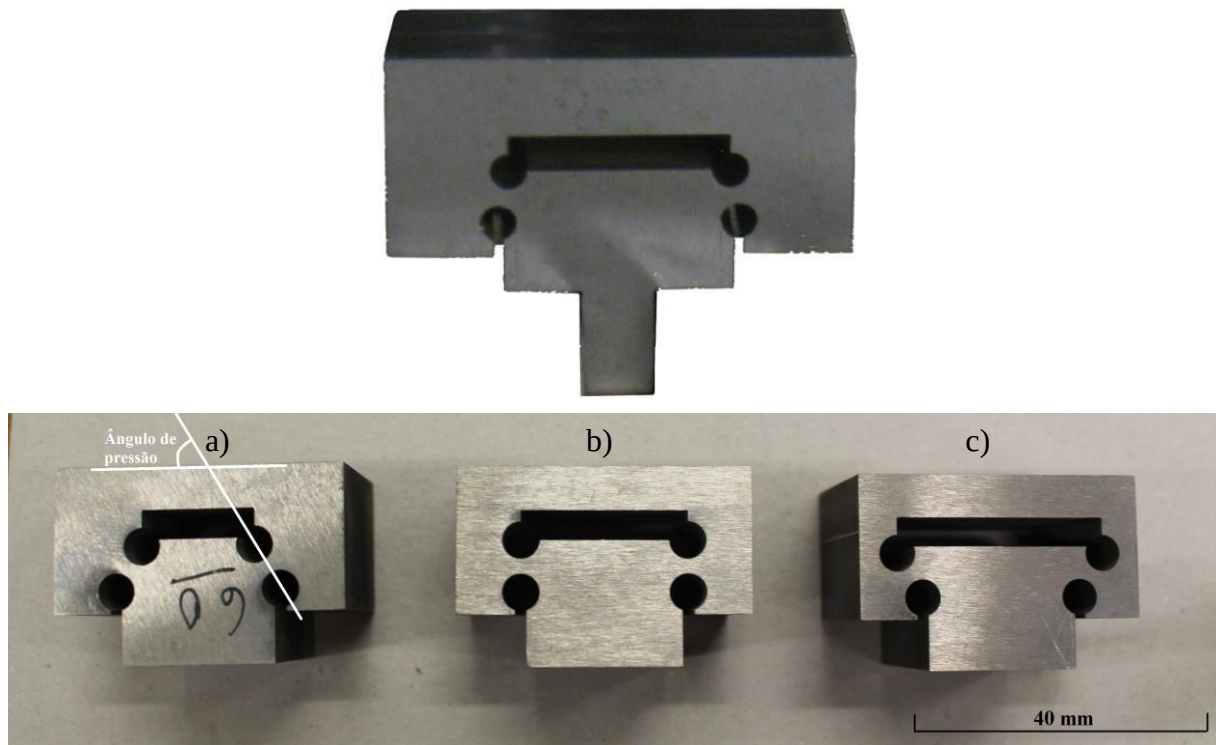


Figura 5.3 - Provete com geometria Astakhov com um ângulo de pressão de 60° , proposto por Abushawashi (2013) (cima), e provetes fabricados para os ensaios do presente trabalho (baixo), (a) A60, (b) A90 e (c) A120.

Os desenhos de definição dos vários provetes com geometria Astakhov podem ser consultados no Anexo A, cujas dimensões foram adaptadas do trabalho de Abushwashi (2013). Estes provetes foram obtidos por eletroerosão por fio do mesmo varão de material utilizado nos ensaios de corte ortogonal. A sequência de processos para o fabrico destes provetes, após a criação dos desenhos de definição, é mostrada na Figura 5.4.

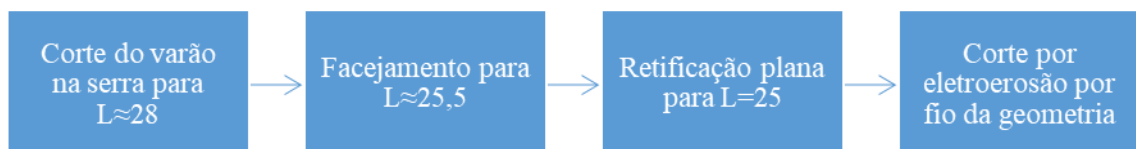


Figura 5.4 – Sequência de operações para o fabrico dos provetes com geometria Astakhov.

Estes ensaios foram realizados na FEUP, recorrendo à mesma máquina utilizada para os ensaios de compressão de provetes cilíndricos quase-estáticos, com uma velocidade constante de 0.01 mm/s, e com recurso à técnica de Correlação Digital de Imagem, daqui por diante designada por CDI. Este é um método de análise ótico para medição de deslocamentos e deformações, que funciona por comparação de imagens digitais em diferentes etapas de deformação em relação ao estado inicial, sendo possível obter campos de deformação 2D e 3D. Para utilização da CDI, a superfície de interesse deve ter uma textura que permita a comparação das várias imagens no pós-processamento (Silva et al., 2017). No presente trabalho, a textura foi criada recorrendo a um aerógrafo Iwata Custom Micron CM-B. Pintou-se primeiro uma camada de tinta branca, seguida por uma distribuição de tinta negra recorrendo ao aerógrafo, com o aspeto final típico mostrado na Figura 5.5. Utilizou-se o sistema CDI ARAMIS 2D da GOM, com uma câmara com lente Nikon 200mm f/4 ED-IF AF Micro-Nikkor, abertura f/16 e 10 ms de tempo de exposição tirando-se uma fotografia por segundo. Escolheu-se uma janela de correção de 15×15 pixels², com sobreposição de 2

pixéis entre janelas de correlação adjacentes. Esta combinação de condições aparenta ser a que apresenta melhor compromisso entre resolução espacial e precisão (Xavier et al., 2012). A montagem experimental pode ser vista na Figura 5.6. As observações foram realizadas sobre uma área rectangular que incidiu num dos ligamentos do provete, incluindo os furos correspondentes, tirando partido da simetria do ensaio.

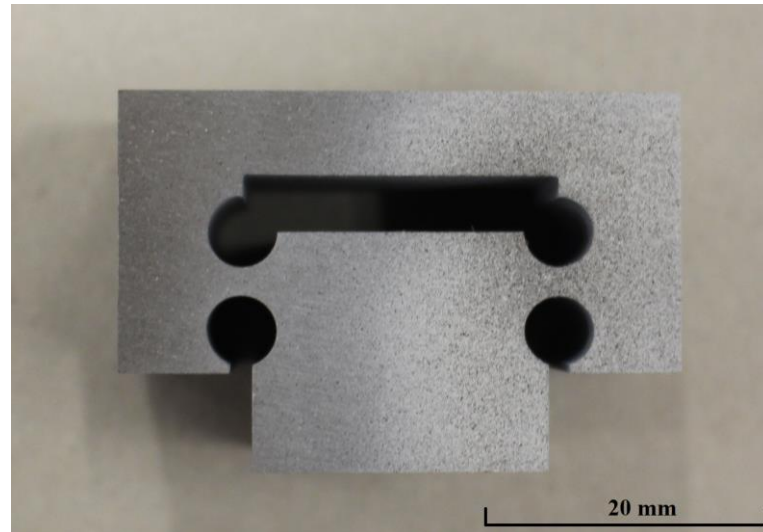


Figura 5.5 – Textura (*speckle*) da superfície criada na região de interesse.

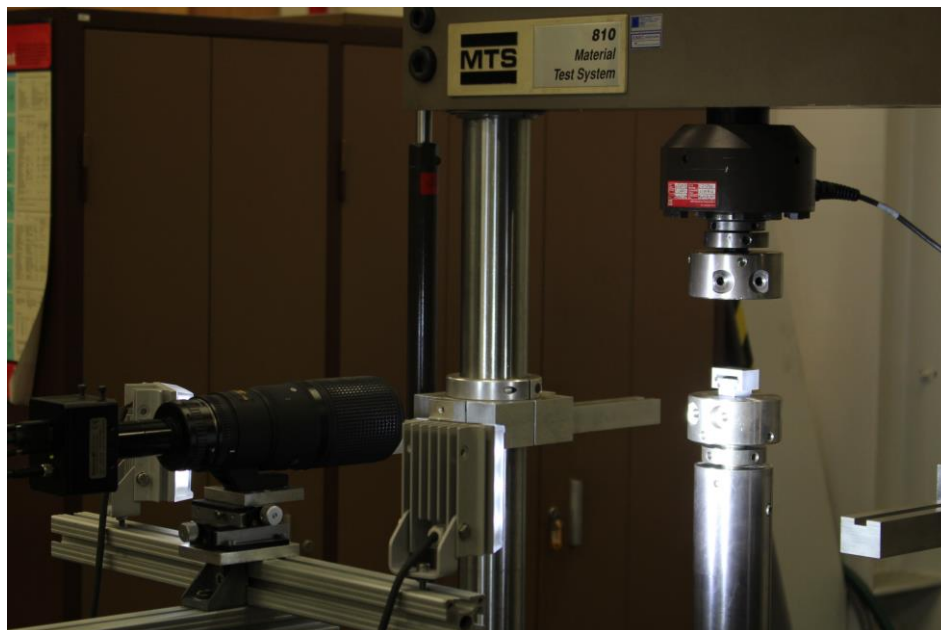


Figura 5.6 – Montagem experimental para os ensaios de compressão dos provetes com a geometria Astakhov. Monitorização com CDI ARAMIS 2D da GOM, com uma câmara com lente Nikon 200mm f/4 ED-IF AF Micro-Nikkor, abertura f/16 e 10 ms.

5.2 Ensaios de corte ortogonal

Testes de corte ortogonal foram realizados com avanço radial, como proposto por Outeiro et al. (2006) e ilustrado na Figura 5.7, num torno CNC Okuma LB3000 EX-II, com 22 kW de potência, velocidade máxima de 5000 rpm e controlador Okuma OSP-P300L. Para tal, sangraram-se canais intercalados de 4 mm até uma profundidade de 12.5 mm, com 3 mm de largura, sendo o ensaio ortogonal realizado até 10 mm de profundidade, como ilustrado na Figura 5.8.

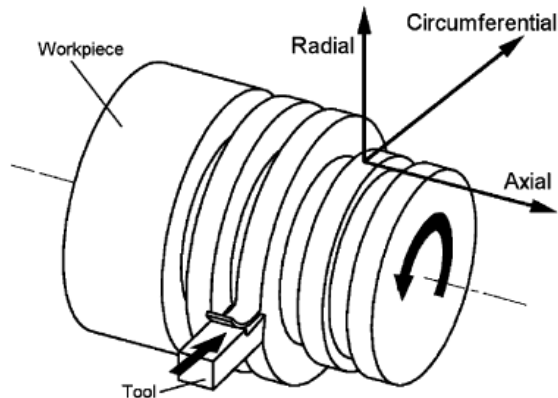


Figura 5.7 – Configuração dos ensaios de corte ortogonal em torno adotados neste estudo (Outeiro et al., 2006).

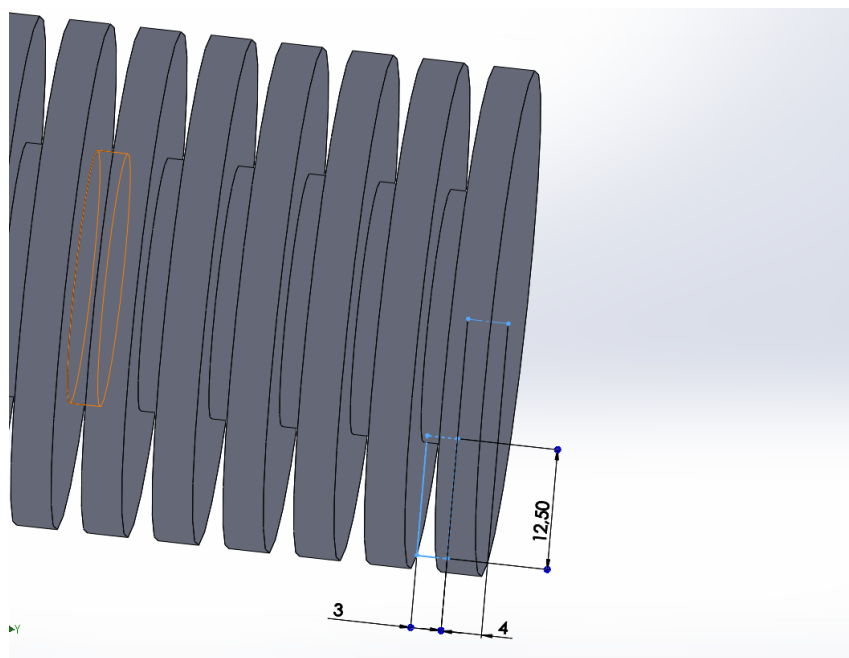


Figura 5.8 – Preparação do varão para os ensaios de corte.

Os ensaios de corte foram efetuados com pastilhas em metal duro com ponta em PCD, tamanho de grão de $6\ \mu\text{m}$ e 6-7% de Co correspondente ao grau PDP410 da Palbit, e com a microestrutura apresentada na Figura 5.9. Este grau de PCD é recomendado para aplicações gerais e acabamentos finos de superfície de ligas de alumínio/silício (<14%), compósitos de grafite, compósitos de madeira, ligas de cobre e ligas de Titânio. As pastilhas de corte utilizadas foram fornecidas pela Palbit S.A., com a designação *GP0500D040-N02-MM*, onde se abriram rasgos e brasaram as pontas em PCD. O procedimento para obtenção das ferramentas de corte está ilustrado no organograma da Figura 5.10, com as dimensões finais mostradas na Figura 5.11. No final de todas as operações, obtiveram-se 7 pastilhas com ângulo de ataque de 0° , 4 pastilhas com ângulo de ataque de 5° , e 6 pastilhas com ângulo de ataque de 10° .

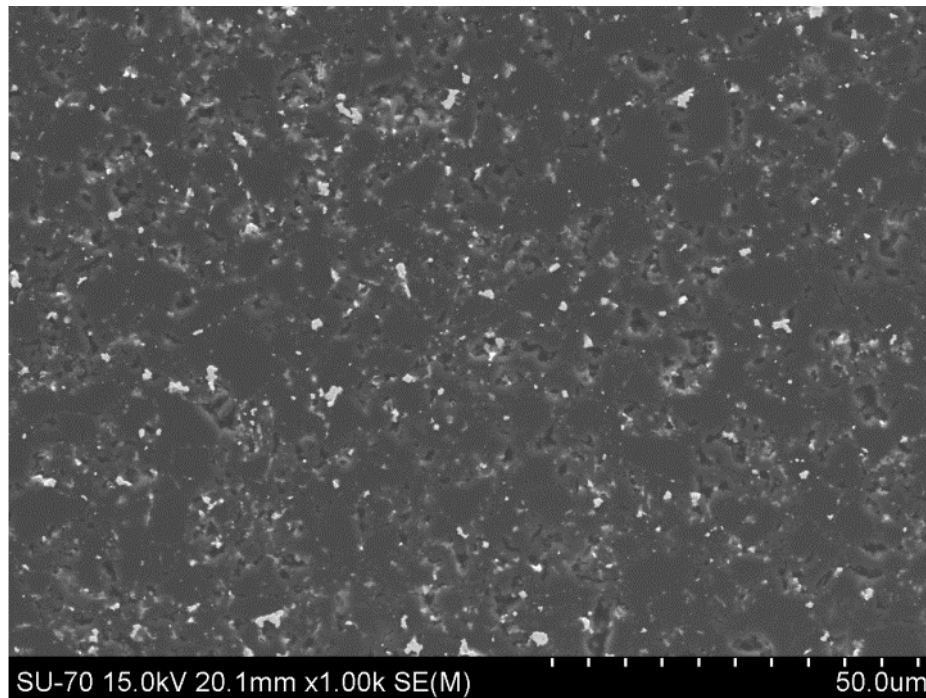


Figura 5.9 – Microestrutura do PCD utilizado nos ensaios de corte, classe da PALBIT PDP410: tamanho médio do grão de diamante de 6 µm (zonas pretas) e 6-7% de Co (zonas brancas).

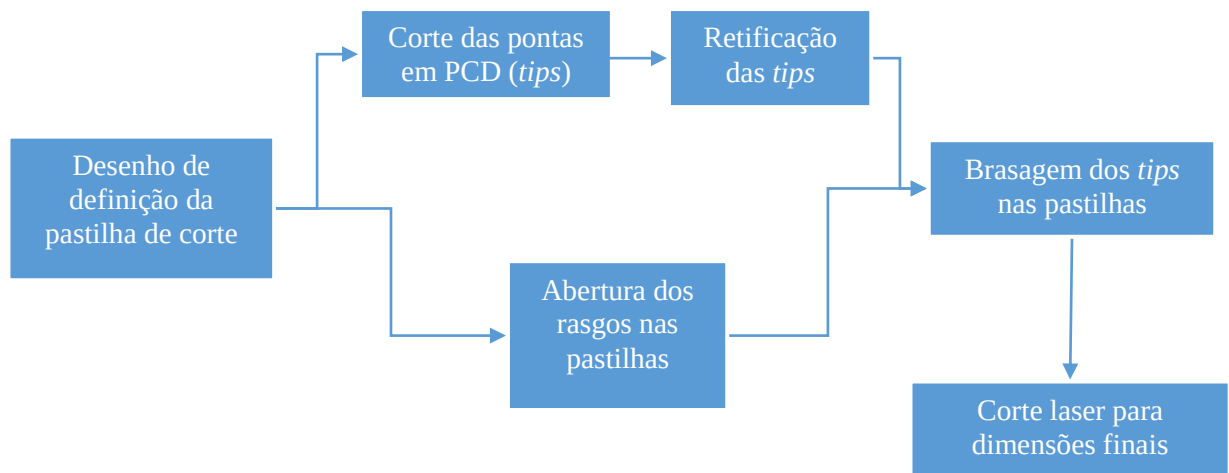


Figura 5.10 – Sequência de processos para obtenção das pastilhas de corte

Os parâmetros de corte que se variaram foram a velocidade de corte, v , o avanço, f , e o ângulo de ataque da ferramenta, α , escolhendo-se 3 valores para cada um e repetindo uma vez cada ensaio (dois ensaios por condição), o que perfazeu um total de 54 ensaios (fatorial completo com 2 repetições). A escolha destes parâmetros passou por uma pesquisa bibliográfica e consulta de alguns catálogos de fornecedores de ferramentas (Outeiro et al., 2006; Soler et al., 2015; Sun et al., 2015), decidindo-se pelos valores apresentados na Tabela 5.1. Apesar de Olofson et al. (1965) contraindicarem a maquinagem a seco deste material em operações de acabamento ou semi-acabamento, os ensaios do presente trabalho foram realizados sem uso de fluido de corte para limitar as variáveis a introduzir no modelo numérico. A aresta de corte é tomada como sendo perfeitamente afiada, ou seja, com um raio de gume nulo. A matriz de ensaios pode ser consultada na Tabela A.1 do Anexo A.

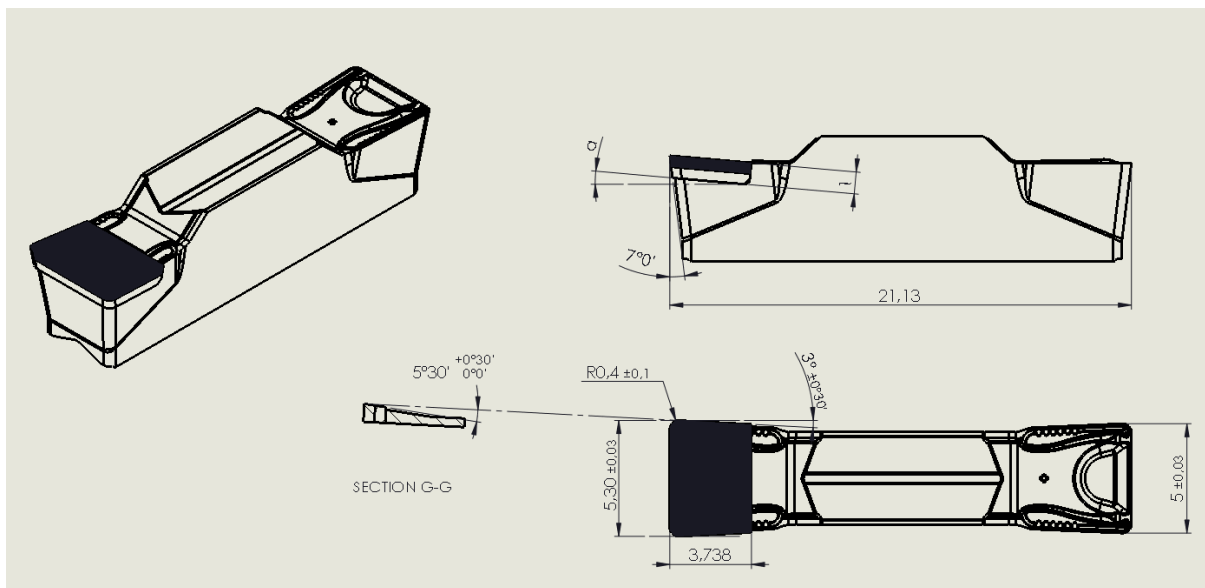


Figura 5.11 – Geometria e dimensões das pastilhas de corte usadas, para o caso de $\alpha=5^\circ$.

Tabela 5.1 – Parâmetros de corte e geometria da ferramenta para os ensaios de corte.

Velocidade de corte [m/min]	Avanço [mm/rot]	Ângulo de ataque [°]	Ângulo de saída [°]	Largura de corte [mm]
60, 80, 100	0.05, 0.1, 0.15	0, 5, 10	7	4

Para medição de forças utilizou-se um dinamômetro piezoelétrico *Kistler 9129AD*, com suporte para fixação de ferramenta tipo *9129AE25*, ligado a um amplificador de carga multicanal *Kistler 5070A*, e uma placa de aquisição de dados *EDAM-8017*. O programa para a aquisição de dados foi especialmente desenvolvido para a aplicação em causa. Apesar de ser relativamente baixa para os ensaios realizados, utilizou-se uma taxa de aquisição de 10 Hz, estando esta taxa limitada pela capacidade de processamento do computador utilizado.

Para medição de temperaturas utilizou-se um termopar tipo K (Níquel-Crômio/Níquel-Alumínio) com 1 mm de diâmetro de sonda inserido num furo previamente aberto no ferro de sangrar usado nos ensaios, a cerca de 3.5 mm da aresta de corte. Deste modo, a sonda do termopar irá assentar na base da pastilha de carboneto, tal como ilustrado na Figura 5.12, pelo que as temperaturas medidas não serão exatamente as geradas na zona de corte. No entanto, dada a excelente condutividade térmica do PCD e do metal duro, espera-se que as medições estejam próximas das temperaturas geradas na aresta de corte. A aquisição de dados foi feita com uma placa de oito canais *Advantech USB-4718* e software *LabView* da *National Instruments*. Usou-se uma taxa de aquisição de 4 Hz. Toda a montagem experimental pode ser vista na Figura 5.13.

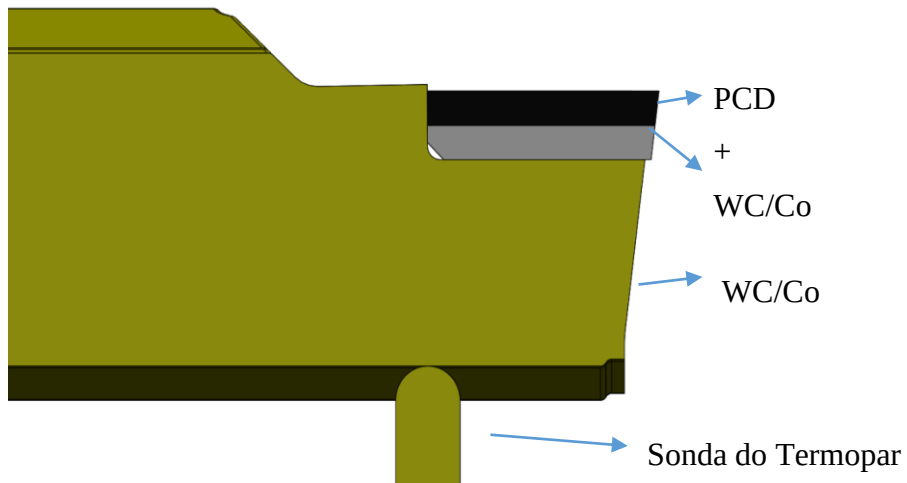


Figura 5.12 – Posicionamento da sonda do termopar em relação à pastilha de corte.

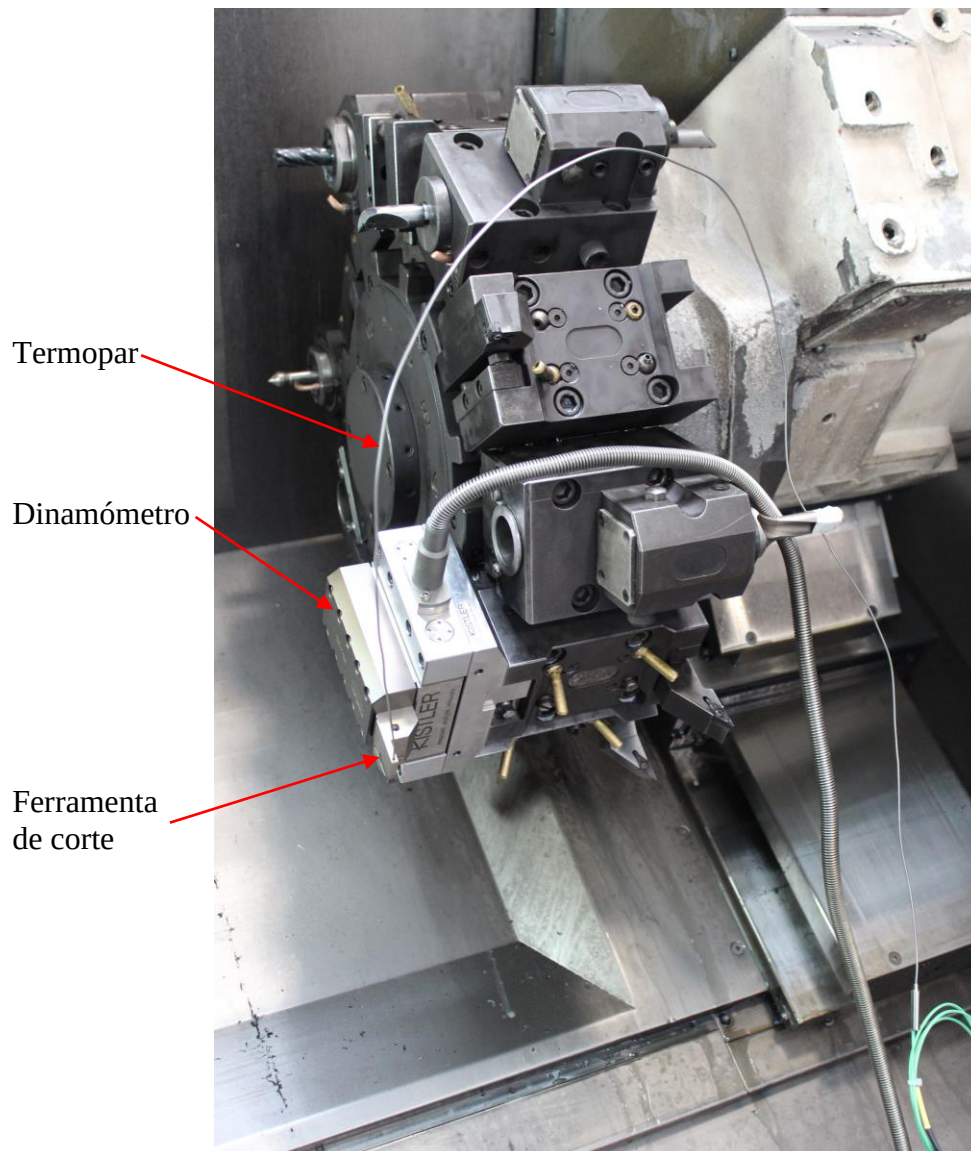


Figura 5.13 – Montagem experimental para os ensaios de corte ortogonal. Torno OKUMA LB3000; Dinamômetro piezoelétrico Kistler 9129AD, com suporte 9129AE25; termopar tipo K.

6 Análise e discussão dos resultados

Os resultados dos ensaios de compressão com provetes cilíndricos em condições quase-estáticas e temperatura ambiente, dos ensaios dos provetes Astakhov, e dos ensaios de corte ortogonal, serão apresentados e analisados neste capítulo, juntamente com respetiva discussão.

6.1 Ensaios mecânicos de caracterização do material em regime quasi-estático

6.1.1 Ensaios de compressão de provetes cilíndricos

A Figura 6.1 mostra o estado final dos provetes cilíndricos, após os ensaios de compressão quase-estáticos. Nota-se uma fratura clara a cerca de 45° em cada um deles. As dimensões finais dos provetes podem ser consultadas na Tabela 6.1. O diâmetro final foi medido na direção do provete que não sofreu deslocamento devido à fratura. As eventuais não-linearidades no contacto entre os provetes e as placas de compressão e a rigidez da própria máquina, obrigaram a um processamento dos registos dos ensaios de modo a eliminar a não-linearidade inicial e eliminar a componente de deslocamento resultante da flexibilidade da máquina. Para tal, realizou-se também um ensaio sem provete para obter a rigidez da máquina e com esta informação possibilitar a atualização dos resultados de modo a calcular os resultados finais de tensão-extensão reais. A tensão real foi calculada como o quociente entre a força e a área instantânea do provete, e a extensão real foi calculada como o logaritmo natural do quociente entre o comprimento instantâneo do provete e o seu comprimento inicial. A Figura 6.2 mostra uma comparação das curvas de tensão-extensão reais com e sem a correção da rigidez da máquina, para o caso do primeiro provete.



Figura 6.1 – Estado final dos provetes de compressão após os ensaios quase-estáticos.

Tabela 6.1 – Dimensões finais dos provetes após ensaios quase-estáticos.

	Comprimento final [mm]	Diâmetro final [mm]
Proвете 1	4.17	6.95
Proвете 2	4.45	6.57
Proвете 3	4.08	7.06

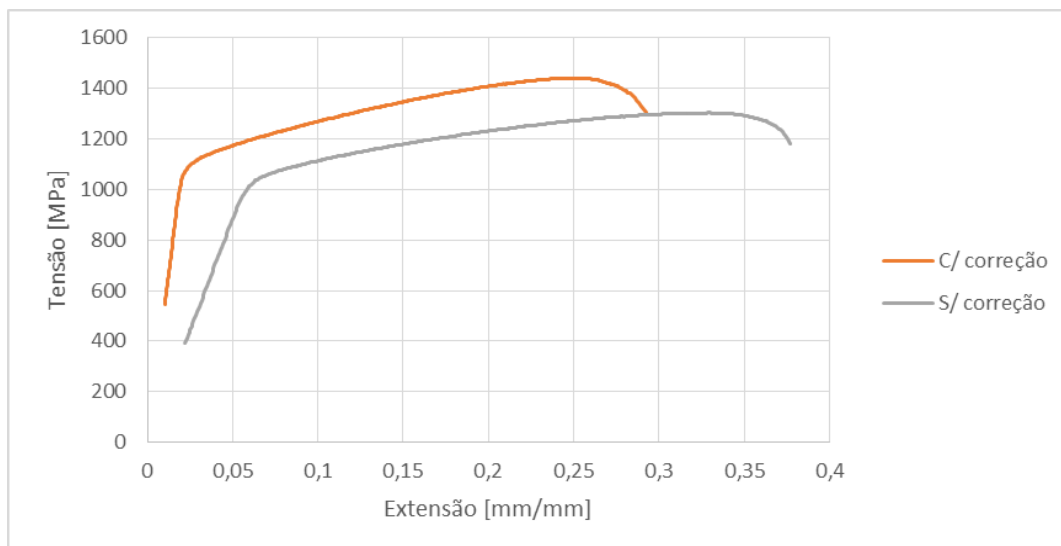


Figura 6.2 – Curva de tensão-extensão real para o primeiro provete testado.

A determinação da tensão de cedência em cada ensaio passou por um processo semiempírico, uma vez que se verificou que utilizando o critério de 0.2% de deformação se obtinha um valor muito abaixo do esperado. Assim, considerou-se a tensão de cedência como a que apresenta um erro relativo de 5% entre o seu valor (σ) e o valor calculado (σ_{calc}) segundo a evolução linear da curva, como definido na Equação 6.1. Os valores de tensão de cedência, juntamente com a tensão de rotura e deformação de rotura, para os três provetes estão resumidos na Tabela 6.2.

$$e (\%) = \frac{\sigma_{calc} - \sigma}{\sigma_{calc}} * 100 \quad (6.1)$$

Tabela 6.2 – Tensões de cedência e de rotura, e deformações de rotura obtidas a partir dos ensaios de compressão de provetes cilíndricos quase-estáticos.

	Tensão de cedência, σ_{ced} [MPa]	Tensão de rotura, σ_{rot} [MPa]	Deformação de rotura, ϵ_f [%]
Provete 1	1044.95	1441.58	25.18
Provete 2	1032.44	1404.69	18.31
Provete 3	1056.40	1460.92	26.15
Média	1044.60	1435.73	23.21
Desvio padrão	9.78	23.32	3.49
Coef. de variação	0.936	1.624	15.027

As curvas de tensão-extensão reais para os três provetes testados em regime quase-estático estão representadas na Figura 6.3, podendo observar-se uma repetibilidade razoável na zona elástica e início da zona plástica. Existe uma maior divergência dos resultados na zona final do ensaio devido à ocorrência de fratura, associada a fenómenos de dano não uniformes, sendo possível observar que ocorreu fratura no segundo provete muito mais cedo que nos restantes dois casos. As curvas da figura sofreram uma translação para que os resultados no domínio linear tendessem para a origem do gráfico. Na Figura C.1 do Anexo C ilustram-se as curvas de tensão-extensão dos ensaios quase-estáticos realizados na FEUP e no IST, podendo verificar-se um bom acordo no que diz respeito à tensão de cedência, e observando-se uma pequena divergência ao nível do encruamento plástico.

Deve ser referido que o valor do módulo de elasticidade calculado com estes dados (módulo aparente), correspondente ao declive da curva na região linear elástica, está muito abaixo do valor esperado de 110 GPa para todos os provetes, pelo que se pode concluir que estes ensaios de compressão não são adequados para a determinação deste parâmetro, uma vez que é um valor muito sensível a pequenas variações da deformação. Para o cálculo deste parâmetro poderiam ser conduzidos ensaios de tração ou ensaios de compressão com provetes cilíndricos de maior comprimento. Com estes ensaios, calcularam-se os parâmetros do modelo constitutivo de J-C, como apresentado de seguida.

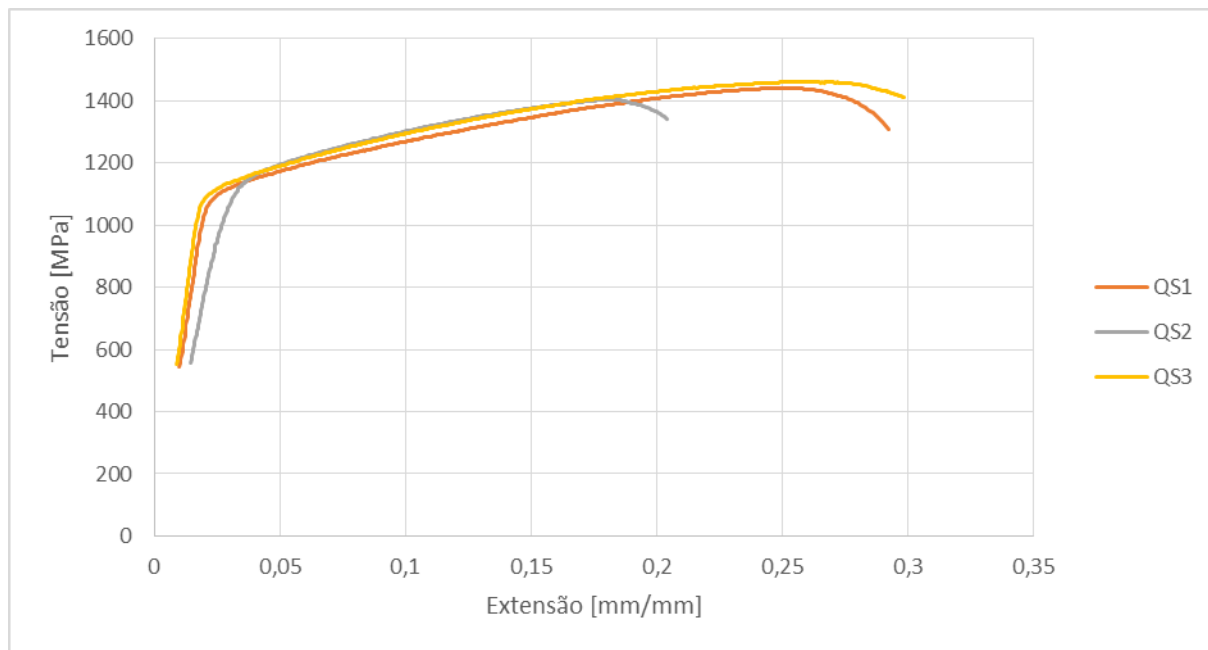


Figura 6.3 – Curvas de tensão-extensão reais dos ensaios de compressão quase-estáticos (QS).

Cálculo dos parâmetros do modelo constitutivo de Johnson-Cook

Os parâmetros do modelo constitutivo de Johnson-Cook são sensíveis aos algoritmos utilizados para o cálculo dos mesmos. Lee e Lin (1998) utilizaram uma técnica de regressão para obter os parâmetros que melhor aproximam o modelo a um conjunto de dados obtidos por ensaios de compressão a altas taxas de deformação e diferentes temperaturas. Gambirasio (2013) explorou várias técnicas de calibração do modelo recorrendo também a regressões de dados experimentais obtidos por ensaios de compressão, desde a obtenção das melhores aproximações à tensão limite de cedência até à obtenção de todos os parâmetros através da resolução de um sistema sobredeterminado de equações não lineares e 7 variáveis, com o objetivo de redução do erro quadrático das equações. Lana et al. (2011) realizaram ensaios de corte ortogonal e utilizaram um algoritmo genético para determinação inversa dos 5 parâmetros do modelo, caracterizado pela “reprodução” das melhores soluções, a partir de uma população inicial, inspirado na teoria da seleção natural de Charles Darwin. Ulutan e Özel (2013) obtiveram os parâmetros de um modelo de J-C modificado de forma inversa pela comparação de forças obtidas em simulações 3D com as obtidas experimentalmente em ensaios de facejamento. O método que foi utilizado no presente trabalho é o utilizado por Kiranli (2009) e Yatlalkar (2010), que será explicado de seguida.

Tal como exposto anteriormente, o modelo constitutivo de J-C é composto por três termos. O primeiro termo inclui os parâmetros relacionados com o encruamento plástico. Nas condições de referência de taxa de deformação e temperatura, o modelo de J-C reduz-se à Equação 6.2.

$$\sigma = A + B\varepsilon^n \quad (6.2)$$

Aplicando o logaritmo natural a ambos os termos obtém-se uma função linear entre a tensão e a deformação, como representado na Equação 6.3. Os termos A , B e n podem ser obtidos de ensaios de compressão ou tração quase-estáticos à temperatura de referência, onde A é a tensão de cedência do material. Considerando apenas a parte plástica da curva de tensão-deformação, n é o declive da reta originada pela Equação 6.3, e $\ln(B)$ é a interseção com a origem desta mesma equação, a partir do qual se retira o parâmetro B .

$$\ln(\sigma - A) = n \ln \varepsilon + \ln B \quad (6.3)$$

Para o estudo presente, devido à ocorrência de fratura, não se consideraram alguns pontos finais. Assim, a curva de tensão-extensão plástica utilizada para a obtenção destes três parâmetros pode ser vista na Figura 6.4. Fazendo esta análise para todos os provetes, têm-se os valores apresentados na Tabela 6.3. Uma comparação da curva resultante deste modelo com as curvas dos resultados experimentais pode ser observada na Figura 6.5. Observa-se um erro médio máximo de cerca de 5% no cálculo da tensão, na zona plástica sem iniciação de dano.

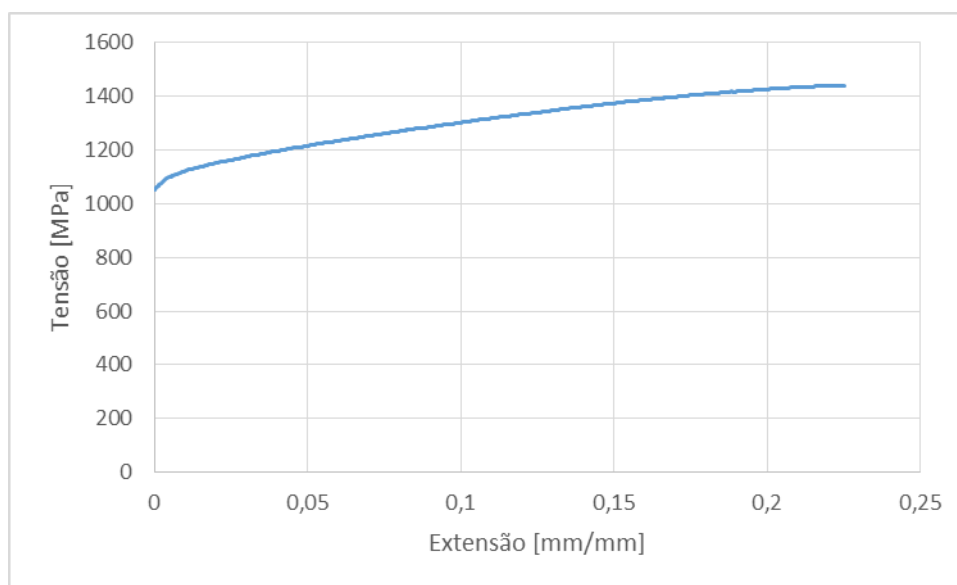


Figura 6.4 – Curva de tensão-extensão plástica utilizada para a obtenção dos parâmetros quase-estáticos do modelo de Johnson-Cook, para o primeiro provete testado.

Tabela 6.3 – Parâmetros do termo elasto-plástico do modelo constitutivo de J-C obtidos dos ensaios de compressão cilíndricos.

	A [MPa]	B [MPa]	n
Proвете 1	1044.95	929.55	0.5552
Proвете 2	1032.44	858.85	0.4385
Proвете 3	1056.40	973.89	0.5674
Média	1044.6	920.76	0.5204

Apesar de não poderem ser calculados, apresenta-se o método de cálculo dos restantes parâmetros do modelo. O segundo termo do modelo caracteriza a resposta do material consoante a taxa de deformação. Para obter o termo C , é necessário realizar ensaios à temperatura de referência e a diferentes taxas de deformação. Nestas condições e rearranjando a função, obtém-se a Equação 6.4. Para obter o parâmetro C , fixa-se um valor de ε e expressa-se a função num gráfico semi-logarítmico. De seguida aplica-se uma regressão logarítmica e retira-se o valor de C .

$$\frac{\sigma}{A+B\varepsilon^n} - 1 = C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \quad (6.4)$$

Por fim, o último termo do modelo prevê o efeito da temperatura no comportamento do material. Assim, o parâmetro m é obtido a partir de ensaios quasi-estáticos, a diferentes temperaturas. Com estas condições, rearranjando a equação de J-C e aplicando o logaritmo natural a ambos os termos, obtém-se a Equação 6.5. De maneira semelhante ao aplicado anteriormente, retira-se o parâmetro m através do declive da reta resultante de uma regressão linear da representação da função com a forma seguinte.

$$\ln\left(1 - \frac{\sigma}{A+B\varepsilon^n}\right) = m \ln\frac{T-T_0}{T_m-T_0} \quad (6.5)$$

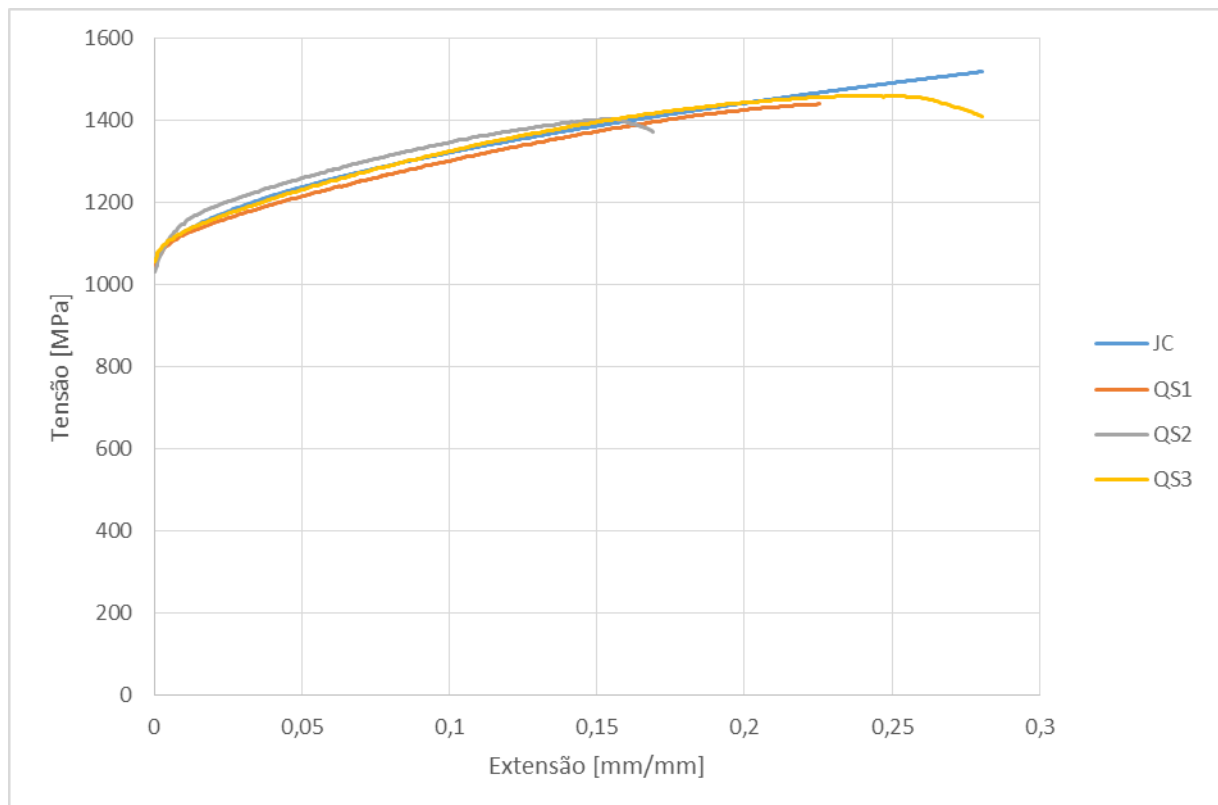


Figura 6.5 – Comparação da curva de tensão-extensão obtida pelo modelo de Johnson-Cook com as curvas dos resultados experimentais.

6.1.2 Ensaios dos provetes Astakhov

O estado final dos provetes Astakhov após ensaio está ilustrado na Figura 6.6. É interessante notar que para os provetes A120, a fratura apenas ocorreu num dos ligamentos, ocorrendo fratura simultânea nos dois ligamentos para os restantes dois ângulos de solicitação. Da análise efetuada não é possível concluir acerca do fator que possa estar na origem deste facto, podendo ser apenas resultante de alguma aleatoriedade associada. Por outro lado, consegue-se observar uma ligeira curvatura das superfícies laterais nestes provetes, pelo que quando a fratura ocorre num dos lados pode dar origem a um alívio ou redistribuição de tensões favorável no lado oposto para que não ocorra fratura. Seria necessário realizar novos ensaios com esta geometria recorrendo à CDI e analisando toda a superfície do provete, por exemplo, para se conseguir obter conclusões.

Os gráficos de força–deslocamento dos vários ensaios estão representados na Figura 6.7. Nota-se uma boa repetibilidade dos ensaios, tanto nos valores de força máxima como nos valores de deslocamento até à fratura. Aparentemente o deslocamento até à fratura apresenta menor variação do que se tinha observado nos ensaios de compressão para o deslocamento de fratura, no entanto esta conclusão não é robusta dada a pequena dimensão das amostras. Também se pode ver que os valores de carga máxima alcançada são decrescentes no sentido do aumento do ângulo de pressão, tendo o deslocamento até à fratura uma variação inversa. Tal como no caso dos ensaios de compressão de provetes cilíndricos, foi necessário ter em conta a rigidez da máquina.

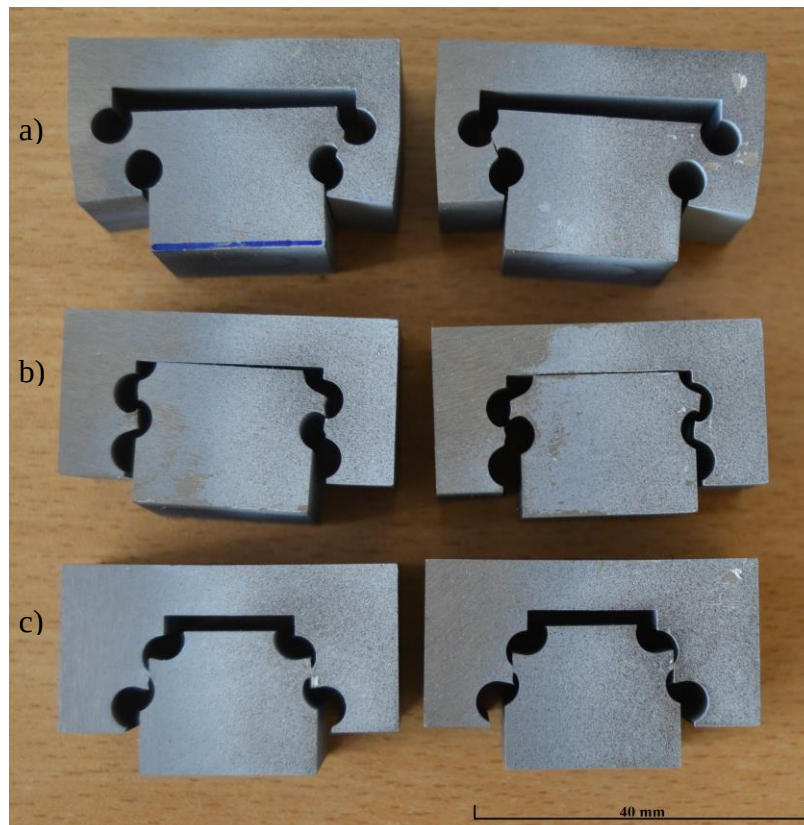


Figura 6.6 – Estado final dos provetes com geometria Astakhov, após ensaios ((a) A120, (b) A90 e (c) A60).

Tal como apresentado anteriormente, com estes ensaios foi possível obter-se o campo de deformações na zona de interesse ao longo do tempo, recorrendo à CDI. Apresentam-se assim da Figura 6.8 à Figura 6.12 os campos de deformações de cada provete no instante de carga máxima, e respetiva fotografia. As fotografias dos provetes antes e após a fratura podem ser vistas na Figura 6.14 à Figura 6.17, à exceção de um dos provetes A90, pois não se captou a imagem da fratura, e de um dos provetes A120, uma vez que não ocorreu fratura na zona observada. As figuras de campo de deformação apresentam a localização dos valores extremos da deformação com um quadrado negro e branco, que representam o valor máximo e mínimo da correspondente componente de deformação, respetivamente, estando estes valores resumidos na Tabela 6.4. As setas brancas indicam, aproximadamente, o local onde se observou a fenda. Deve ser referido que a falta de informação na zona de interesse que se observa em algumas imagens foi causada pela deformação excessiva da superfície que deteriora o padrão de *speckle* em pequenas regiões, numa fase anterior à ocorrência de fratura.

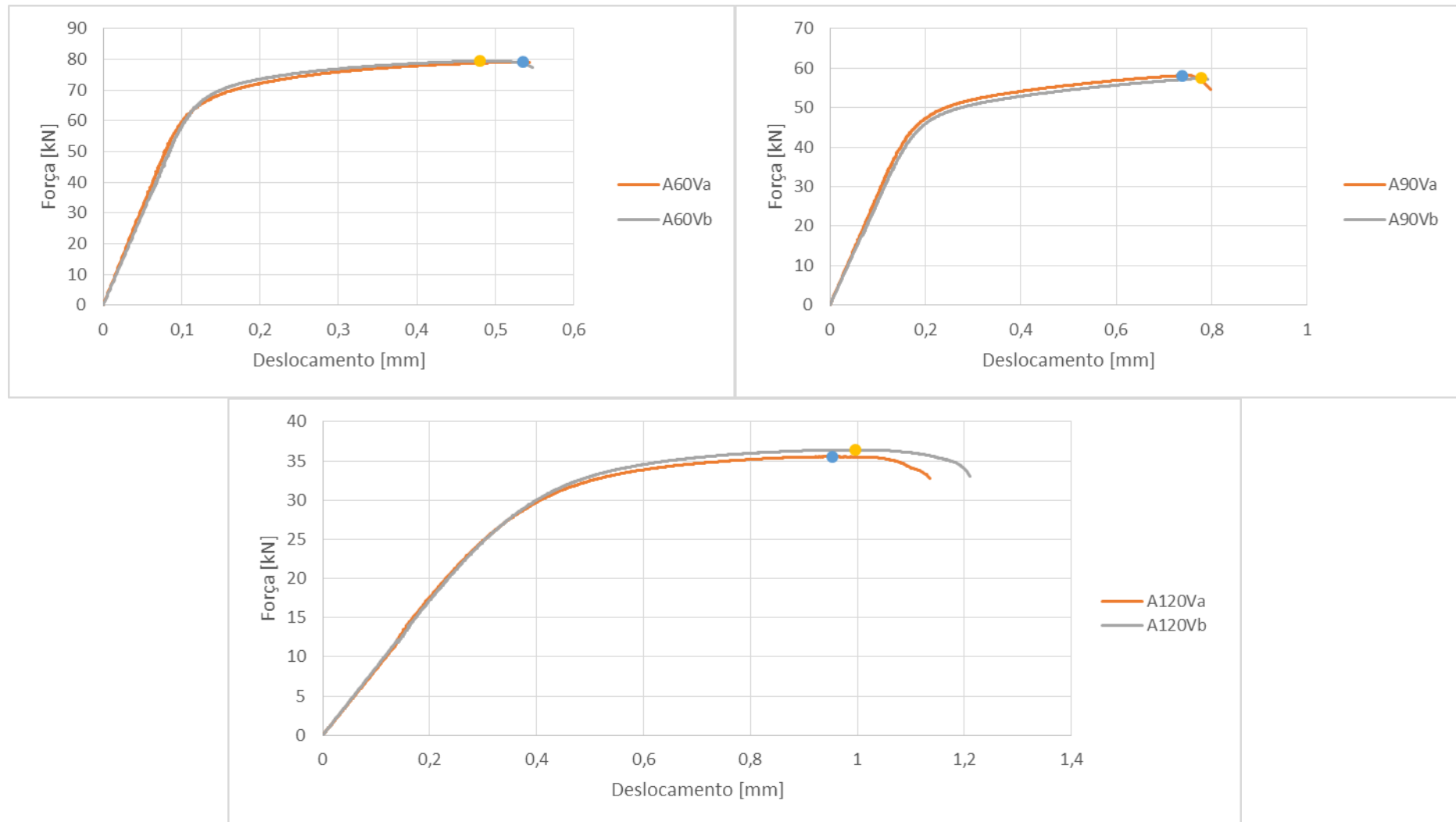


Figura 6.7 – Registos de força-deslocamento para os vários ensaios de compressão com geometria Astakhov. Os pontos assinalados correspondem aos pontos de carga máxima, a azul para o primeiro provete ensaiado, e a amarelo para o segundo provete ensaiado.

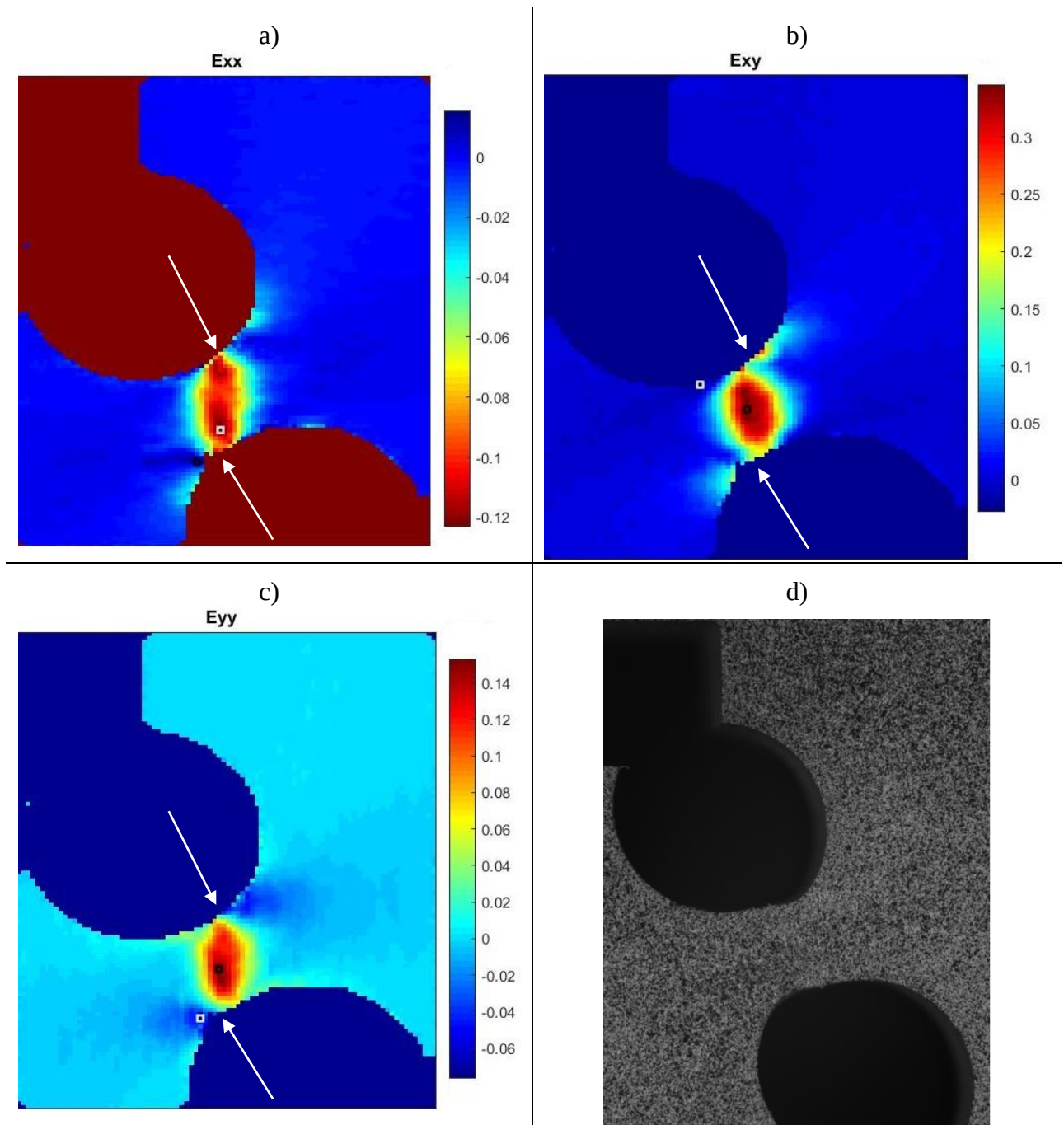


Figura 6.8 – Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respectiva fotografia (d), para o primeiro provete A60.

A análise destes resultados foi meramente qualitativa, no sentido de entender a influência das deformações na iniciação da fratura. Para os provetes A60 e A120 verifica-se um maior valor da deformação de corte em relação às duas outras componentes da deformação, validando assim a hipótese de se tratarem de ensaios mistos de compressão/tração e corte. Em relação aos provetes A90, nota-se uma quase total predominância da deformação de corte na zona de fratura, validando assim a noção de se tratar de um ensaio de corte (quase) puro. O gráfico da Figura 6.13 ilustra uma comparação dos valores médios máximos (absolutos) das várias componentes de deformação para todos os provetes testados, podendo assim confirmar-se a predominância da deformação de corte em todos os provetes. Também se observa que a fratura ocorreu praticamente nas zonas onde as deformações estão concentradas, mas não seguem necessariamente o caminho de maior deformação, pelo que este fenómeno de fratura aparenta ser resultado de uma combinação do estado de tensão e de deformação.

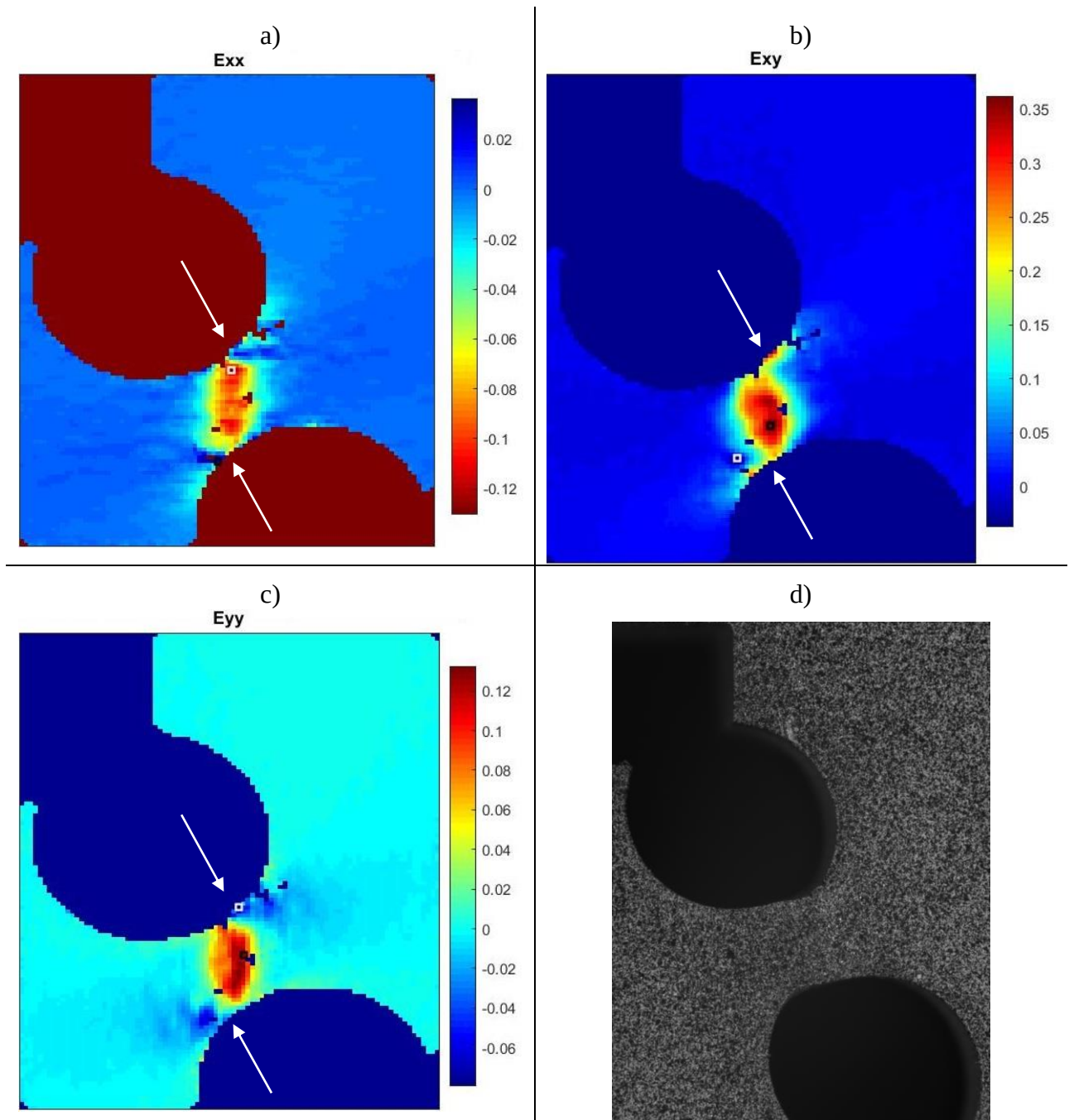


Figura 6.9 – Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respetiva fotografia (d), para o segundo provete A60.

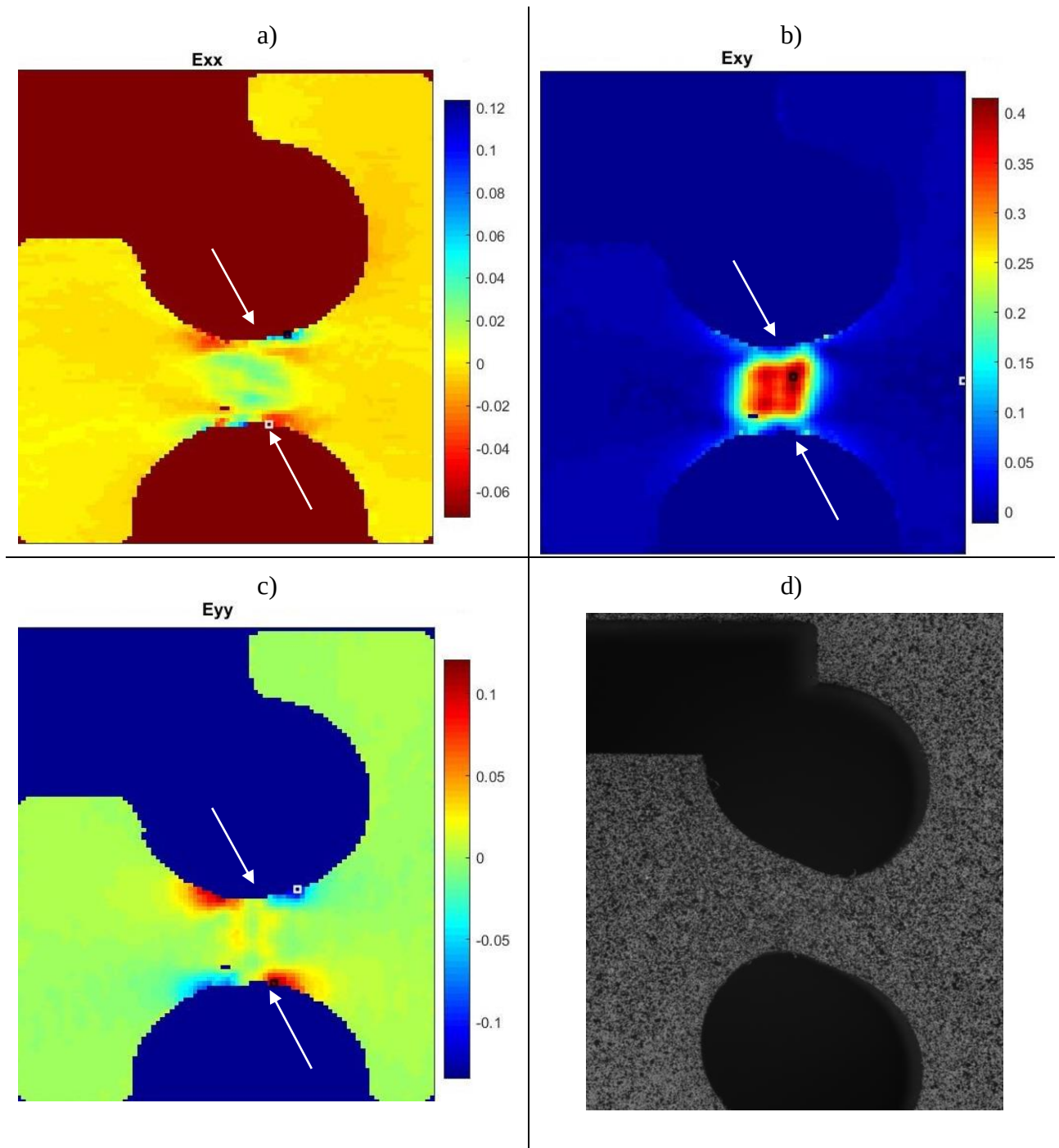


Figura 6.10 – Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respetiva fotografia (d), para o primeiro provete A90.

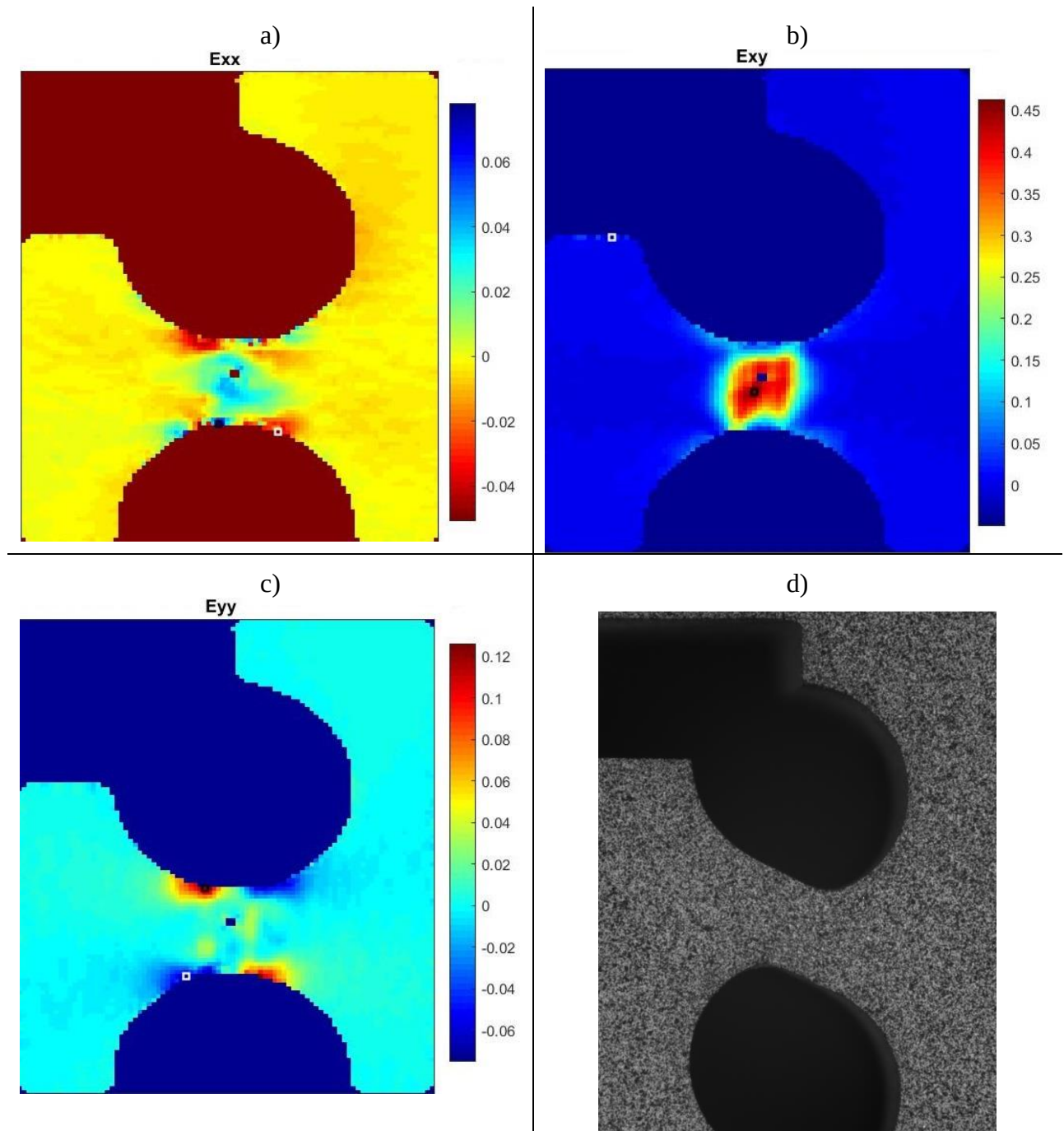


Figura 6.11 - Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respetiva fotografia (d), para o segundo provete A90.

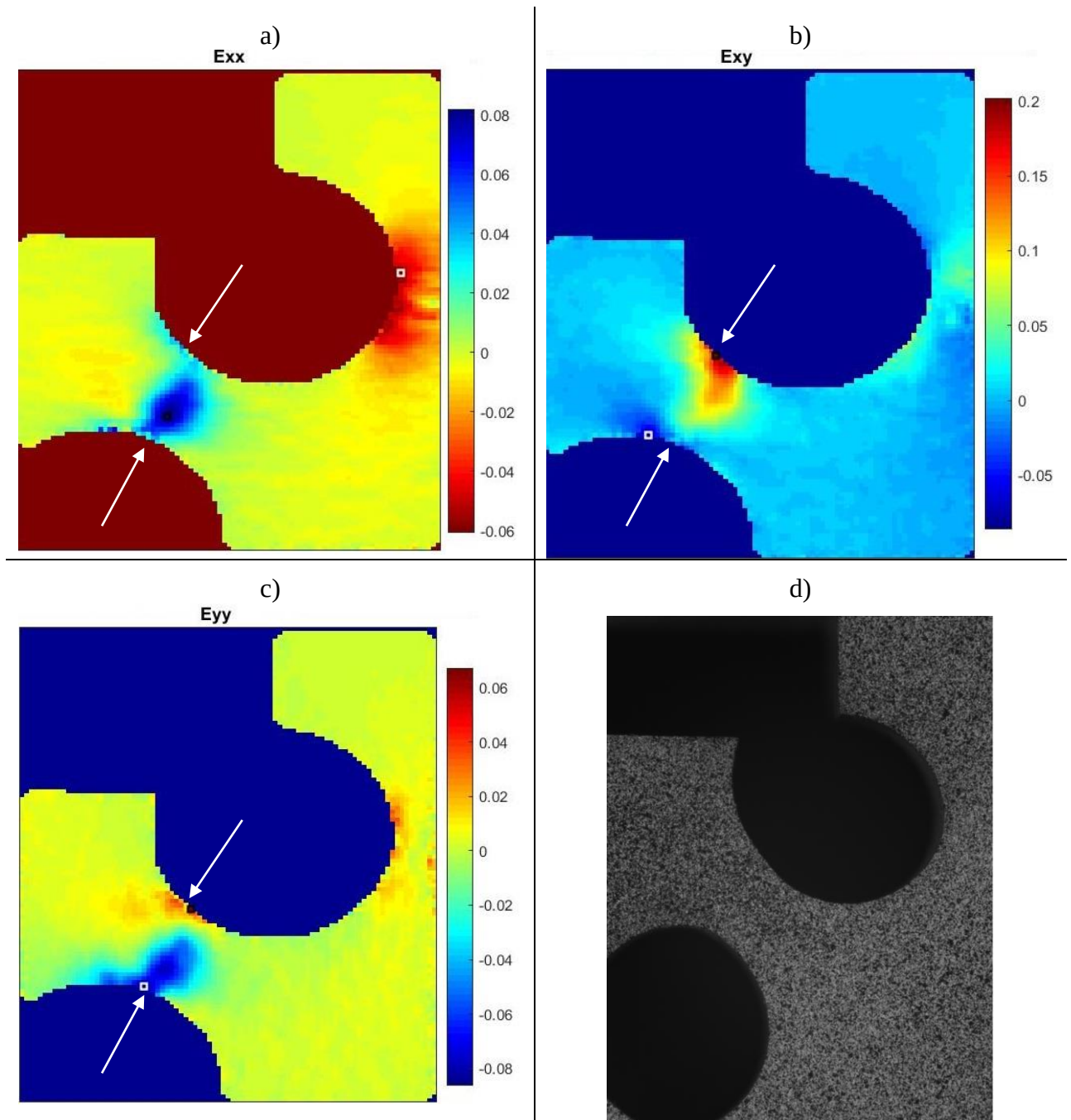


Figura 6.12 – Campo de deformações segundo xx (a), de corte (b) e segundo yy (c) no momento de carga máxima, e respectiva fotografia (d), para o segundo provete A120.

Tabela 6.4 – Resumo dos valores extremos das deformações de cada provete para a carga máxima.

Provete	ϵ_{xy}		ϵ_{xx}		ϵ_{yy}	
	Max	Min	Max	Min	Max	Min
A60_1	0.3459	-0.0275	0.0154	-0.1231	0.1532	-0.0766
A60_2	0.3622	-0.0378	0.0365	-0.1305	0.1324	-0.0794
A90_1	0.4154	-0.0122	0.1235	-0.0725	0.1208	-0.1349
A90_2	0.4636	-0.0493	0.0782	-0.0508	0.1261	-0.0753
A120_2	0.2019	-0.0861	0.0819	-0.0607	0.0672	-0.0864

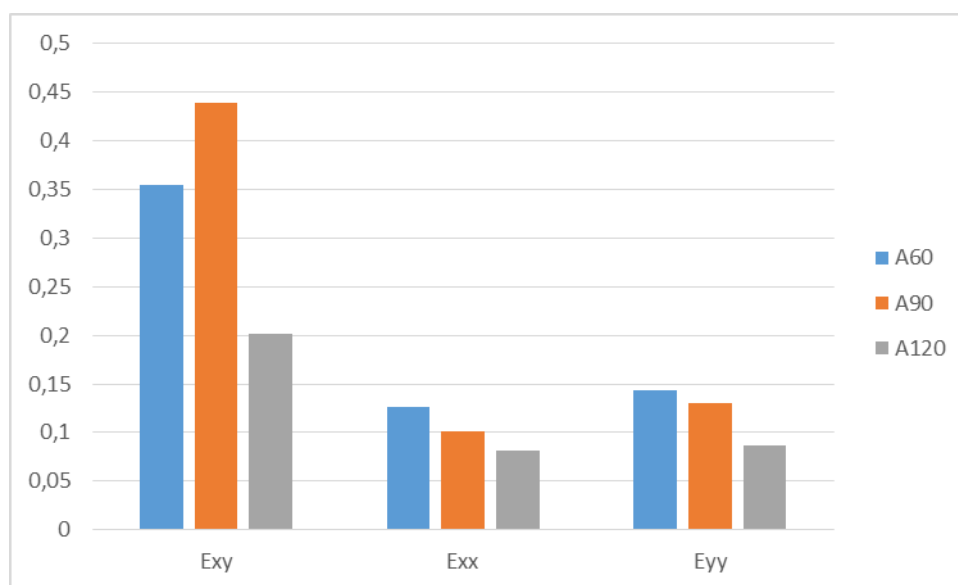


Figura 6.13 – Gráfico comparativo dos valores máximos absolutos de deformação (média) para os três diferentes ângulos de pressão ensaiados.

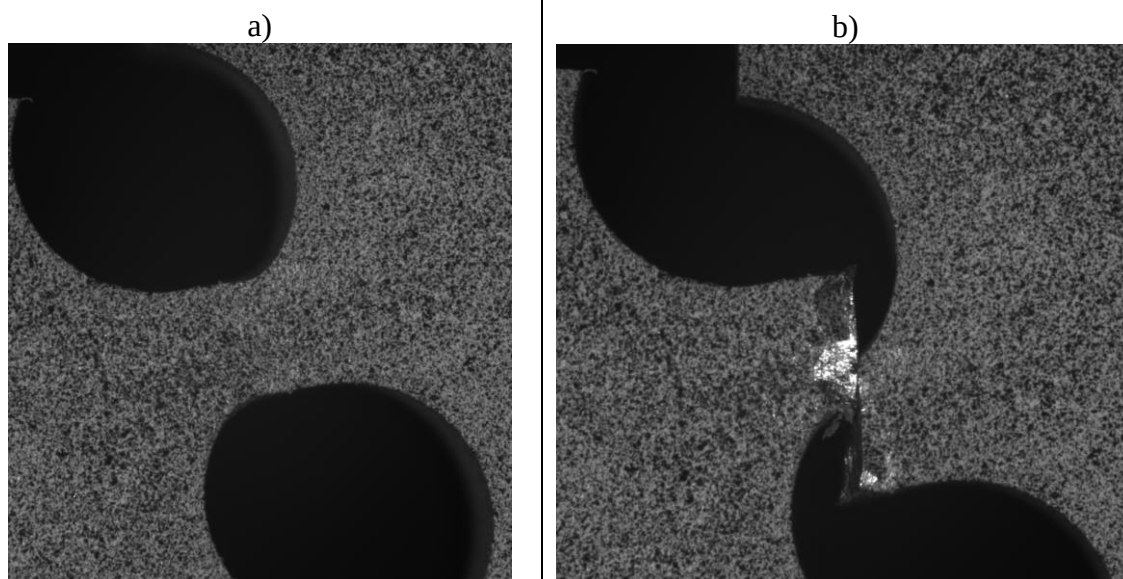


Figura 6.14 – Aspetto do primeiro provete A60 imediatamente antes (a) e após (b) fratura.

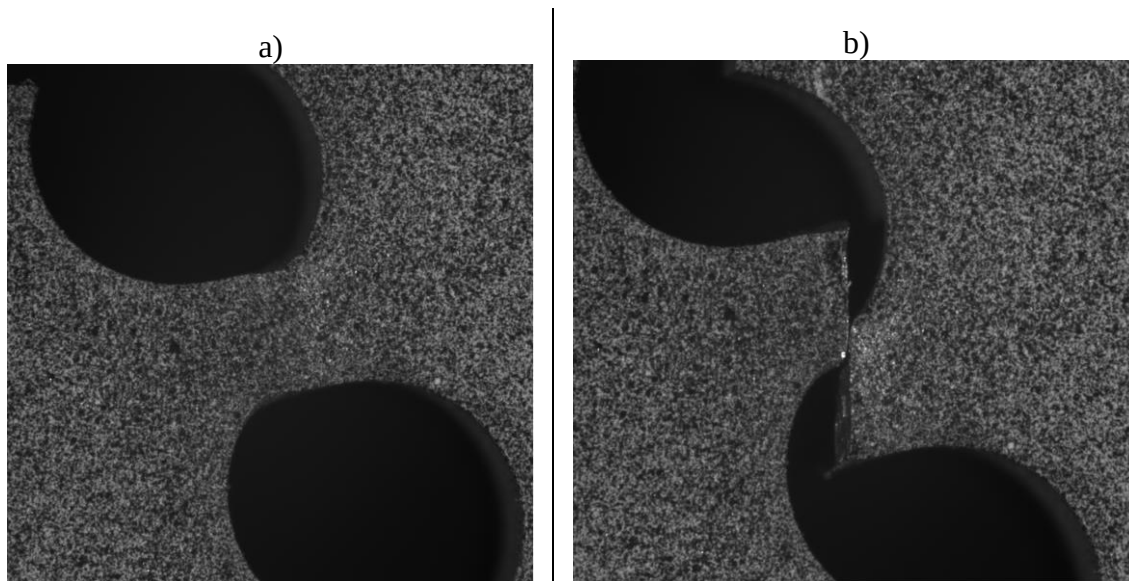


Figura 6.15 – Aspeto do segundo provete A60 imediatamente antes (a) e após (b) fratura.

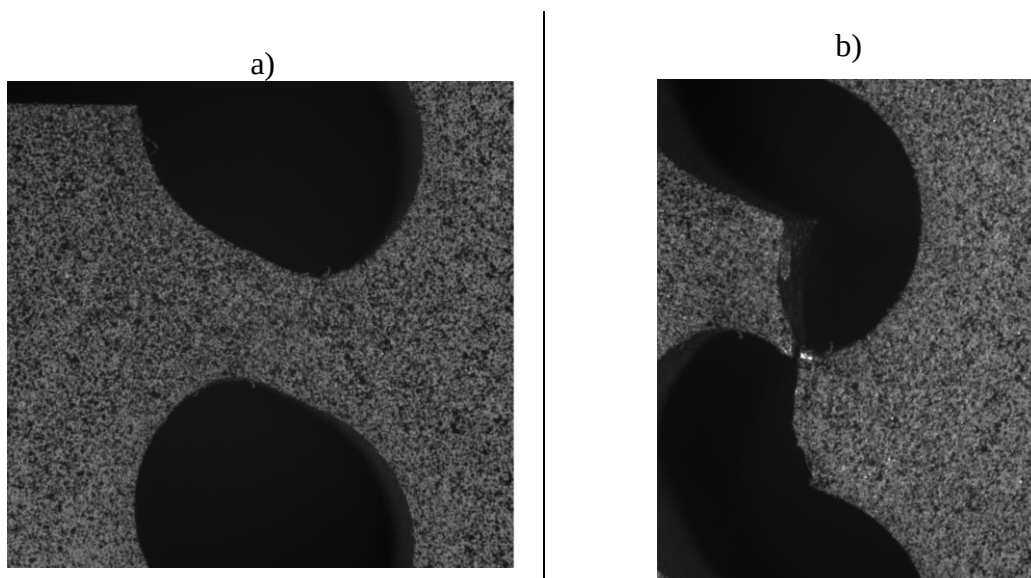


Figura 6.16 – Aspeto do primeiro provete A90 imediatamente antes (a) e após (b) fratura.

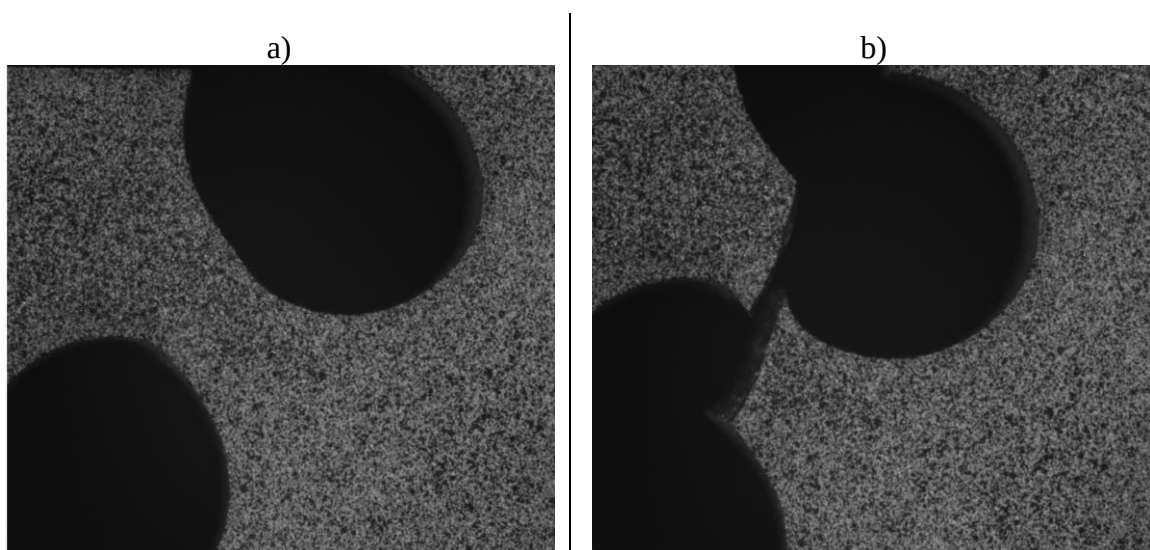


Figura 6.17 – Aspeto do segundo provete A120 imediatamente antes (a) e após (b) fratura.

6.2 Ensaios de corte ortogonal

6.2.1 Esforços de corte

Os ensaios de corte ortogonal realizados permitiram a avaliação da resistência ao corte da liga Ti-6Al-4V usando ferramentas de corte em PCD, em particular a avaliação dos esforços de corte, resistência ao corte do material para diversos valores de velocidades de corte. Tendo em conta as condições de corte ortogonal, será também possível avaliar o valor do coeficiente de atrito aparente do processo de corte, assumindo a validade do modelo de atrito de Coulomb, assim como avaliar a evolução das temperaturas geradas no processo de corte.

Para cada ensaio obtiveram-se gráficos da evolução das três componentes da força de corte, nomeadamente a força principal de corte, F_c , a força de avanço, F_t , e a força axial, F_z . A Figura 6.18 ilustra o aspeto dos gráficos obtidos para os ensaios realizados. É de referir que, devido à formação das bandas de corte adiabáticas durante o corte características da liga se esperava uma variação periódica das forças entre vales e picos pronunciados. No entanto tal não se observou, devido à baixa taxa de aquisição de dados usada (10 Hz). Seria necessário repetir os ensaios com uma taxa de aquisição de dados mais elevada para identificar essa variação e a sua periodicidade.

Nos gráficos identifica-se uma zona inicial e uma zona final onde as forças são praticamente nulas, que correspondem à aproximação e afastamento da ferramenta do material, respetivamente. Para a análise das forças de corte apenas interessa a zona correspondente à remoção de material, indicada pelo zona do gráfico onde as forças não são nulas, pelo que em primeiro lugar isolou-se esta zona para todos os ensaios. Procurou-se analisar as forças na zona mais estável do corte, pelo que se considerou apenas 75% dos registos, retirando-se 20% dos dados iniciais, relacionados com a geração inicial de uma apara, e 5% dos dados finais, para minimizar o efeito de qualquer fenómeno transiente que possa ocorrer no final do ensaio. Um gráfico típico da evolução das forças após esta seleção de dados pode ser visto na Figura 6.19. Tal como seria de esperar, a força axial é muito baixa, o que valida que o ensaio foi executado em condições de corte ortogonal, ou seja, o mais próximo possível do valor nulo para esta componente de força.

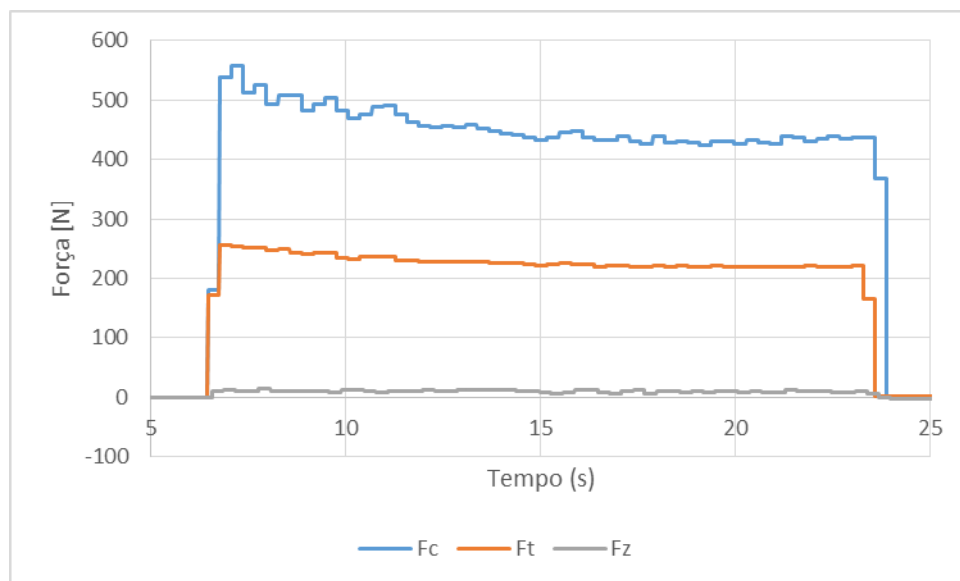


Figura 6.18 – Exemplo dos resultados obtidos relativos à evolução das forças de corte ao longo dos ensaios de corte ortogonal. O gráfico presente ilustra os resultados para $\alpha=5^\circ$, $f=0.05$ mm/rot e $v_c=80$ m/min.

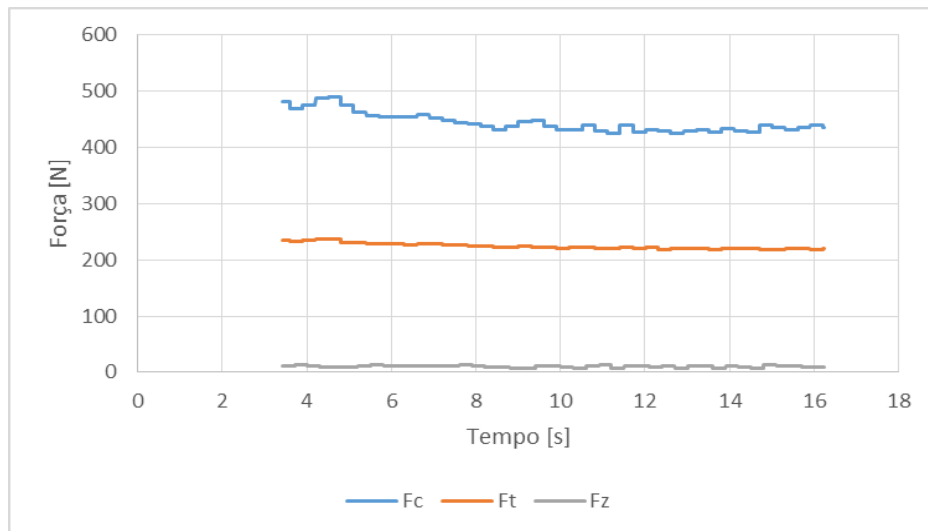


Figura 6.19 – Zona analisada para a obtenção das várias componentes da força de corte ($\alpha=5^\circ$, $f=0.05$ mm/rot, $v_c=80$ m/min).

Para cada ensaio calcularam-se os valores médios para as várias componentes da força no intervalo considerado. Dado o grande número de ensaios, é impossível apresentar todos os gráficos relativos à evolução das forças ao longo dos ensaios. A Tabela D.1 do Anexo D apresenta um resumo dos valores médios das forças medidas (em N), bem como o coeficiente de atrito, calculado pela Equação 2.1, e da pressão específica de corte (em N/mm²), calculada pela Equação 6.6. Apresenta-se também de forma gráfica a evolução das forças médias consoante os parâmetros usados (Figura 6.20 e Figura 6.21), à exceção da força axial, por ser menos relevante nesta análise.

$$k_c = \frac{F_c}{w \cdot t_0} \quad (6.6)$$

A máxima potência de corte verificada, definida pela multiplicação da força principal de corte com a velocidade de corte, foi de 1.12 kW, para as condições de corte de 0° de ângulo de ataque, 0.15 mm/rot de avanço e 100 m/min de velocidade de corte.

Tal como referido no Subcapítulo 5.2, previu-se a realização de 54 ensaios. No entanto, devido ao comprimento insuficiente do varão, apenas se conseguiram realizar 52 ensaios, optando-se por sacrificar as repetições dos ensaios com combinação de velocidade de corte, avanço e ângulo de ataque de 80 e 60 m/min, 0.05 mm/rot e 10° , respetivamente.

Durante a realização dos ensaios, notou-se que a pastilha com ângulo de ataque de 10° criava condições operacionais de corte mais desfavoráveis, nomeadamente uma formação de aparas mais descontrolada. Também se verificou que o inserto em PCD das pastilhas saltou durante o 1º ensaio para as condições de $\alpha=10^\circ$, $f=0,15$ mm/rot e $v=60$ m/min, e após a realização do 1º ensaio para as condições de $\alpha=10^\circ$, $f=0,10$ mm/rot e $v=80$ m/min. No entanto, esta “remoção” das *tips* pode estar associada a vários outros fatores, desde a má brasagem até ao desgaste acumulado, já que não foi possível utilizar uma nova pastilha para cada ensaio.

Assim, da observação experimental e da avaliação dos dados obtidos, pode-se afirmar que o ângulo de ataque de 10° cria condições muito agressivas na pastilha de corte, devendo apenas ser usado este ângulo com velocidades de corte e avanços altos. Também a execução de apenas um ensaio para as condições de corte de $\alpha=10^\circ$, $f=0.05$ mm/rot e $v=80/60$ m/min é insuficiente para eliminar incertezas e influências de variáveis externas, pelo que seria necessário realizar outros ensaios com estas condições de corte para validar a discussão apresentada de seguida.

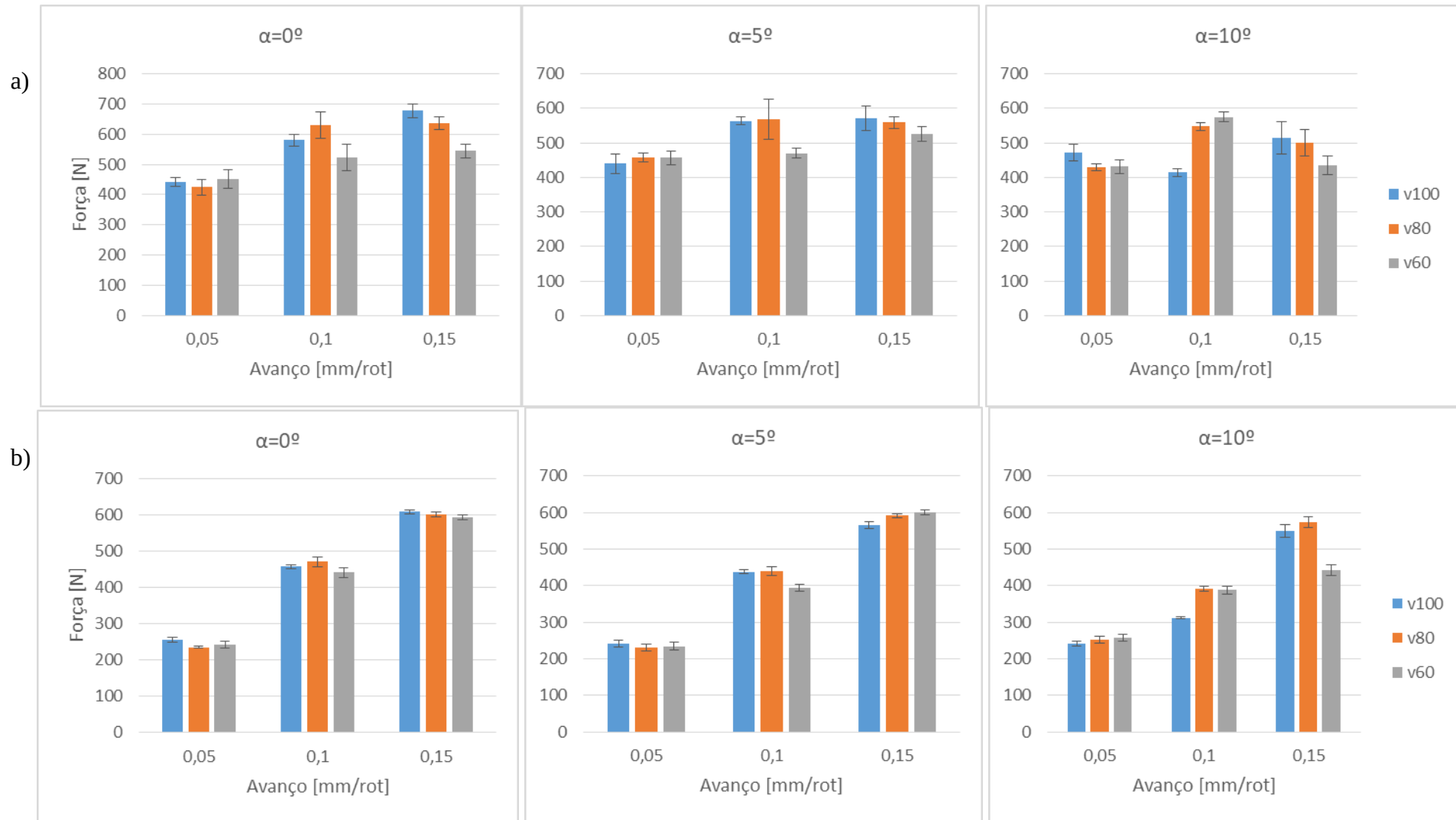


Figura 6.20 – Evolução das forças principal de corte (a) e de avanço (b) e respectivos desvios padrão para diferentes ângulos de ataque, em função do avanço.

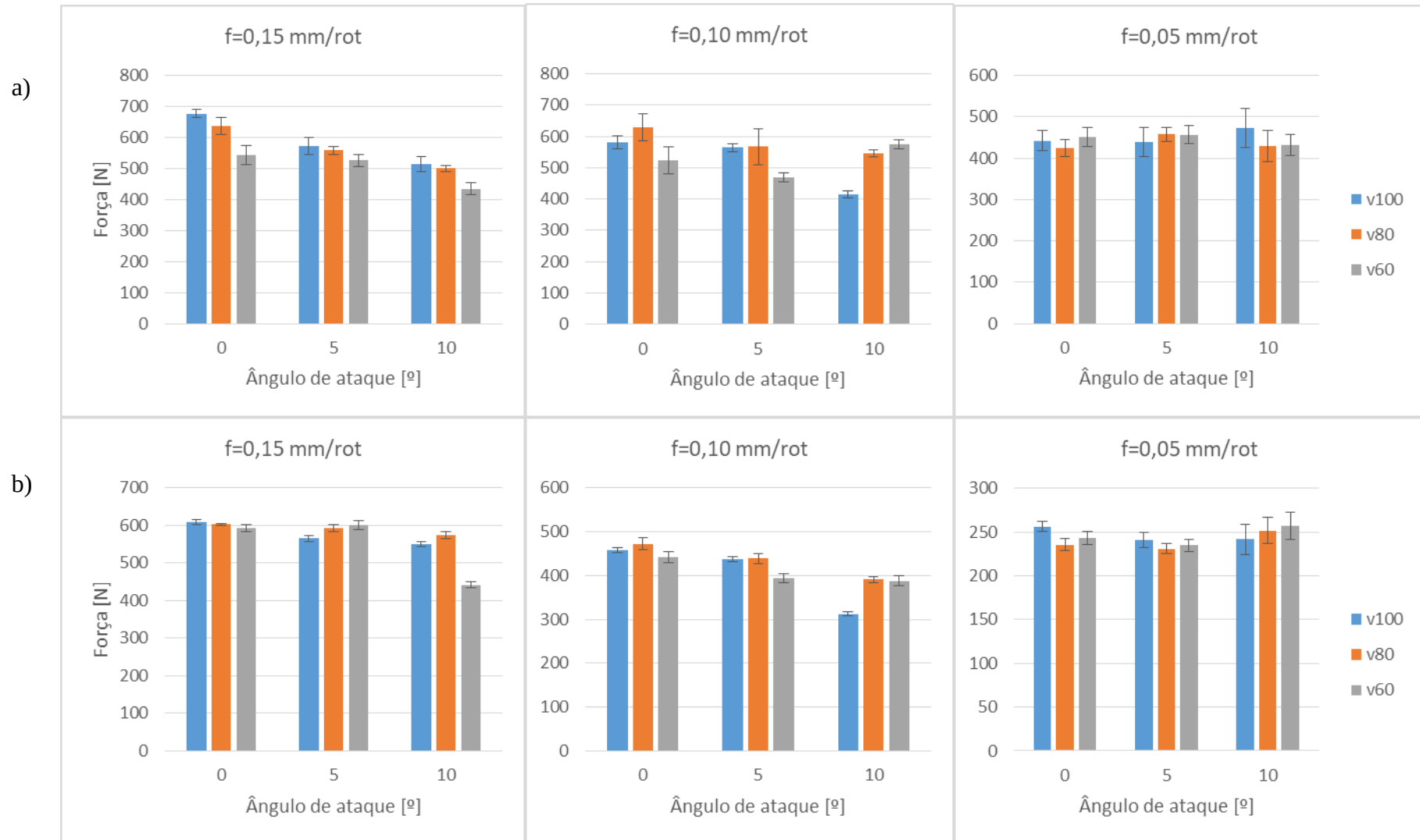


Figura 6.21 – Evolução das forças principal de corte (a) e de avanço (b) e respectivos desvios padrão, para diferentes avanços, em função do ângulo de ataque.

Evolução das forças de corte

De uma primeira análise da Figura 6.20 e da Figura 6.21 não se observa uma variação regular das forças de corte com a variação dos parâmetros de corte. Por outro lado, à exceção do ângulo de ataque de 10° , a variação geral tanto da força principal de corte como da força de avanço com a velocidade de corte é semelhante, variando apenas a ordem de grandeza dos seus valores.

Em relação à força de avanço, e tal como esperado, esta tem tendência a aumentar com o aumento do avanço, para a mesma velocidade de corte e mesmo ângulo de ataque, uma vez que a secção da apanha aumenta. Verifica-se uma ligeira diminuição desta força com o aumento do ângulo de ataque, para a mesma velocidade de corte e avanço. No entanto, para um avanço de 0.05 mm/rot a evolução da força não é regular. Neste caso a força de avanço aparenta diminuir com o aumento do ângulo de ataque para a velocidade de 100 m/min, e aumentar para as restantes velocidades. A variação da velocidade de corte não aparenta ter grande influência na variação desta força, exceto nos casos com ângulo de ataque de 10° .

A variação da força principal de corte é algo semelhante à da força de avanço. Tal como para o caso da força de avanço, a força principal de corte aumenta com o aumento do avanço e diminui com o aumento do ângulo de ataque da ferramenta. No entanto, estas conclusões não são válidas para o caso do ângulo de ataque de 10° . Para este ângulo a evolução da força aparenta não seguir uma regra específica, observando-se uma diminuição desta para as velocidades de corte de 80 e 60 m/min, quando se altera o avanço de 0.1 para 0.15 mm/rot. O mesmo acontece para a velocidade de corte de 100 m/min, quando se altera o avanço de 0.05 para 0.1 mm/rot. Também no caso do avanço de 0.05 mm/rot, a força aumenta com o aumento do ângulo de corte para a velocidade de 100 m/min, e diminui para as restantes velocidades de corte.

Interessante reparar que o ângulo de ataque tem maior influência para aparas mais espessas, ou seja, aparas resultantes de maiores avanços. Para aparas mais finas, observa-se uma menor influência do ângulo de ataque, uma vez que a apanha será menos rígida/mais deformável, sendo então os esforços de corte resultantes menos sensíveis ao ângulo de ataque da ferramenta.

Desta breve análise, consegue-se retirar que a evolução das forças de corte na maquinagem da liga Ti64 é algo complexa, apresentando evoluções diferentes consoante as combinações das gamas de valores dos parâmetros de corte. É interessante notar que, apesar de se esperar que a força principal de corte diminuísse com o aumento da velocidade de corte, devido ao aumento da temperatura criando o fenómeno de “amaciamento térmico”, a maior parte dos resultados obtidos apresenta um aumento desta força com o aumento da velocidade de corte, mais acentuado para o avanço de 0.15 mm/rot e o ângulo de ataque de 0° . Este aumento está, no entanto, de acordo com o estudado por Sun et al. (2009), na gama de velocidades de corte do presente estudo. Nesta gama o aumento das forças de corte poderá estar relacionado com o encruamento associado à taxa de deformação característico das ligas de Titânio, que aumenta dramaticamente a sua resistência ao corte para taxas de deformação acima de 10^3 s^{-1} . A Figura 6.22 ilustra a variação da força principal de corte com a velocidade de corte da liga Ti64, obtida por estes autores. Desta figura é possível distinguir várias zonas de evolução da força principal de corte com a velocidade de corte. Uma zona inicial de velocidade até 21 m/min onde a força aumenta devido ao encruamento plástico, após a qual decresce rapidamente devido ao aumento das temperaturas e consequente amaciamento térmico. Entre os 57 e os 113 m/min verifica-se então um aumento ligeiro das forças de corte, o que contribui também para o aumento das temperaturas resultando na diminuição gradual das forças para velocidades acima de 113 m/min. É salientado que esta evolução apenas se verifica na maquinagem a seco, uma vez que as temperaturas atingidas na peça são muito superiores às atingidas na maquinagem com fluido lubrificante.

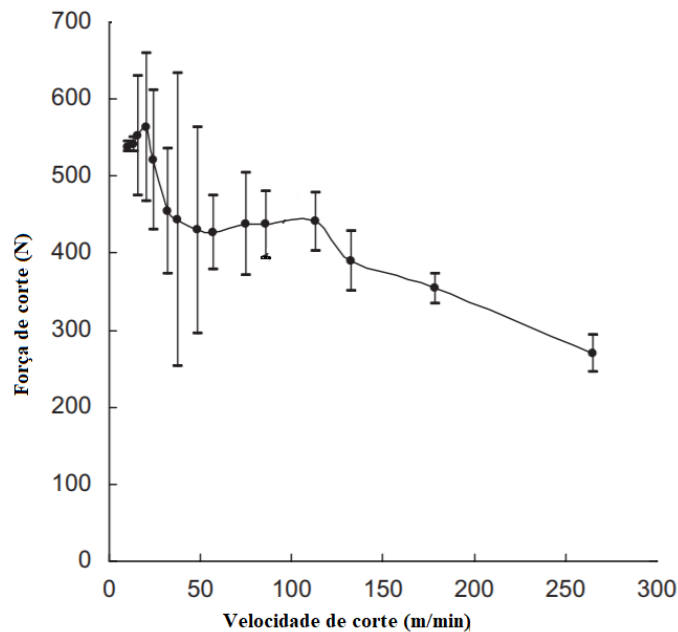


Figura 6.22 – Variação das forças de corte em função da velocidade de corte para a liga Ti64, com avanço de 0.28 mm e profundidade de corte de 1.5 mm, adaptado de (Sun et al., 2009).

A Figura 6.23 mostra a evolução da pressão específica de corte em função do avanço. Nota-se claramente uma diminuição do k , segundo uma lei aproximadamente exponencial, com o aumento do avanço. Esta evolução é conhecida na maquinagem traduzindo um efeito de escala relacionado com a dimensão da apara que tem em conta o balanço entre a energia necessária para gerar novas superfícies e a energia necessária para deformar plasticamente o material para formar a apara. Em relação aos outros parâmetros de corte, não apresenta uma variação óbvia. Quanto ao coeficiente de atrito, este aumenta com o aumento do avanço, como ilustrado na Figura 6.24, mas apresenta valores muito dispersos. Só para o valor mais baixo de avanço, menores forças de corte, se obtiveram coeficientes de atrito mais plausíveis. Este facto apenas confirma a não-aplicabilidade da lei de atrito de Coulumb para casos onde as forças de corte são muito elevadas, sendo necessário o uso de modelos de atrito híbridos.

Em suma, o avanço é o parâmetro que mais influência a evolução das forças, bem como do coeficiente de atrito e da pressão específica de corte. Nas gamas de valores estudados, as forças de corte e o coeficiente de atrito aumentam significativamente com o aumento do avanço, e a pressão específica de corte diminui com o aumento deste. Não se observa variação significativa com a variação do ângulo de ataque. Observa-se também um liegiro aumento das forças com o aumento da velocidade de corte. Por outro lado, observa-se uma diminuição clara da força principal de corte com o aumento do ângulo de ataque para avanços mais elevados. Assim, é fácil perceber que seria necessário um estudo mais aprofundado, com uma maior matriz de ensaios e uma análise estatística mais detalhada (p.e, ANOVA), para avaliar completamente a influência dos parâmetros de corte na evolução das forças. Deve ser realçado que o facto de não se utilizar uma nova ferramenta para cada ensaio acrescenta a variação associada ao desgaste e arredondamento da aresta de corte.

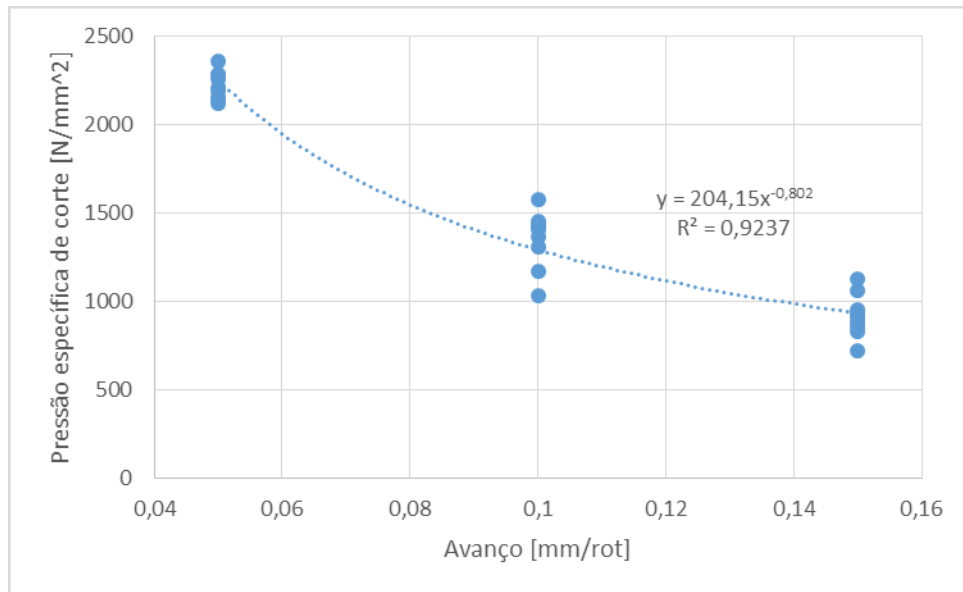


Figura 6.23 – Evolução da pressão específica de corte em função do avanço.

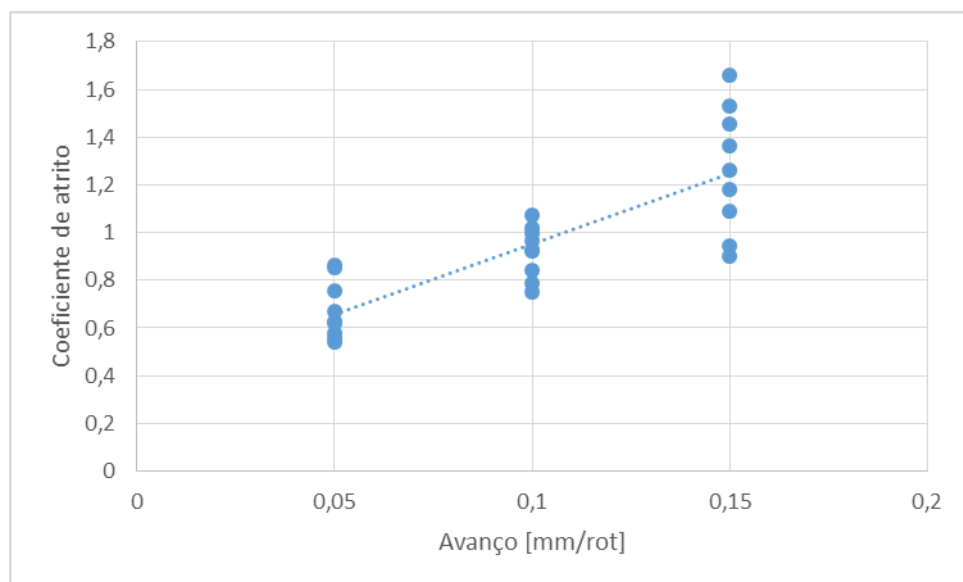


Figura 6.24 – Evolução do coeficiente de atrito com o avanço.

6.2.2 Temperatura na face de ataque

Problema inverso de condução de calor

Tal como referido anteriormente, foram medidas as temperaturas na base da pastilha de metal duro. Assim, para se saber a temperatura equivalente na face de ataque é necessário resolver um problema inverso de condução de calor. Como simplificação, e dada a excelente condutividade térmica dos materiais e as relativamente pequenas dimensões da pastilha, considerou-se um problema de condução instacionário unidimensional. Assumiu-se um problema de parede plana de espessura L , ilustrado na Figura 6.25, onde a face onde se realiza a medição está isolada e existe um fluxo de calor a entrar no sistema na face de ataque da ferramenta de corte. Para resolver este problema utilizou-se o método proposto por Taler e Duda (2010), aplicando a Equação 6.7.

$$T(x, t) = y(t) + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n)!} \left(\frac{x^2}{\alpha} \right)^n \frac{d^{2n} y(t)}{dt^{2n}} \quad (6.7)$$

Onde,

$y(t)$, é uma função da temperatura medida pelo termopar,
 x , é a posição em que se quer saber a temperatura em m, e
 α , é a difusividade térmica em m^2/s ,

A difusividade térmica é dada pela Equação 6.8.

$$\alpha_T = \frac{k_T}{c_p \cdot \rho_d} \quad (6.8)$$

Onde,

k_T , é a condutividade térmica em $W/m.K$,
 c_p , é o calor específico em $J/kg.K$, e
 ρ_d , é a densidade em kg/m^3

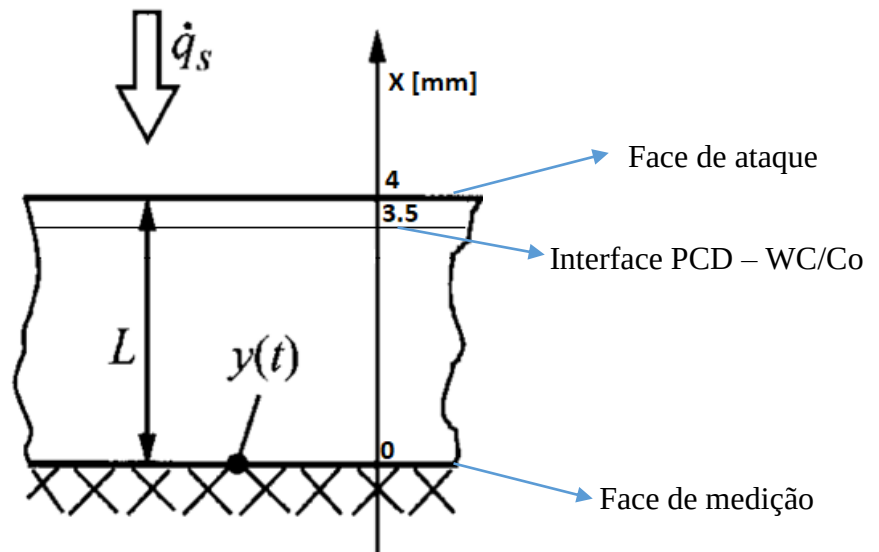


Figura 6.25 – Problema de calor assumido para cálculo de temperatura na face de ataque, adaptado de (Taler e Duda, 2010).

Dado o processo de fabrico das pastilhas de corte, existe uma separação clara da ponta de corte (*tip*) e da pastilha base por uma camada muito fina de pasta de brasagem. No entanto, dada a impossibilidade de saber as propriedades térmicas desta pasta, e como tem uma espessura extremamente fina (menos de 0.1 mm), admitiu-se que o metal duro da *tip* está em contacto direto com o metal duro da pastilha base.

A Tabela 6.5 apresenta as propriedades térmicas do PCD e do WC/Co. Uma vez que não se conseguiu saber as propriedades exatas dos materiais usados nos ensaios de corte, utilizaram-se os valores médios destes, obtidos da literatura, para aplicação das equações.

Tabela 6.5 – Propriedades térmicas do PCD e do WC/Co (Sandvik Hard Materials, "All About Cemented Carbide"); (Davis, 1995). O valor apresentado entre parêntesis curvos é o valor considerado na análise térmica.

Material	k_T [W/m.K]	c_p [J/kg.K]	ρ_d [kg/m ³]
PCD	500-600 (550)	540-600 (570)	3500-4500 (4000)
WC/Co	80-100 (90)	150-350 (250)	14000-15000 (14500)

Para a aplicação da Equação 6.3 foi criado uma função em MatLab, apresentada no Anexo E. Para obtenção da evolução da temperatura na face de ataque, foi necessário em primeiro lugar aproximar os dados medidos a uma função de tempo, $T_{wc}(t)$, aplicando-se essa função na Equação 6.3 até 0.0035 m, correspondente à base do PCD. Obteve-se então uma função para a evolução da temperatura na base do PCD, $T_{PCD}(t)$, e repetiu-se o processo anterior, obtendo-se no final a evolução da temperatura na face de ataque.

Resultados da temperatura e análise

Tal como nos resultados de força, foi em primeiro lugar necessário truncar os dados obtidos para considerar apenas a zona temporal onde a ferramenta está em contacto direto com a peça. Também se retiraram alguns dados iniciais, correspondentes ao início do contacto entre os materiais, para se conseguir obter uma melhor caracterização polinomial da curva. A forma típica da evolução da temperatura pode ser vista na Figura 6.26.

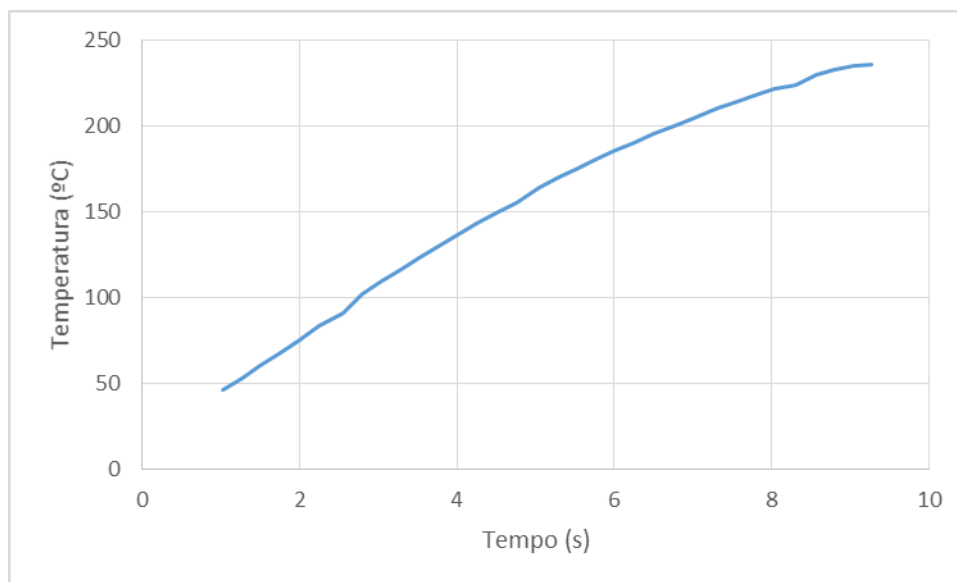


Figura 6.26 – Gráfico típico da evolução da temperatura medida em função do tempo ($\alpha=0^\circ$, $f=0.10$ mm/rot e $v=80$ m/min, ensaio 1).

De igual modo ao feito para as forças, apresentam-se gráficos ilustrativos da evolução da temperatura consoante a variação dos parâmetros de corte (Figura 6.27), bem como uma tabela resumo dos valores obtidos da análise de temperatura (Tabela D.2 do Anexo D),

Em primeiro lugar refere-se que, para além dos dois ensaios que não foram realizados por motivos explicados anteriormente, houve mais dois ensaios cujas medições de temperatura não foram retiradas. Um deles ($\alpha=10^\circ$, $f=0,15$ mm/rot, $v=60$ m/min) corresponde ao ensaio onde a *tip* saltou da pastilha de corte, resultando numa medição errónea de temperaturas. Para além deste, houve um ensaio ($\alpha=10^\circ$, $f=0,10$ mm/rot, $v=100$ m/min) onde se verificou que o termopar fraturou, impossibilitando a medição nesse ensaio.

Tentou-se ao máximo obter condições de corte iniciais semelhantes, tanto da temperatura da pastilha de corte como da temperatura do Titânio, mas as limitações de tempo para a realização dos ensaios dificultou esta tarefa. Ainda assim, conseguiu-se uma repetição de condições razoável para os primeiros ensaios de cada combinação de parâmetros de corte, no que diz respeito à temperatura da pastilha de corte. A temperatura do material não foi medida, pelo que é impossível afirmar que a temperatura inicial deste foi constante ao longo dos ensaios. Esta não-conformidade das condições iniciais de corte introduziu, obviamente, erros na medição das temperaturas na pastilha de corte.

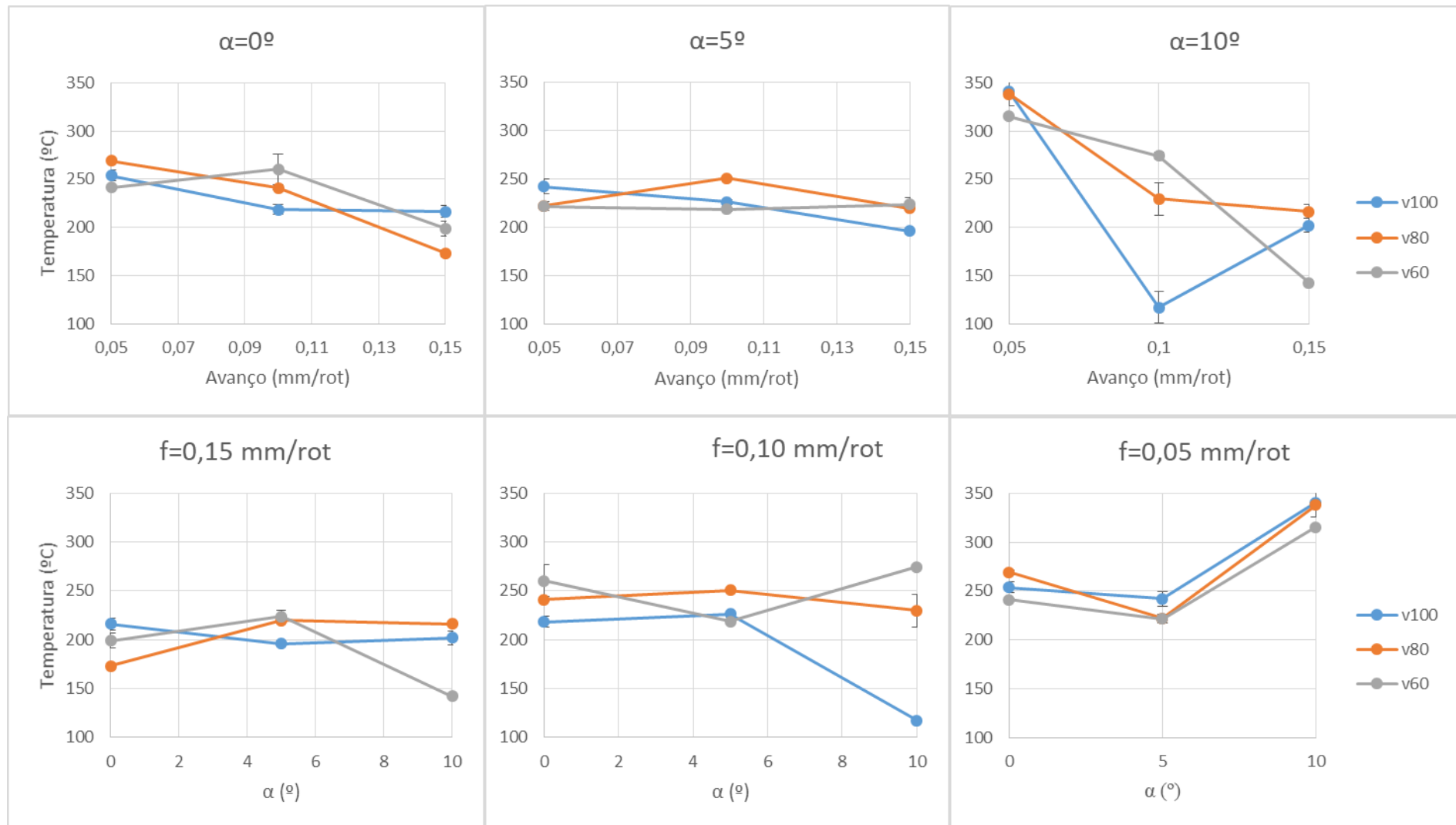


Figura 6.27 – Evolução da temperatura máxima calculada consoante a variação dos parâmetros de corte.

Tal como esperado, nota-se uma diferença mínima entre as temperaturas máximas medidas e calculadas, sendo a maior diferença de cerca de 7°C. É óbvio que esta diferença está relacionada com o quão correta foi a qualidade da modelação realizada. Com efeito, a análise realizada é uma simplificação enorme do problema real, não se considerando trocas por convecção nem radiação com o meio, para além de se considerar que a face de medição está isolada. Para validar este modelo seria necessário realizar uma análise global, ou pelo menos uma análise instacionária bidimensional, mas para o caso presente, a análise realizada é suficiente para avaliar a evolução da temperatura.

Como o tempo de ensaio foi relativamente curto para os avanços maiores, é algo difícil obter conclusões acerca da evolução da temperatura, uma vez que existe a possibilidade de não se ter chegado a condições de corte estacionárias para estes casos. Observa-se um aumento de temperatura com o aumento do ângulo de ataque e com o aumento da velocidade de corte, para um avanço de 0,05 mm/rot, apesar de a temperatura aparentar ser mínima para o ângulo de ataque de 5°. Este aumento com a velocidade de corte é algo expectável da teoria, mas pela sua evolução ilustrada na Figura 6.28, não se conseguiu verificar esse aumento em toda a gama dos ensaios realizados.

De uma maneira geral, a temperatura tende a diminuir com o aumento do avanço. Esta conclusão pode ser confirmada com a Figura 6.29, que ilustra um aumento da temperatura com a pressão específica de corte, e estando esta relacionada com o avanço como ilustrado na Figura 6.23, pode-se afirmar que a temperatura aumenta com a diminuição do avanço. No entanto, tal afirmação pode não ser totalmente correta, uma vez que, novamente, o tempo de ensaio para os maiores avanços pode não ter sido suficiente para se obterem condições estacionárias de corte, incluindo comportamento térmico. Será necessário repetir estes ensaios garantido que todos terão a mesma duração, para se conseguir validar estas conclusões.

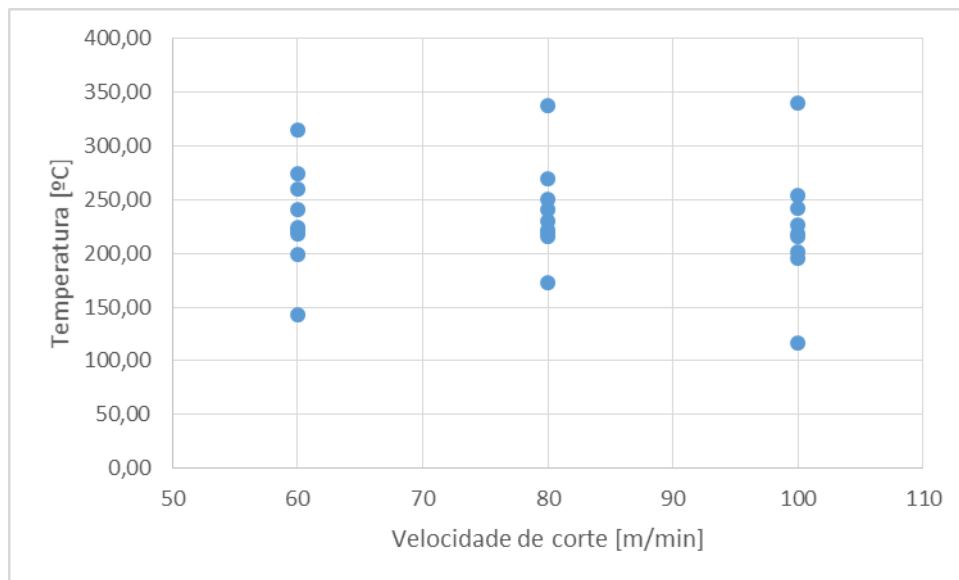


Figura 6.28 – Evolução da temperatura com a velocidade de corte.

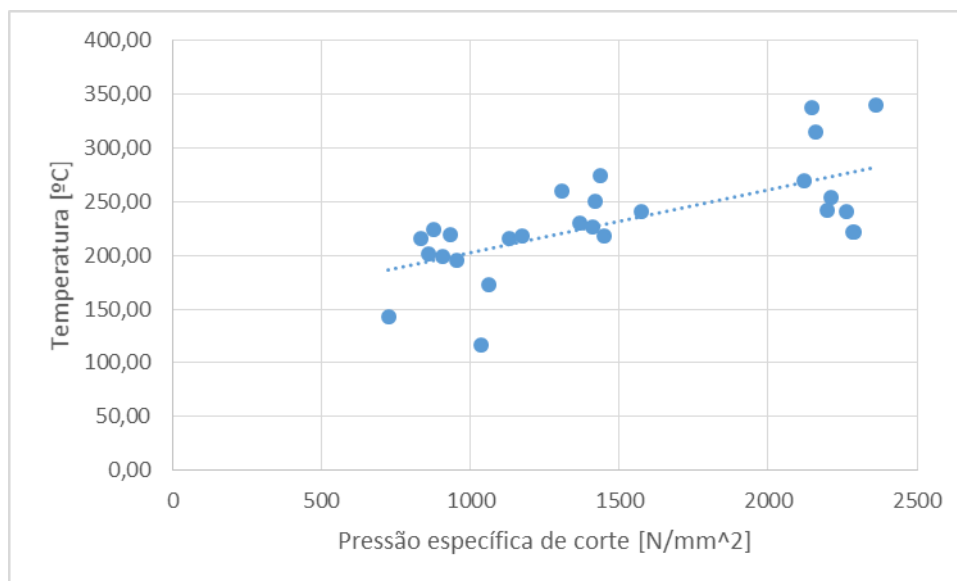


Figura 6.29 – Evolução da temperatura com a pressão específica de corte.

Apesar das limitações das medições de temperatura realizadas, os resultados mostram que as temperaturas calculadas oscilam entre os 117° e os 340°, com um valor médio de 232° (Tabela 6.6). Estes resultados informam sobre uma ordem de grandeza aproximada das temperaturas a desenvolver no processo de corte, indicando a necessidade de futuramente avaliar o comportamento do material para elevadas temperaturas. De notar que a temperatura na apana será certamente mais elevada, mas também se reforça que grande parte do calor gerado na maquinagem do Titânio é transferido para as ferramentas dada a dificuldade do material em conduzir calor.

Tabela 6.6 – Resumo dos valores máximos, mínimos e respetiva média.

	T_{max} medida [°C]	T_{max} calculada [°C]	Diferença [°C]
Máximo	335.88	340.68	4.8
Mínimo	116.03	117	0.97
Média	229.69	232.13	2.44

7 Modelação numérica dos ensaios experimentais no DEFORM®

7.1 Introdução e modelação da liga Ti64

Como forma de validar a metodologia aplicada para caracterização da liga Ti64 e do modelo proposto realizaram-se simulações numéricas dos ensaios quase-estáticos. Para tal, utilizou-se o *software* de análise por elementos finitos DEFORM® 2D disponível comercialmente, que aplica uma abordagem Lagrangiana implícita com regeneração da malha para modelar a fratura e evitar deformação excessiva da malha.

Devido à impossibilidade de obter todos os parâmetros do modelo de J-C, e à falta de tempo alocado para a realização do projeto, não se realizaram simulações dos ensaios de corte ortogonais usando o modelo constitutivo do material atualizado. No entanto, foi realizada numa fase mais inicial do projeto simulações de corte ortogonal, visando uma análise de sensibilidade, usando as propriedades da liga Ti64 presente na base de dados do programa, que será utilizada para comparar com os resultados experimentais.

Para modelar o comportamento da liga Ti64 nas simulações dos ensaios mecânicos, criou-se um novo material ao qual se conferiu valores às propriedades térmicas, físicas e elásticas consoante o proposto por Yang (2015), estando apresentadas na Tabela 7.1. As restantes propriedades foram definidas consoante os valores predefinidos do *software* para a liga existente na base de dados. Foi ainda necessário converter as unidades para as do DEFORM, segundo o indicado na documentação do mesmo, e apresentado na Tabela 7.2. Aplicou-se o modelo de Johnson-Cook para a lei de escoamento do material, pelo facto da sua formulação estar já incluída no DEFORM.

Tabela 7.1 – Propriedades da liga Ti-6Al-4V e fatores utilizadas para simulação numérica.

Propriedades	Expressão/valor
Módulo de Young, $E(T)$ [GPa]	$E(T) = 122.7 - 0.0565 * T$
Coefficiente de Poisson, $\nu(T)$	$\nu(T) = 0.289 + 3.2 * 10^{-5}T$
Coefficiente de expansão térmica, $\alpha_V(T)$ [1/K]	$\alpha_V(T) = 7.43 * 10^{-6} + 5.56 * 10^{-9}T - 2.69 * 10^{-12}T^2$
Coefficiente de condutibilidade térmica, $k_T(T)$ [W/m.K]	$k_T(T) = 1.1 + 0.017 * T$
Calor específico, $C_p(T)$ [J/kg.K]	$C_p(T) = 350 + 8.78 * 10^{-1}T - 9.74 * 10^{-4}T^2 + 4.43 * 10^{-7}T^3$
Densidade, $\rho_d(T)$ [kg/m ³]	$\rho_d(T) = 4420/[1 + \alpha_V(T - 300)]^3$

Tabela 7.2 – Conversão das unidades SI para as do DEFORM.

Propriedade	Unidades SI	Unidades DEFORM	Conversão
E	GPa	MPa	$\times 10^3$
α_v	1/K	1/°C	x1
k_T	W/m.K	N/s.°C	x1
C_p	J/kg.K	N/mm ² .°C	$x\rho_d [\text{kg/m}^3] \times 10^{-6}$
ρ_d	kg/m ³	ton/mm ³	$\times 10^{-12}$

7.2 Ensaios de compressão de provetes cilíndricos em regime quase-estático

Os ensaios de compressão de provetes cilíndricos foram modelados como problemas 2D axissimétricos, utilizando uma formulação Lagrangiana incremental, com o algoritmo de iteração de Newton-Raphson e o *Solver Skyline*.

Modelou-se a peça cilíndrica como sendo elasto-plástica e estacionária, com cerca de 1200 nós e 1110 elementos, com maior densidade nas zonas periférica da peça. Ambas as matrizes (placas de compressão) foram tomadas como rígidas, sendo a matriz superior estacionária e aplicando uma velocidade variável com o tempo na matriz inferior, tal como usado nos ensaios experimentais, para garantir uma taxa de deformação constante de 0.01 s^{-1} .

O coeficiente de atrito de corte nas interfaces peça/matrizes foi de 0.12, valor predefinido pelo programa para conformação a frio com matrizes de aço. A simulação teve um total de 1500 iterações, com cada uma correspondendo a 0.04 s, e os critérios de paragem foram de deslocamento máximo de 2.5 mm.

Em relação às propriedades mecânicas do material apresentadas na Tabela 7.1, apenas se alterou o módulo de elasticidade para o módulo aparente retirado dos resultados, calculados como o declive da reta na região linear elástica dos resultados experimentais de compressão, para conseguir obter uma melhor aproximação da parte elástica do ensaio. Assim, utilizou-se um valor de 51 252 MPa para o módulo de Young, que é a média dos módulos aparentes dos três ensaios realizados.

Com o modelo utilizado observou-se uma aproximação muito boa aos resultados experimentais, como pode ser observado na Figura 7.1, que compara os gráficos de força-deslocamento da matriz móvel. As maiores discrepâncias observam-se nos valores extremos dos ensaios. O erro presente na parte “elástica” da curva pode estar associado com a rigidez da máquina de ensaios, enquanto que no final da curva a iniciação de dano e fratura do provete estão na base do erro verificado, fratura esta que por não ser axissimétrica, não pode ser simulada com o presente modelo. Na zona de deformação plástica, sem ocorrência de dano, o modelo usado tem um erro máximo de cerca de 3% no cálculo das forças. Os resultados obtidos permitem uma validação primária da obtenção dos parâmetros do modelo de Johnson-Cook no que diz respeito ao comportamento plástico sem influência do dano material, para esta liga de Titânio.

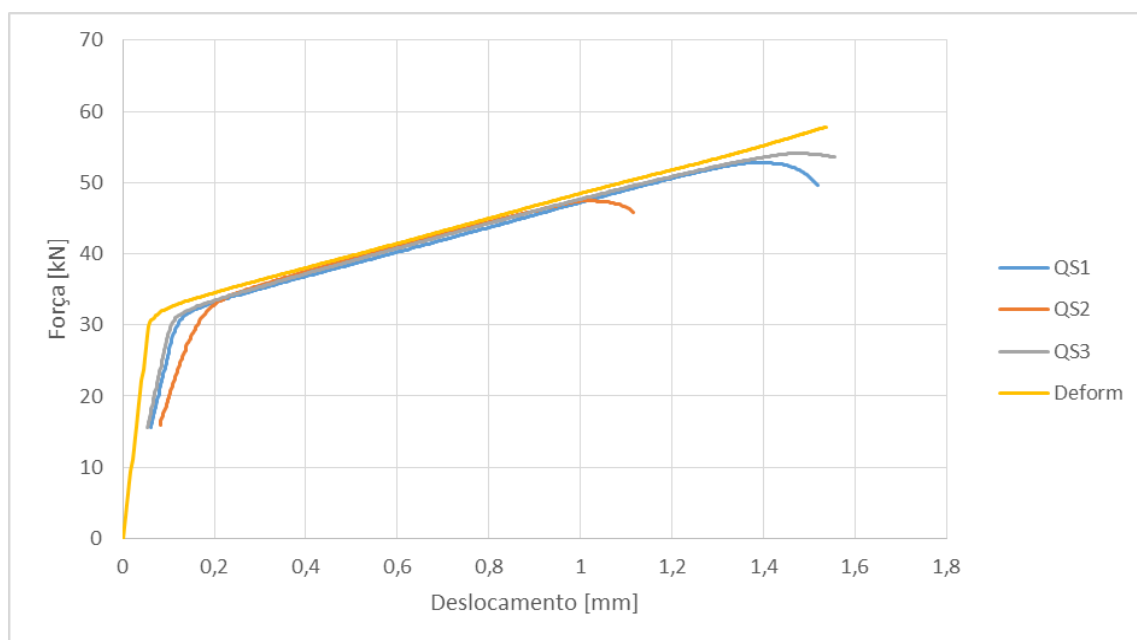


Figura 7.1 – Gráfico comparativo das curvas de força-deslocamento dos ensaios experimentais de compressão quase-estáticos de provetes cilíndricos e respetiva simulação numérica.

7.3 Ensaios dos provetes Astakhov

Para a simulação dos ensaios Astakhov criou-se um problema 2D de deformação plana no *software*, e, tratando-se de um provete simétrico, apenas se representou metade deste para simplificação do cálculo numérico. Foi considerada uma abordagem elastoplástica na simulação da compressão desta geometria. Criou-se uma malha com cerca de 1000 elementos, com maior densidade destes na zona entre os furos, como ilustrado na Figura 7.2, uma vez que será a região de interesse que importa discretizar com detalhe suficiente para inferir resultados fidedignos. Em relação a condições fronteira, impediram-se os deslocamentos segundo o eixo (horizontal) na face lateral esquerda da peça, uma vez que se trata de um problema simétrico, e foi tomado um coeficiente de atrito de corte de 0.12 no contacto com as matrizes.

Ambas as matrizes, superior e inferior, foram definidas com uma geometria retangular como sendo retângulos simples, com 5 mm de altura e comprimento suficiente para apoiar completamente a peça. Estes elementos foram definidos como rígidos, aplicando uma condição de estaticidade à matriz superior, e impondo na matriz inferior uma velocidade de 0.01 mm/s no sentido positivo do eixo y.

Cada simulação teve um máximo de 2000 iterações, cada uma correspondendo a 0.1 s, com critérios de paragem de deslocamento máximo da matriz inferior ligeiramente superior ao deslocamento máximo observado nos ensaios experimentais para cada caso. Assim, os deslocamentos máximos para os provetes A60, A90 e A120 foram de 0.7, 0.9 e 1.3 mm, respetivamente. Foi usado o *Solver Skyline* com o método de iteração de Newton-Raphson. A cada iteração é feita uma verificação do valor crítico de dano imposto, procedendo à eliminação de qualquer elemento que ultrapasse esse valor.

O maior interesse nestas simulações foi a calibração dos parâmetros do modelo de dano utilizado. Tal como discutido no Subcapítulo 4.4, um modelo de dano adequado deve considerar o efeito da triaxialidade e do ângulo de Lode na modelação da fratura, cobrindo uma gama alargada de triaxialidades. No entanto, o DEFORM não tem incluído na sua base de dados modelos com estas propriedades, pelo que não será possível obter uma boa aproximação dos ensaios para os 3 casos usando o mesmo modelo de dano.

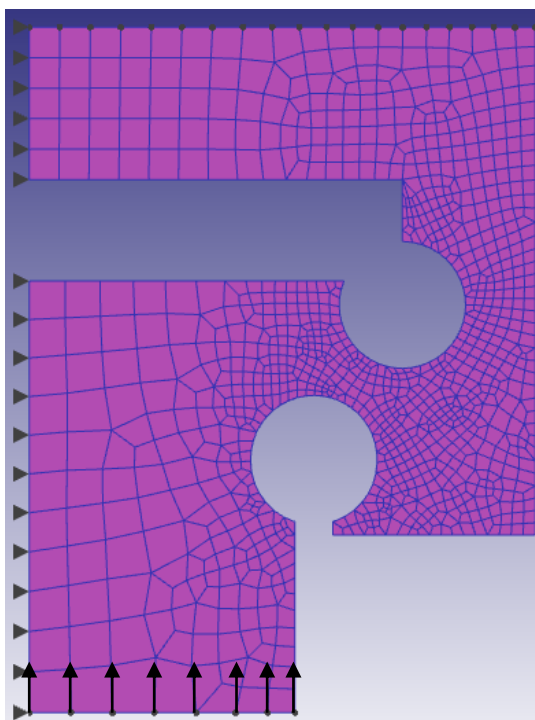


Figura 7.2 – Condições fronteira e discretização utilizadas na simulação numérica dos ensaios de compressão com geometria Astakhov (caso de 120° de ângulo de pressão), com maior densidade de elementos na zona entre os furos.

Tal como apresentado anteriormente, para o provete A60 existem esforços de compressão e corte, o que resulta numa triaxialidade média negativa. O provete A90, estando sujeito a corte puro terá uma triaxialidade média muito próxima de 0. Já no caso do provete A120, este estará sujeito a esforços de tração e de corte. Neste caso o valor da triaxialidade média pode estar abaixo ou acima do valor de transição η_T , sendo necessária uma análise mais detalhada de tensões para concluir acerca deste valor. Assim, para o estudo presente, optou-se por calibrar o modelo de Cockroft & Latham (Equação 4.15) para o provete A60, verificando-se a não-aplicabilidade deste modelo a todos os provetes. Após um extenso processo de tentativa e erro, obteve-se um valor de dano crítico de 90 MPa para este modelo.

Como método de comparação com os resultados experimentais e validação do modelo, compararam-se os campos de deformação na força máxima dos ensaios com as simulações, bem como o valor de força máxima e deslocamento máximo da matriz inferior. Da Figura 7.3 à Figura 7.5 é possível ver uma comparação dos campos de deformações simulados com os experimentais, e a Figura 7.6 ilustra a comparação dos gráficos força-deslocamento obtidos. Para não estender muito o trabalho, apenas serão apresentados os resultados obtidos para os campos de deformação de corte, e comparados com apenas um dos ensaios experimentais.

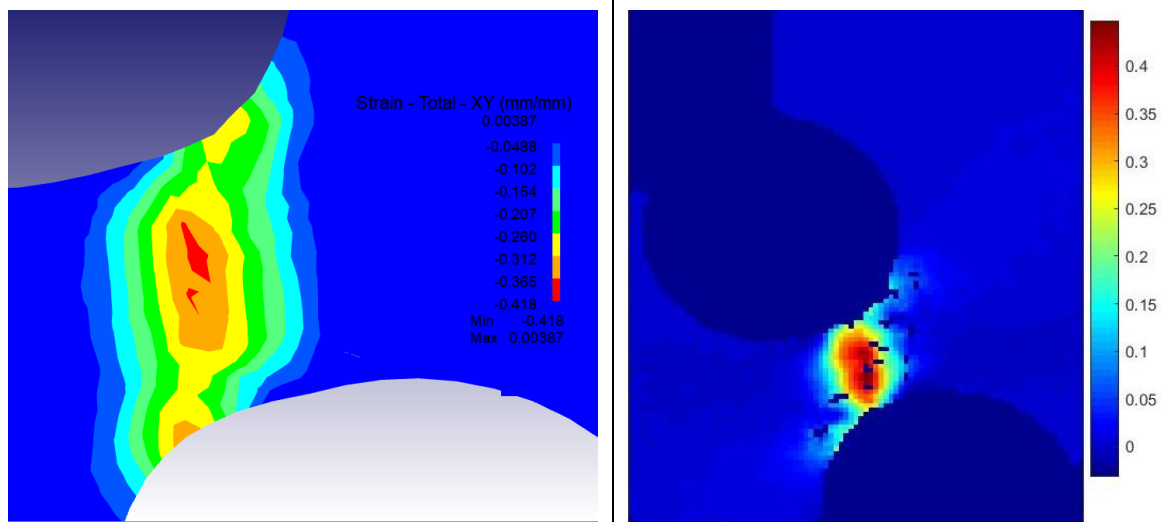


Figura 7.3 – Comparação do campo de deformação de corte obtido por simulação numérica (esquerda) e experimental (direita), para o provete A60.

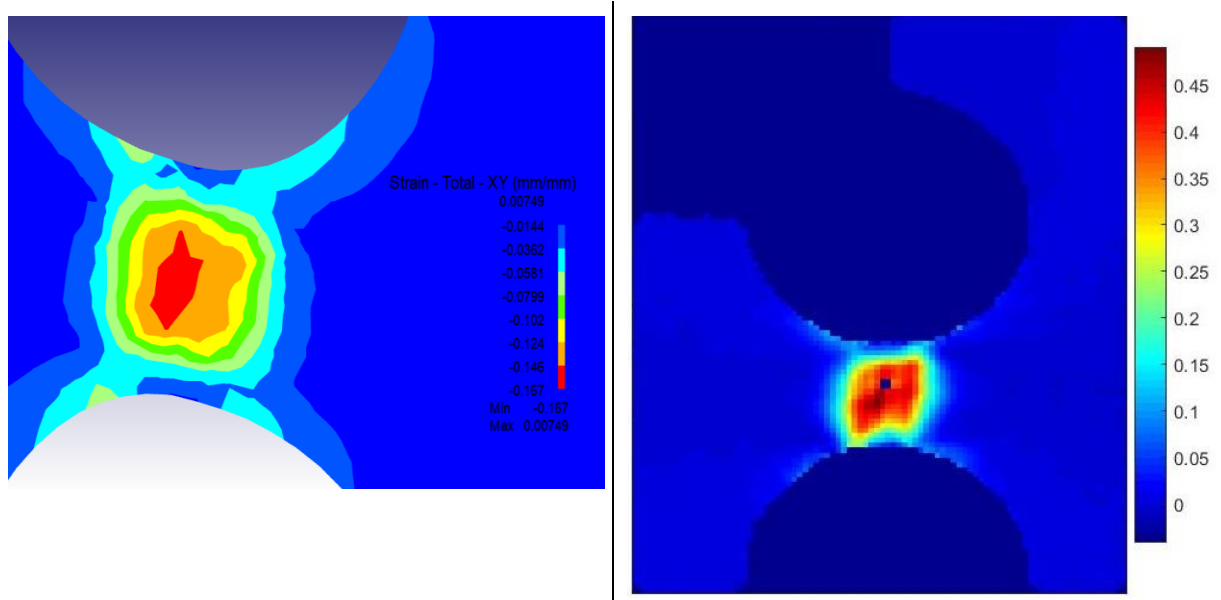


Figura 7.4 – Comparação do campo de deformação de corte obtido por simulação numérica (esquerda) e experimental (direita), para o provete A90.

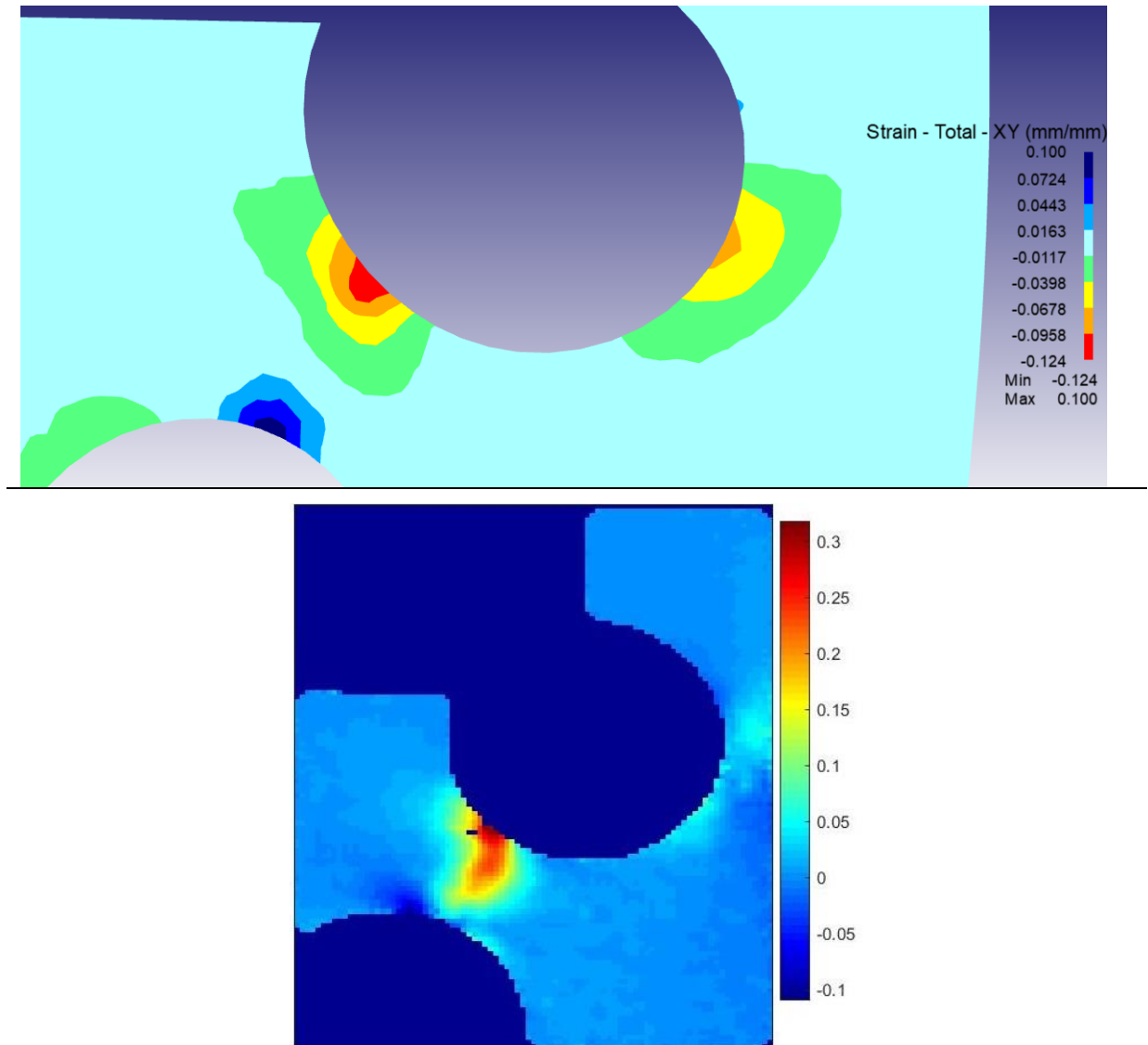


Figura 7.5 – Comparação do campo de deformação de corte obtido por simulação numérica (cima) e experimental (baixo), para o provete A120.

A análise realizada foi meramente qualitativa, avaliando a similaridade dos campos de deformação. Como seria de esperar, a simulação do provete A60 é a que apresenta os melhores resultados, dada a sua triaxialidade negativa e a aplicabilidade do modelo de Cockroft & Latham para essa gama de triaxialidades. Para este caso, tanto os valores máximos e mínimos de deformação de corte, e o próprio campo de deformação apresentam uma ótima aproximação ao real. O gráfico de força-deslocamento aproxima-se razoavelmente bem à realidade, com um erro máximo de 16% no valor máximo da força e de -3% no valor de deslocamento máximo.

Para os restantes casos, apesar do campo de deformações se aproximar razoavelmente bem ao esperado, o valor máximo da deformação de corte é 70% inferior ao esperado, tanto para o A90 como para o A120. Estes factos apenas comprovam a inaplicabilidade do modelo de Cockroft & Latham para triaxialidades positivas. Para além disso, as simulações destes provetes estimam por excesso os valores de força máxima, 11% e 12% para os provetes A90 e A120, respetivamente, e subestimam os valores de deslocamento máximo, -69% e -48% para os provetes A90 e A120, respetivamente.

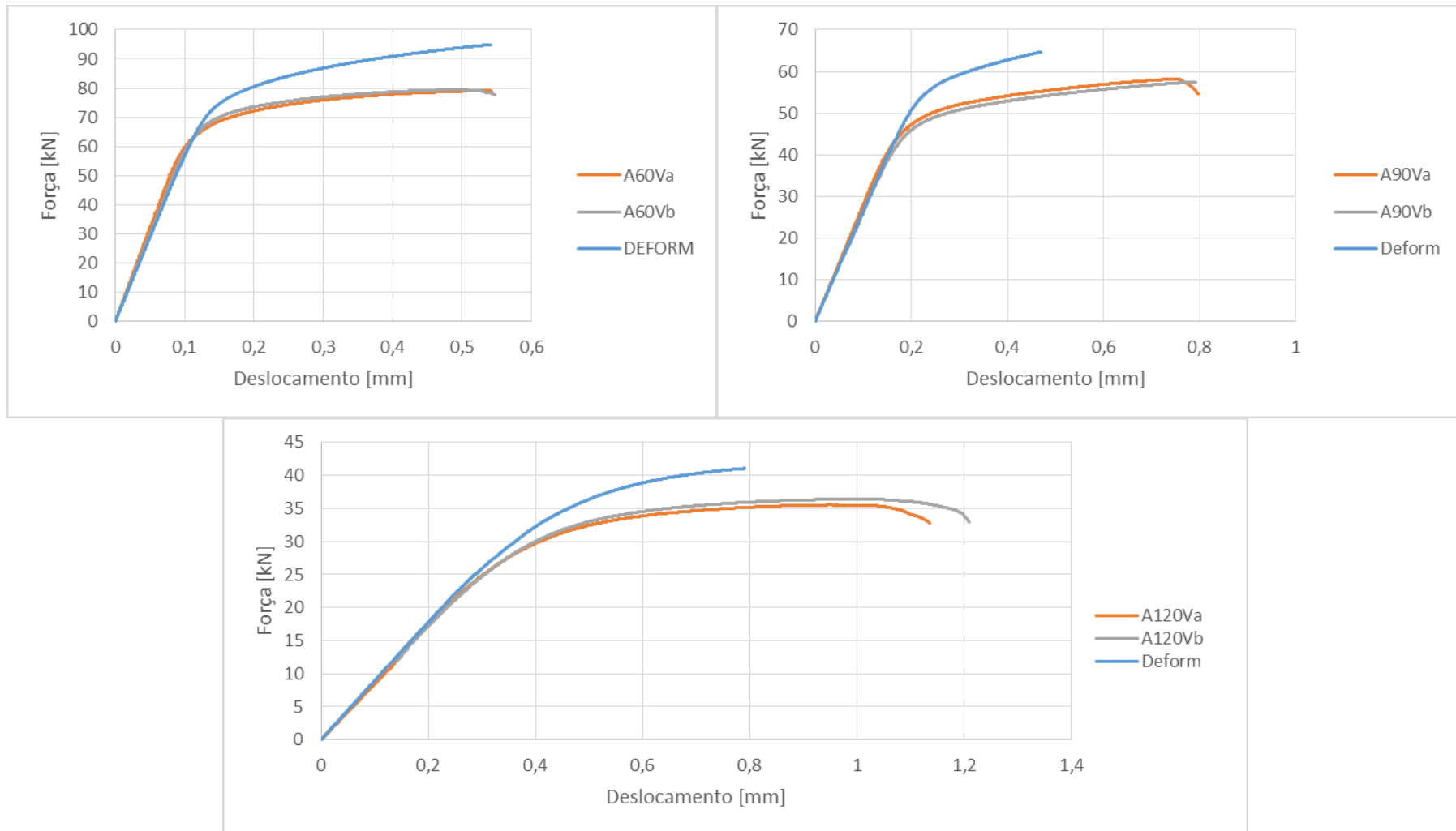


Figura 7.6 – Comparação dos gráficos de força-deslocamento obtidos experimentalmente e por simulação numérica.

Esta diferença de força máxima observada pode estar relacionada com a dependência da lei de escoamento com o estado de tensão, como é o caso do ângulo de Lode e a tensão hidrostática/triaxialidade, resultando em valores de força mais baixos caso estas dependências sejam consideradas, como ilustrado na Figura 7.7 e proposto por Bai e Wierzbicki (2008). É possível que realizando estas correções para o caso presente se obtivesse uma melhor aproximação às curvas de força-deslocamento experimentais.

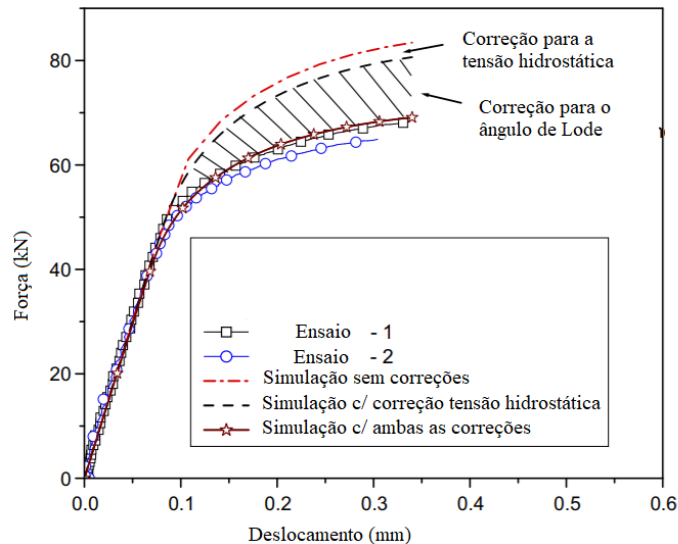


Figura 7.7 – Dependência das forças com a tensão hidrostática e o ângulo de Lode, adaptado de (Bai e Wierzbicki, 2008).

Por outro lado, estas diferenças de força máxima observada podem estar relacionadas com a definição do modelo constitutivo do material, ou seja, os provetes a partir do qual se definiu o modelo foram submetidos a processos de fabrico complementares ao processo de eletroerosão, para minimizar os efeitos metalúrgicos associados a este último, o que não aconteceu para os provetes com a geometria Astakhov. Tal poderá estar na origem da diferença nos valores de força máxima, tendo em conta eventuais mudanças metalúrgicas nas geometrias maquinadas pelo processo não convencional. A realização de novas simulações com diferentes valores para os parâmetros do modelo de J-C parece confirmar esta hipótese, como pode ser visto na Figura 7.8. Nestes casos, alterou-se apenas o parâmetro A , correspondente à tensão de cedência do material, utilizando-se um valor de 870 MPa, obtendo-se uma melhor aproximação às curvas de força-deslocamento experimental, com um erro máximo de força de cerca de 7%, 1.5% e 0.26% para os provetes A60, A90 e A120, respetivamente. Com esta alteração verifica-se também que a simulação do início da fratura ocorre para um valor maior de deslocamento para o caso do provete A60. Seria necessário nova calibração do modelo de dano. No entanto, pode-se perceber desde já que apesar da suspeita anterior sobre a dependência da lei de escoamento da triaxialidade e do ângulo de Lode, tal fica demonstrado não se verificar, pois a nova lei de escoamento corrigida ao nível da tensão de cedência produz um ajustamento da curva de forma muito satisfatória. Já o modelo de dano demonstra ser sensível aos parâmetros do estado de tensão. O modelo de Cockroft & Latham, puramente energético, não foi capaz de gerar bons resultados para os diferentes estados de tensão, com diferentes ângulos de pressão.

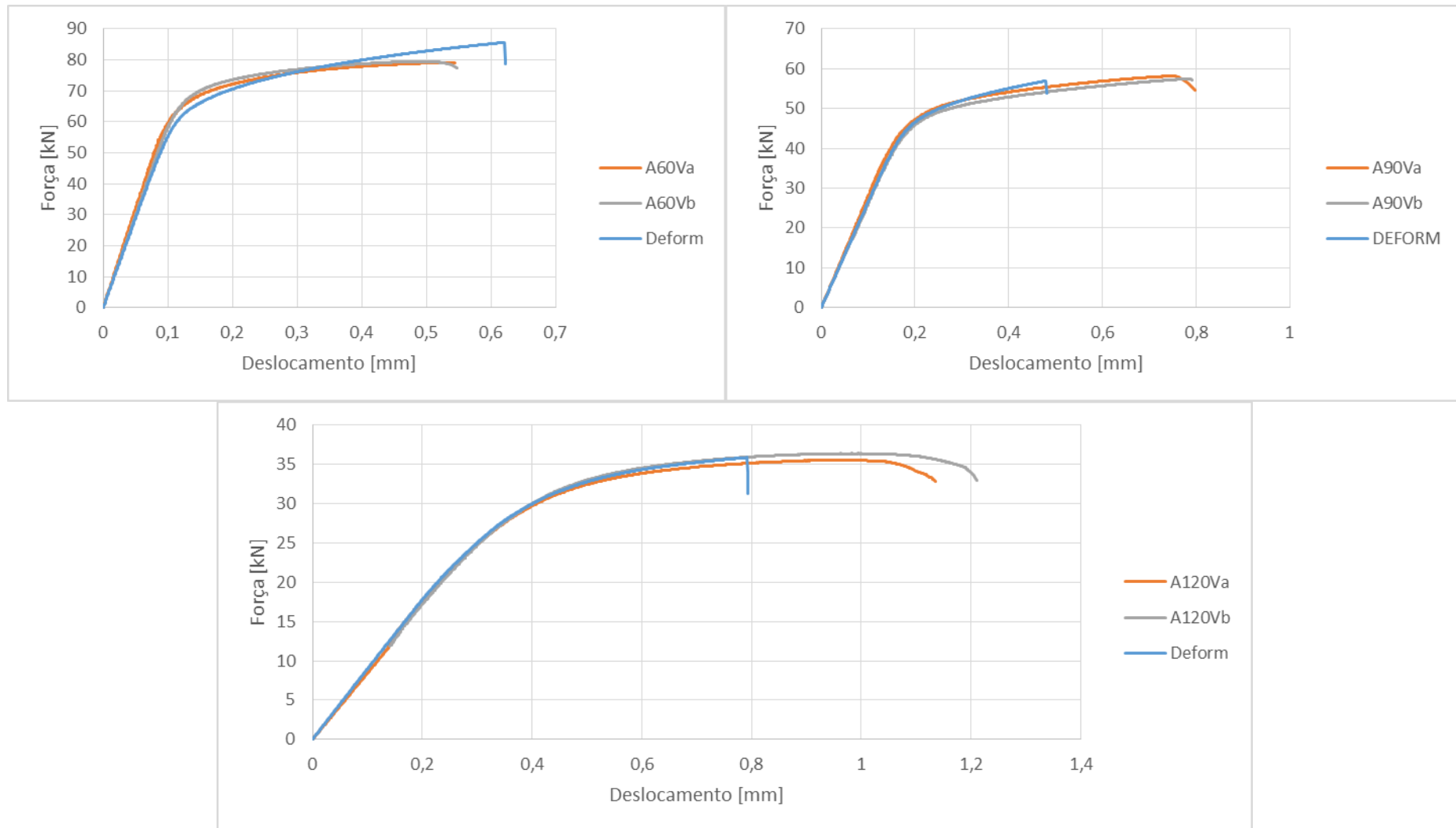


Figura 7.8 – Comparação dos gráficos de força-deslocamento obtidos experimentalmente e por simulação numérica com ajuste do parâmetro A do modelo de Johnson-Cook.

Para além destas conclusões, verificaram-se três casos diferentes de iniciação de fratura e propagação de fenda, ilustrados na Figura 7.9. Para o caso do provete A60, a fratura iniciou-se no interior do material e propagou-se até à superfície. Para o caso do provete A120, a fratura iniciou-se na superfície do furo superior e propagou-se pelo material até à superfície do furo inferior até à rotura total. No caso do provete A90, observou-se uma mistura dos dois casos anteriores, observando-se iniciação de fratura tanto no interior como no exterior, propagando-se uma em direção à outra. Estas conclusões estão de acordo com o analisado por Abushawashi (2013), que associou o modo de fratura ao estado de tensão existente na peça. No entanto, é preciso ter em conta que a iniciação da fratura e propagação do dano estão associadas ao modelo de dano usado.

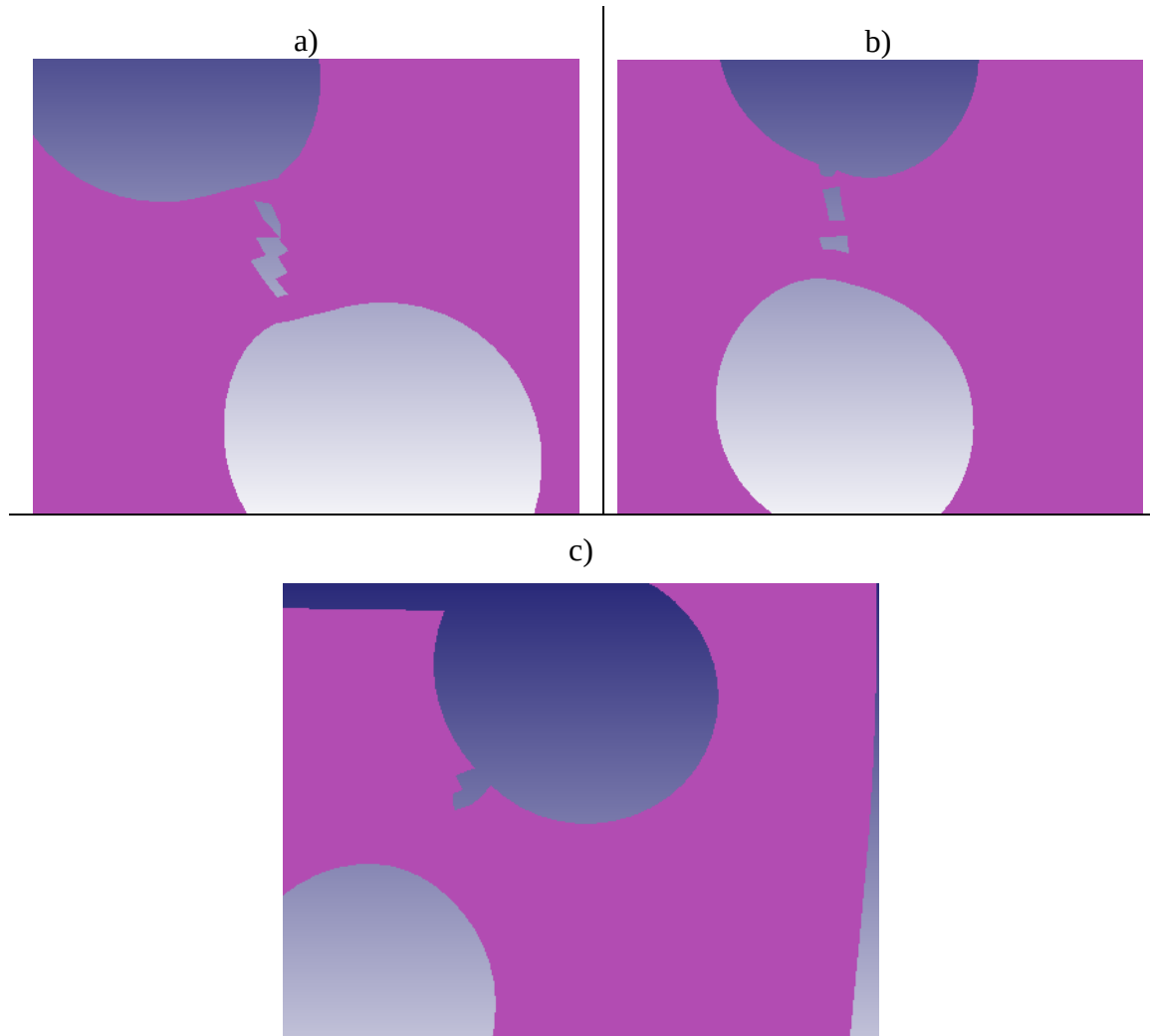


Figura 7.9 - Início de fratura simulada para os três provetes, (a) A60, (b) A90 e (c) A120.

7.4 Ensaios de corte ortogonal

Com já referido previamente, foram também realizadas simulações dos ensaios de corte ortogonal, mas as referidas simulações foram realizadas ainda numa fase de preparação do trabalho experimental e usando o modelo constitutivo presente no DEFORM[®] para este material. Não foi possível repetir as simulações com um modelo calibrado com os resultados obtidos neste estudo por limitações de tempo, dada a realização tardia dos ensaios mecânicos. No entanto, entende-se muito útil a apresentação destas simulações preliminares, com o objetivo de compreender a influência nos resultados de alguns parâmetros da simulação. Assim, realizaram-se uma série de simulações para possibilitar uma análise de sensibilidade. Os resultados destas simulações podem agora ser comparados com os resultados experimentais obtidos posteriormente e serem elaboradas algumas conclusões.

O material usado para a peça foi a liga de Ti64 existente na base de dados do programa específica para a maquinagem, e para a ferramenta foi o Diamante Policristalino, também existente na base de dados do DEFORM. As simulações realizaram-se até $\frac{1}{4}$ do comprimento total da peça, para reduzir o custo computacional enquanto se garante que se chega ao regime estacionário do corte.

Como método de comparação com os resultados experimentais, foram avaliadas as evoluções da temperatura máxima e das forças de corte. Devido à natureza serrilhada das aparas, existe uma grande variação destes valores ao longo do tempo, pelo que, quando significativo, serão avaliados os valores médios destes. Esta geometria serrilhada da apara é passível de ser simulada desde que seja incluído um modelo de dano adequado. No entanto, como não foram analisadas as aparas obtidas dos ensaios experimentais, estas não serão comparadas com as aparas obtidas das simulações, mostrando-se apenas a título de exemplo a geometria da apara para uma das simulações numéricas (Figura 7.10).



Figura 7.10 – Geometria serrilhada da apara obtida das simulações (ex: $\alpha=5^\circ$, $f=0,15$ mm/rot, $v=100$ m/min).

7.4.1 Velocidade de corte

As três velocidades de corte estudadas corresponderam às usadas nos ensaios experimentais, ou seja, foram de 60, 80 e 100 m/min. O ângulo de ataque usado foi de 0° , com um avanço de 0.15 mm/rot para as três simulações. Todos os restantes parâmetros foram os predefinidos pelo programa, destacando-se o modelo de atrito de corte com um coeficiente de atrito de 0.8, o coeficiente de transferência de calor na interface apara-ferramenta de 40 N/(mm.s.K), e o modelo de dano de Cockroft & Latham com um valor de dano crítico de 240 MPa. A Figura 7.11, a Figura 7.12 e a Figura 7.13 ilustram os resultados obtidos para a evolução da força principal de corte, da força de avanço, e da temperatura, respetivamente, e comparação com os valores experimentais.

Em primeiro lugar, nota-se uma grande discrepância na ordem de grandeza dos valores das forças. Para o caso da força principal de corte, esta é cerca de duas vezes superior nas simulações quando comparadas aos ensaios experimentais. Já no caso da força de avanço verifica-se o oposto, sendo os valores experimentais cerca do dobro dos obtidos das simulações. Tal poderá significar que a lei de escoamento da liga presente no DEFORM não é coerente com os resultados obtidos experimentalmente. No entanto, e tal como referido anteriormente, estas simulações foram realizadas numa fase anterior à realização dos ensaios, enquanto se esperava pelo fabrico de todos os provetes necessários, pelo que não foi possível utilizar a caracterização do material testado.

Não obstante, realiza-se uma análise meramente qualitativa, tendo em conta as evoluções dos resultados. Quanto a ambas as forças, verificam-se evoluções opostas nas simulações e nos ensaios, com a força a diminuir com o aumento da velocidade de corte para o primeiro caso, e a aumentar com o aumento da velocidade de corte para o segundo. Tal como ilustrado na Figura 6.22, a evolução das forças de corte na maquinagem da liga Ti64 depende grandemente da gama de velocidades de corte. Entre os 60 e os 100 m/min, estas aumentam ligeiramente, o que não é captado pelo modelo usado nas simulações. Neste apenas se conta com o fenómeno de amaciamento térmico, que implica uma diminuição do esforço necessário ao corte. Seria assim necessário criar um modelo de escoamento que tivesse em conta o fenómeno de encruamento descrito por Sun et al. (2009).

No que diz respeito às temperaturas máximas atingidas na face de ataque da ferramenta, verifica-se uma aproximação razoável entre as simulações e o resultado experimental, com uma diferença máxima de 20%. É interessante notar uma queda de temperaturas medidas para a velocidade de corte de 80 m/min, tal como descrito por Sun et al. (2015), que atribuíram este facto à diminuição de material aderente na face de ataque, queda essa que não é captada pela simulação.

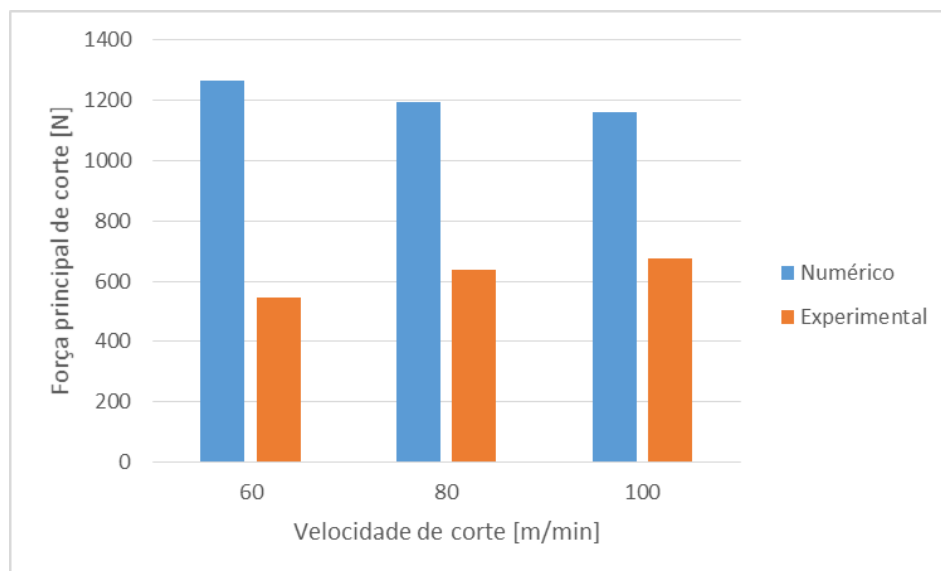


Figura 7.11 – Evolução da força principal de corte com a velocidade de corte obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.

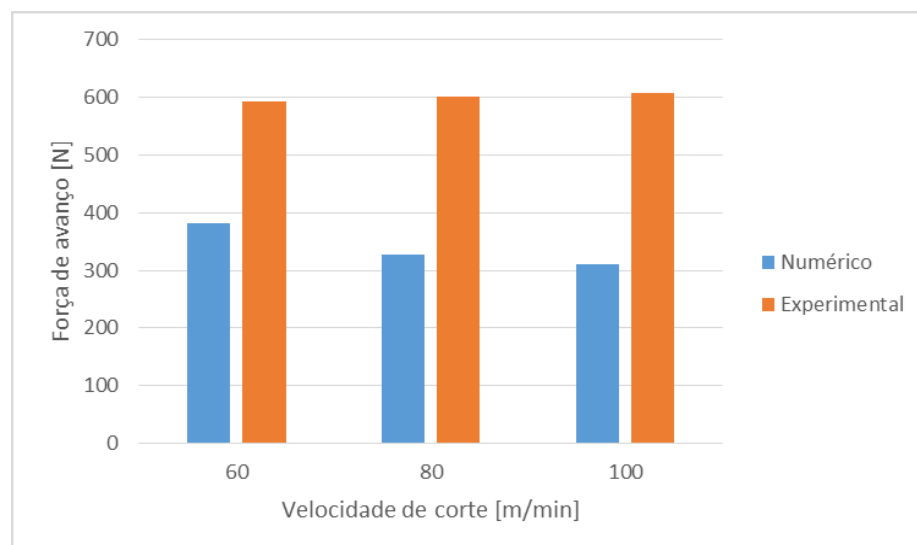


Figura 7.12 – Evolução da força de avanço com a velocidade de corte obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.

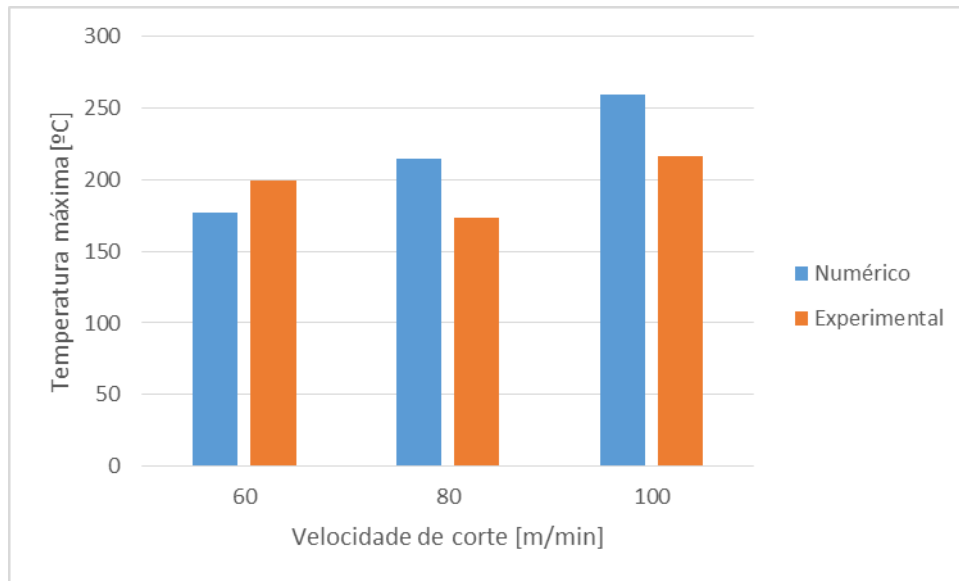


Figura 7.13 - Evolução da temperatura máxima na face de ataque da ferramenta com a velocidade de corte obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.

7.4.2 Avanço

Os três avanços estudados corresponderam aos usados nos ensaios experimentais, ou seja, foram de 0.05, 0.1 e 0.15 mm/rot. O ângulo de ataque usado foi de 0°, com uma velocidade de corte de 100 m/min para as três simulações. Todos os restantes parâmetros foram os predefinidos pelo programa, salientados anteriormente. A Figura 7.14, a Figura 7.15 e a Figura 7.16 ilustram os resultados obtidos para a evolução da força principal de corte, da força de avanço, e da temperatura, respetivamente, e comparação com os valores experimentais.

Tal como para os casos anteriores, existe uma diferença acentuada na ordem de grandeza dos valores experimentais e numéricos. Apenas para o caso de 0,5 mm/rot de avanço é que a força principal de corte obtida pela simulação se aproxima razoavelmente bem do valor experimental, com uma diferença relativa de apenas 6%. No que diz respeito às evoluções das forças, estas têm a mesma tendência tanto para as simulações como para os ensaios experimentais, aumentando com o aumento do avanço. Apesar de não acontecer para a força principal de corte, observa-se para a força de avanço uma diferença relativa quase constante (entre 97% e 105%), o que pode ser indicador da boa modelação da taxa de aumento da força de avanço mediante o avanço imposto.

Quanto às temperaturas, nota-se uma evolução contraditória entre as simulações e os ensaios. Para o caso numérico, as temperaturas máximas aumentam com o aumento do avanço, enquanto que parecem diminuir com o aumento do avanço para os ensaios experimentais. No entanto, e tal como discutido anteriormente, o facto de os ensaios não terem tido todos a mesma duração nem condições de temperatura iniciais semelhantes pode implicar uma medição e conclusão errónea.

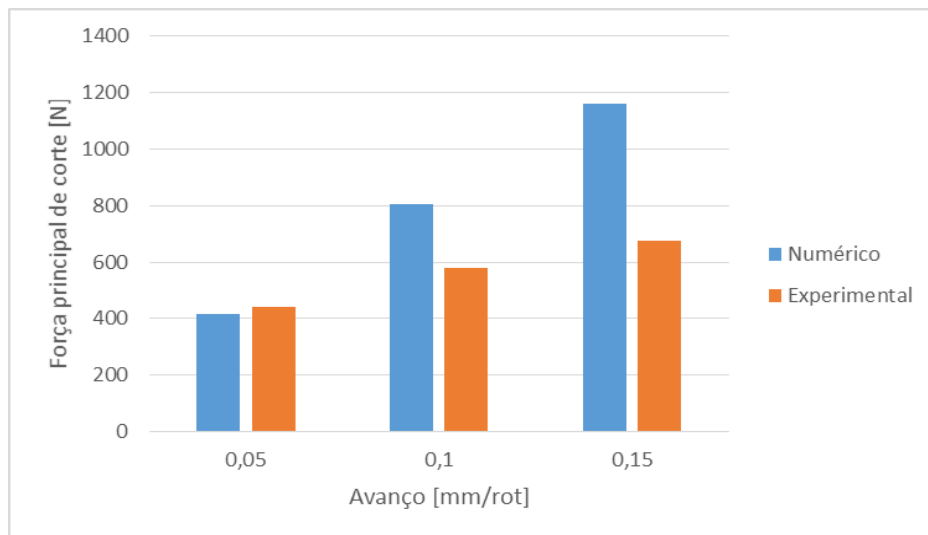


Figura 7.14 – Evolução da força principal de corte com o avanço obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.

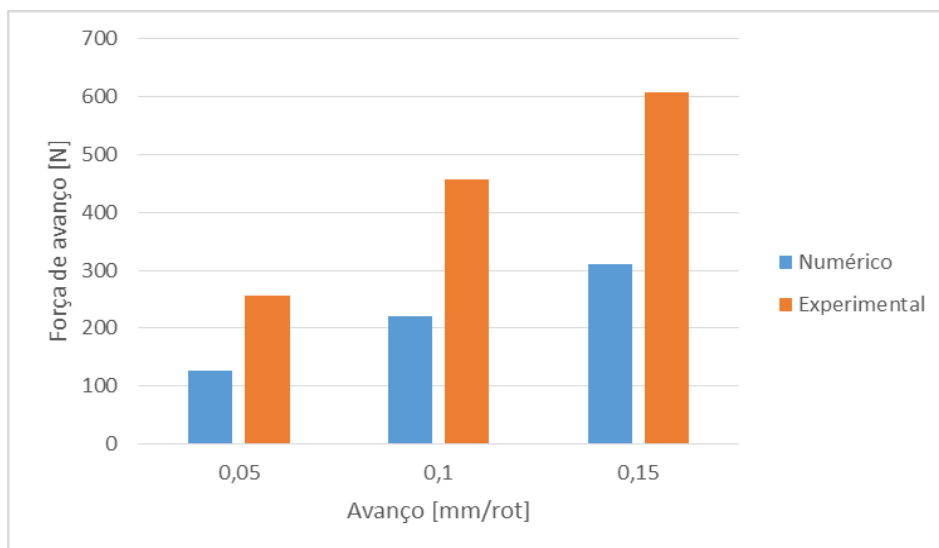


Figura 7.15 – Evolução da força de avanço com o avanço obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.

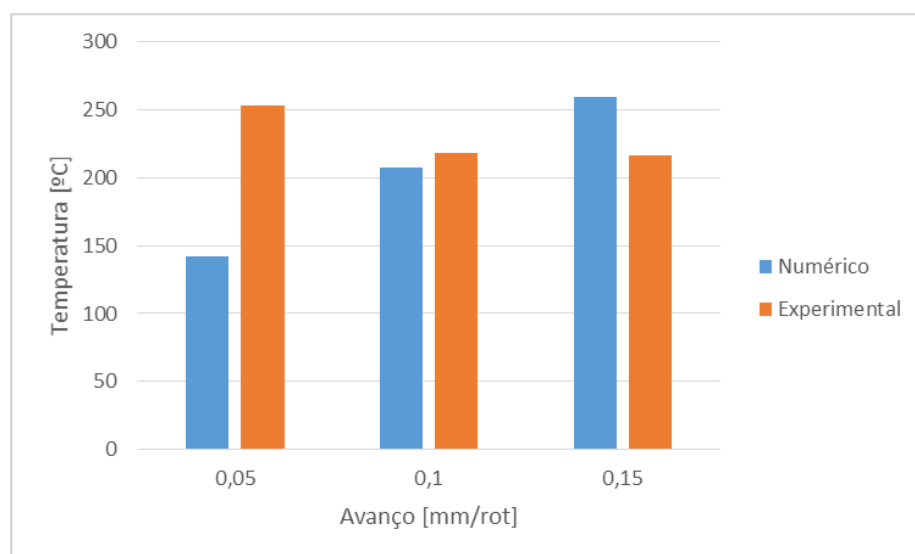


Figura 7.16 – Evolução da temperatura máxima com o avanço obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.

7.4.3 Ângulo de ataque

Os três ângulos de ataque estudados corresponderam aos usados nos ensaios experimentais, ou seja, foram de 0, 5 e 10 graus. O avanço usado foi de 0.15 mm/rot, com uma velocidade de corte de 100 m/min para as três simulações. Todos os restantes parâmetros foram os predefinidos pelo programa, salientados anteriormente. A Figura 7.14, a Figura 7.15 e a Figura 7.16 ilustram os resultados obtidos para a evolução da força principal de corte, da força de avanço, e da temperatura, respetivamente, e comparação com os valores experimentais.

Novamente se verifica uma diferença significativa na ordem de grandeza dos valores de força. No entanto, as evoluções destas parecem coincidir, ambas diminuindo com o aumento do ângulo de ataque. De forma semelhante ao verificado anteriormente relativo à evolução da força de avanço com o avanço, a diferença relativa entre o simulado e o experimental da força principal de corte mantém-se relativamente constante (entre 42% e 48%).

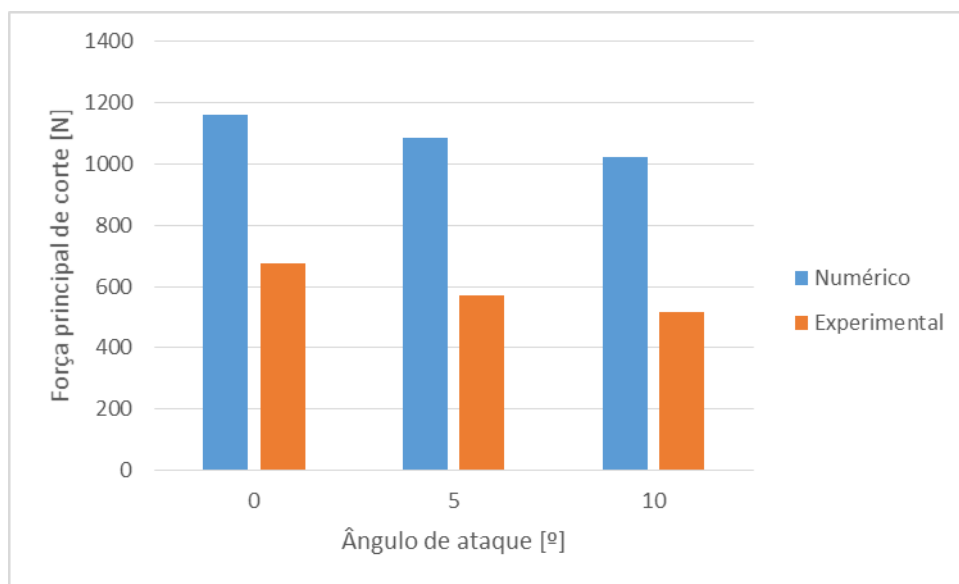


Figura 7.17 – Evolução da força principal de corte com o ângulo de ataque obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.

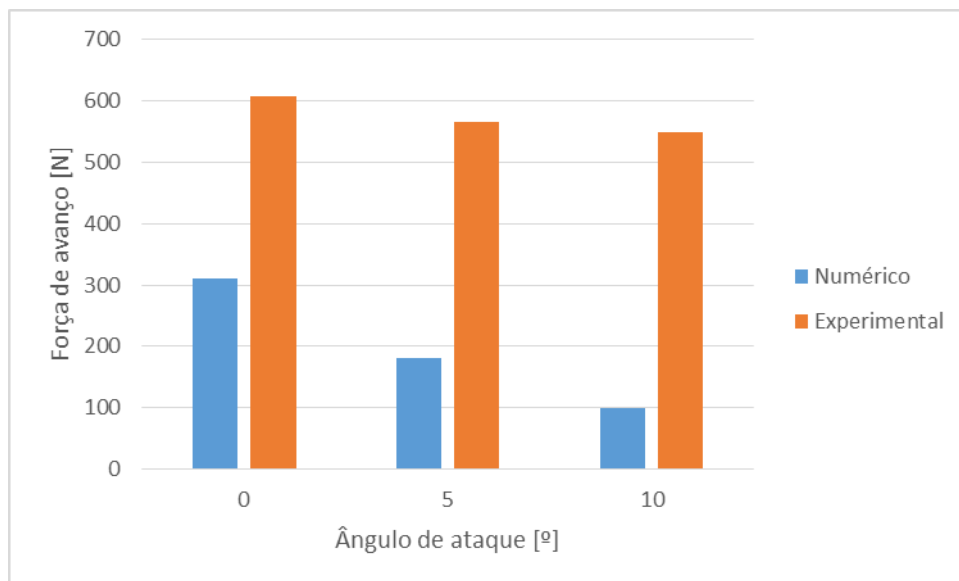


Figura 7.18 – Evolução da força de avanço com o ângulo de ataque obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.

Quanto à temperatura verifica-se uma evolução oposta entre os ensaios experimentais e as simulações numéricas. Para as simulações, a temperatura aumenta com o aumento do ângulo de ataque, enquanto que nos ensaios experimentais se verifica o oposto. No entanto, como mencionado anteriormente, está-se apenas a avaliar esta evolução para o caso do maior avanço, o que pode implicar conclusões erradas.

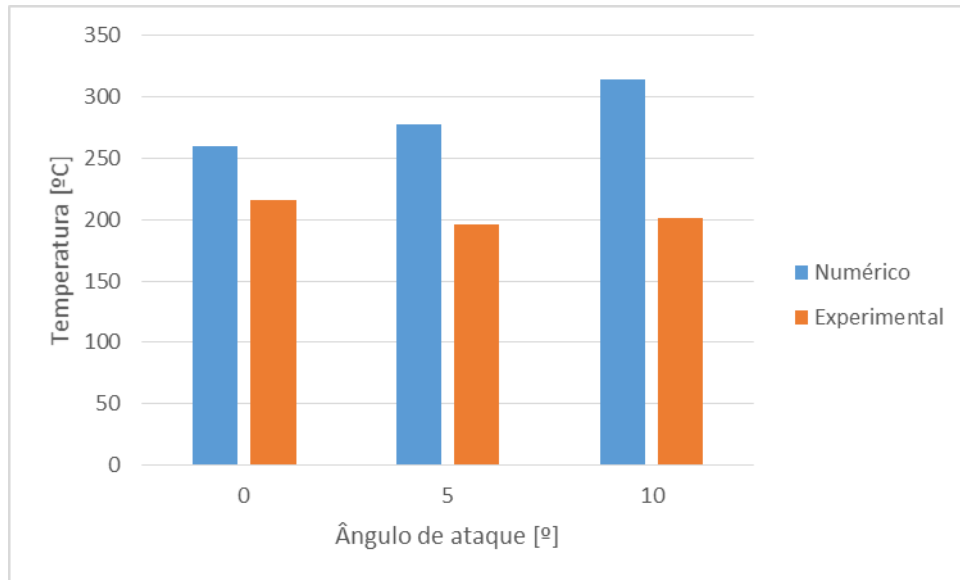


Figura 7.19 – Evolução da temperatura máxima com o ângulo de ataque obtida numericamente, e comparação com os valores experimentais.

8 Conclusões e trabalhos futuros

8.1 Conclusões

A caracterização material é de extrema importância na medida em que dita a qualidade das simulações e, conseqüentemente, previsões das grandezas a estudar. Da presente dissertação foi possível retirar conclusões acerca da influência da velocidade de corte, do avanço e do ângulo de ataque nos esforços de corte e temperaturas durante o torneamento da liga Ti-6Al-4V. Definiram-se também os parâmetros do termo de encruamento plástico do modelo constitutivo de Johnson-Cook, bem como o valor de dano crítico do modelo de dano de Cockroft & Latham para esta liga, com base na realização de ensaios de compressão quase-estáticos e ensaios de caracterização com recurso à geometria Astakhov.

Os ensaios de compressão de provetes cilíndricos realizados apresentaram excelente repetibilidade, permitindo a obtenção da curva de escoamento do material à temperatura ambiente em regime quase-estático. Destes ensaios obtiveram-se os parâmetros A , B e n do termo elasto-plástico do modelo constitutivo de Johnson-Cook, com os valores de 1044.6 MPa, 920.8 MPa e 0.52, respetivamente. Também se pode concluir que estes ensaios não se revelam os mais apropriados para a avaliação das propriedades elásticas do material, pois apesar de se realizar uma correção das deformações tendo em conta a rigidez da máquina, os valores do módulo aparente revelaram-se significativamente inferiores aos valores esperados para este tipo de material.

A realização dos ensaios com provetes com geometria Astakhov possibilitou a visualização dos campos de deformações presentes no material até à fratura recorrendo à CDI, verificando-se que apesar de apresentar um comportamento de certa forma frágil, a fratura não ocorre para o valor de carga máxima. Verificou-se que com o aumento do ângulo de pressão, a força máxima diminui e o deslocamento até à fratura aumenta. Estes ensaios apresentam-se como mais ricos que os ensaios de compressão de cilindros, pois permitem calibrar quer a lei de escoamento do material quer o modelo de dano, para diferentes estados de tensão mais representativos dos processos de corte (corte e compressão ou corte e tração).

Os ensaios de corte ortogonal permitiram compreender o efeito dos vários parâmetros de corte no comportamento da liga Ti-6Al-4V, avaliando a evolução das forças e da temperatura, indicativos da resistência deste material num espetro amplo de condições de maquinagem. Verificou-se que o avanço é o parâmetro com maior influência nas forças, conduzindo a um aumento destas, para avanços crescentes, devido ao aumento da secção da apara. Quanto às temperaturas, devido ao curto tempo dos ensaios para o avanço de 0.15 mm/rot relativamente ao ensaio de 0.05 mm/rot, não é possível retirar conclusões finais acerca da evolução destas, apesar de aparentarem diminuir com o aumento do avanço. No entanto foi possível de um modo geral observar temperaturas entre os 117 °C e os 340 °C, com um valor médio de 232 °C. Com o aumento da velocidade de corte nota-se um ligeiro aumento das forças de corte, característico desta liga, e uma tendência para o aumento da temperatura.

Foi também possível estimar valores do coeficiente de atrito, que variou entre 0.54 e 1.66. Estes valores foram determinados de acordo com os princípios básicos da teoria de Merchant e modelo de atrito de Coulomb. No entanto, os valores excessivamente altos encontrados indiciam a necessidade de usar modelos de de contacto híbridos. O aumento do avanço conduziu, nos ensaios realizados, a valores de atrito mais elevados, verificando-se a não-aplicabilidade da lei de atrito de Coulomb para maiores valores de força.

As simulações numéricas dos ensaios de compressão de provetes cilíndricos com o modelo constitutivo de Johnson-Cook apresentaram uma boa aproximação aos ensaios experimentais, com um erro máximo de 3% no cálculo das forças. No entanto, não foi possível simular o dano/rotura final nestes provetes, uma vez que foi usado um modelo axissimétrico que não permite captar o modo de rotura que revelou, através de um processo de corte ao longo de um plano aproximadamente a 45°, logo não axissimétrico.

Recorrendo às simulações numéricas dos ensaios com provetes Astakhov no DEFORM[®], foi possível a obtenção de um valor de dano crítico para o modelo de Cockroft & Latham que melhor aproxima o comportamento do material na fratura, sendo esse valor de 90 MPa. Verificou-se também que este modelo apenas pode ser aplicado a triaxialidades negativas, característica de situações com predominância de esforços de compressão, obtendo-se resultados muito diferentes dos esperados para triaxialidades positivas e perto de zero. No entanto, a utilização do modelo de plasticidade identificado com a curva de escoamento do ensaio de tração, revelou uma sobrestimativa das cargas observadas nos ensaios com provetes Astakhov. Uma correção da lei de escoamento apenas ao nível do parâmetro da tensão de cedência conduziu a uma boa correlação dos ensaios Astakhov para qualquer um dos ângulos de pressão testados. Deste modo ficou demonstrado a adequabilidade da lei de escoamento para diferentes estados de tensão, envolvendo estado plano de deformação. Assim sugere-se o uso deste tipo de ensaios, mais ricos para identificar quer a lei de escoamento do material quer o modelo de dano em estados de tensão mais representativos dos processos de corte.

Apesar das simulações de corte ortogonal terem sido realizadas numa fase anterior aos trabalhos experimentais, apenas com o objetivo de avaliar a influência de vários parâmetros de introdução no *software* nos resultados, foi feita uma comparação com os ensaios experimentais de corte ortogonal. Desta comparação pode-se concluir que o modelo presente na base de dados do programa apresenta discrepâncias na captura do comportamento particular da liga na gama de velocidades testada, no que diz respeito aos esforços de corte. Nota-se que de um modo geral a estimativa dos esforços apresenta maiores discrepâncias que a estimativa das temperaturas, pelo que os parâmetros térmicos do modelo são mais assertivos que as propriedades mecânicas ou modelo constitutivo do material.

8.2 Trabalhos futuros

O estudo apresentado nesta dissertação pretende contribuir para a caracterização mecânica da liga Ti-6Al-4V e o seu comportamento durante a maquinagem. No entanto, este foi um estudo algo limitado, tanto temporalmente como tecnologicamente, pelo que devem ser realizados ensaios adicionais de forma a caracterizar por completo o material.

Em primeiro lugar, um novo conjunto de ensaios de corte, com melhor controlo das condições iniciais de corte, nomeadamente a temperatura, e com igual tempo de corte ou até garantir um regime transiente de escoamento de apara para todas as combinações de parâmetros poderá ser realizada. No presente estudo a temperatura foi medida na base da pastilha de corte, a cerca de 4 mm da face de ataque, o que induz certos erros de medição. Como se notou um bom controlo de apara para os menores ângulos de ataque, seria interessante a medição de temperatura na interface ferramenta-apara pelo uso de um pirómetro de infravermelhos, por exemplo. Isto também poderia servir de avaliação da condutividade térmica do PCD e do WC/Co. O tempo do ensaio deverá ser igual para poder concluir sobre a influência dos

parâmetros na temperatura. A análise das aparas provenientes dos ensaios de corte poderá ser interessante para avaliar a presença das bandas de corte adiabáticas, e a influência dos parâmetros de corte na sua periodicidade.

Poderá ser interessante a realização de ensaios de compressão de provetes com a geometria Astakhov com outros ângulos de pressão, de modo a encontrar e calibrar melhor o modelo de fratura do material e tentar encontrar o valor da triaxialidade de transição.

Para melhor caracterizar o material durante o corte poderão ser realizados ensaios tribológicos, para estudo do atrito entre a ferramenta e a peça. Um estudo mais aprofundado dos modelos de dano e a sua aplicabilidade aos ensaios com geometria Astakhov seria interessante, com possível definição de mais valores de dano crítico para mais modelos existentes na base de dados do DEFORM[®], que poderiam então ser usados nas simulações dos ensaios de corte. A calibração e validação de modelos de dano mais sofisticados, sensíveis à pressão e parâmetro de Lode, poderão levar a uma melhor caracterização mecânica do material na fratura numa larga gama de triaxialidades e parâmetros de Lode.

Apesar de ter sido proposta a realização de ensaios de compressão de provetes cilíndricos a várias taxas de extensão e diferentes temperaturas no IST, com vista a obter todos os parâmetros do modelo constitutivo de Johnson-Cook, tal não foi possível devido principalmente à limitação temporal. O comportamento frágil do material e a sua alta resistência mecânica, apresentando grande adesão aos pratos, implicava uma necessidade de parar a máquina de ensaios várias vezes para reparação. Com os parâmetros deste modelo definido, a realização de simulações de corte ortogonal poderá ser feita, visando a comparação com os ensaios experimentais e eventual afinação e validação do modelo usado. Futuramente o modelo calibrado poderá ser usado para previsão do corte com ferramentas em PCD com diferentes quebra aparas customizados.

Referências

- "Guia de aplicação do titânio." Sandvik Coromant, accessed Março de 2018. <https://www.sandvik.coromant.com/sitecollectiondocuments/downloads/global/technical%20guides/en-gb/c-2920-35.pdf>.
- "Introduction to Titanium Alloys." Metallurgical Materials Science and Alloy Design, accessed Janeiro de 2018. <http://www.dierk-raabe.com/titanium-alloys/>.
- "ISO S HRSA and Titanium." Sandvik Coromant, accessed Março de 2018. https://www.sandvik.coromant.com/en-gb/knowledge/materials/workpiece_materials/iso_s_hrsa_titanium/pages/default.aspx.
- "Polycrystalline Diamond." Sandvik Coromant, accessed Janeiro de 2018. https://www.sandvik.coromant.com/en-gb/knowledge/materials/cutting_tool_materials/polycrystalline_diamond.
- "Synthetic Polycrystalline Diamond (PCD)." ElementSix, accessed Janeiro de 2018. <http://www.e6.com/en/Home/Materials+and+products/Synthetic+Polycrystalline+Diamond+%28PCD%29/>.
- "Titanium Uses." AsianMetal Metalpedia, accessed Janeiro de 2018. <http://metalpedia.asianmetal.com/metal/titanium/application.shtml>.
2001. "Composition of PCD and CBN." J & M Diamond Tool, Inc., accessed Janeiro de 2018. <http://www.diamondtool.com/pcdcbm2a.html#speedpcd>.
2002. "Titanium Alloys - Ti6Al4V Grade 5." AZoM, accessed Janeiro de 2018. <https://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=1547>.
2008. "All About Cemented Carbide." Sandvik Hard Materials, accessed Maio de 2018. <http://www.allaboutcementedcarbide.com/>.
- Abushawashi, Yalla Mussa. 2013. *Modeling of metal cutting as purposeful fracture of work material*: Michigan State University.
- Arrazola, Pedro J. 2010. "Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining." *International Journal of Mechanical Sciences* 52 (1):31-42.
- Arrazola, PJ, T Özel, D Umbrello, M Davies, e IS Jawahir. 2013. "Recent advances in modelling of metal machining processes." *CIRP Annals* 62 (2):695-718.
- Astakhov, V.P. 1998. *Metal Cutting Mechanics*: Taylor & Francis.
- Bai, Yuanli, e Tomasz Wierzbicki. 2008. "A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence." *International journal of plasticity* 24 (6):1071-1096.
- Calamaz, Madalina, Dominique Coupard, e Frank Girot. 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 and Manufacture* 48 (3-4):275-288.

- Calamaz, Madalina, Dominique Coupard, e Frank Girot. 2010. "Numerical simulation of titanium alloy dry machining with a strain softening constitutive law." *Machining Science and Technology* 14 (2):244-257.
- Carr, WL, e CR Maikish. 1961. *Machinability Index of Airframe Materials*. GENERAL DYNAMICS SAN DIEGO CA CONVAIR DIV.
- Chaouadi, R, P De Meester, e W Vandermeulen. 1994. "Damage work as ductile fracture criterion." *International Journal of Fracture* 66 (2):155-164.
- Cotterell, Matthew, e Gerry Byrne. 2008. "Characterisation of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti-6Al-4V." *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 1 (2):81-85.
- da Silva, Rosemar B, Álisson R Machado, Emmanuel O Ezugwu, John Bonney, e Wisley F Sales. 2013. "Tool life and wear mechanisms in high speed machining of Ti-6Al-4V alloy with PCD tools under various coolant pressures." *Journal of Materials Processing Technology* 213 (8):1459-1464.
- da Silva, Tiago Emanuel Fraga. 2016. "Numerical Simulation of Metal Cutting Processes Based on DEFORM software." Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- Davim, J Paulo. 2008. *Machining: fundamentals and recent advances*: Springer Science & Business Media.
- Davim, J.P. 1995. *Princípios da maquinagem*: Livraria Almedina.
- Davis, Joseph R. 1995. *ASM specialty handbook: tool materials*: ASM international.
- de Jesus, Abílio M. P. 2015. *Processos de Fabrico I - Documentos de apoio teórico*: FEUP.
- Deform®. 2018. accessed Abril de 2018. <https://www.deform.com/>.
- Donachie, Mathew J. 1989. *Titanium: a technical guide*: ASM International.
- Eugene Merchant, M. 1945. *Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip*. Vol. 16.
- Ezugwu, Emmanuel O, John Bonney, Rosemar B Da Silva, e O Cakir. 2007. "Surface integrity of finished turned Ti-6Al-4V alloy with PCD tools using conventional and high pressure coolant supplies." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47 (6):884-891.
- Ezugwu, EO, e ZM Wang. 1997. "Titanium alloys and their machinability—a review." *Journal of materials processing technology* 68 (3):262-274.
- Gambirasio, Luca. 2013. "Large strain computational modeling of high strain rate phenomena in perforating gun devices by Lagrangian/Eulerian FEM simulations." University of Trento.
- Gardner, Joel D, Athulan Vijayaraghavan, e David A Dornfeld. 2005. "Comparative study of finite element simulation software."
- Groover, M. P. 2010. *Fundamentals of Modern Manufacturing: Materials, Processes, and Systems*: John Wiley & Sons.
- Heath, Peter J. 2001. "Developments in applications of PCD tooling." *Journal of Materials Processing Technology* 116 (1):31-38.
- Huang, JM, e JT Black. 1996. "An evaluation of chip separation criteria for the FEM simulation of machining." *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 118 (4):545-554.

- Kiran, Ravi, e Kapil Khandelwal. 2013. "Experimental studies and models for ductile fracture in ASTM A992 steels at high triaxiality." *Journal of Structural Engineering* 140 (2):04013044.
- Kıranlı, Engin. 2009. "Determination of material constitutive equation of a biomedical grade Ti6Al4V alloy for cross-wedge rolling." Izmir institute of technology.
- Kramer, BM, D Viens, e S Chin. 1993. "Theoretical consideration of rare earth metal compounds as tool materials for titanium machining." *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 42 (1):111-114.
- Lana, B, PF Fengb, e Zhi Jun Wu. 2011. "Identification of material constitutive parameters using orthogonal cutting tests and genetic algorithm."
- Lee, Woei-Shyan, e Chi-Feng Lin. 1998. "Plastic deformation and fracture behaviour of Ti-6Al-4V alloy loaded with high strain rate under various temperatures." *Materials Science and Engineering: A* 241 (1-2):48-59.
- Lennon, AM, e KT Ramesh. 2004. "The influence of crystal structure on the dynamic behavior of materials at high temperatures." *International journal of Plasticity* 20 (2):269-290.
- Liu, Rui, Shreyes Melkote, Raghuram Pucha, John Morehouse, Xiaolin Man, e Troy Marusich. 2013. "An enhanced constitutive material model for machining of Ti-6Al-4V alloy." *Journal of Materials Processing Technology* 213 (12):2238-2246.
- Mabrouki, Tarek, Cédric Courbon, Yancheng Zhang, Joël Rech, Daniel Nélias, Muhammad Asad, Hédi Hamdi, Salim Belhadi, e Ferdinando Salvatore. 2016. "Some insights on the modelling of chip formation and its morphology during metal cutting operations." *Comptes Rendus Mecanique* 344 (4-5):335-354.
- Markopoulos, Angelos P. 2013. *Finite Element Method In Machining Processes*: Springer.
- Nabhani, Farhad. 2001. "Machining of aerospace titanium alloys." *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 17 (1-2):99-106.
- Olofson, CT, FW Boulger, e JA Gurklis. 1965. Machining and Grinding of Titanium and its Alloys. BATTELLE MEMORIAL INST COLUMBUS OH.
- Oosthuizen, Gert Adriaan, Guven Akdogan, e Nico Treurnicht. 2011. "The performance of PCD tools in high-speed milling of Ti6Al4V." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 52 (9-12):929-935.
- Ota, Michiko, Junya Okida, Takashi Harada, Naohiro Toda, e Hitoshi Sumiya. 2009. "High speed cutting of titanium alloy with PCD tools." Key Engineering Materials.
- Outeiro, J. C. 2017. Numerical Simulation of Metal Cutting Processes. Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés.
- Outeiro, J. C., D. Umbrello, e R. M'saoubi. 2006. "Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46 (14):1786-1794.
- Pramanik, Alokesh. 2014. "Problems and solutions in machining of titanium alloys." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 70 (5-8):919-928.
- Pramanik, Alokesh, e Guy Littlefair. 2015. "Machining of titanium alloy (Ti-6Al-4V)—theory to application." *Machining science and technology* 19 (1):1-49.
- Rahman, Mustafizur, Zhi-Gang Wang, e Yoke-San Wong. 2006. "A review on high-speed machining of titanium alloys." *JSME International Journal Series C Mechanical Systems, Machine Elements and Manufacturing* 49 (1):11-20.

- Rotella, Giovanna, e Domenico Umbrello. 2014. "Finite element modeling of microstructural changes in dry and cryogenic cutting of Ti6Al4V alloy." *CIRP Annals-Manufacturing Technology* 63 (1):69-72.
- Schrock, David J, e Patrick Kwon. 2012. "Evidence of phase dependent tool wear in Ti-6Al-4V turning experiments using PCD and carbide inserts." ASME 2012 International Manufacturing Science and Engineering Conference collocated with the 40th North American Manufacturing Research Conference and in participation with the International Conference on Tribology Materials and Processing.
- Shaw, Milton Clayton. 1984. *Metal cutting principles*: Clarendon press Oxford.
- Silva, ALL, AMP De Jesus, J Xavier, JAFO Correia, e AA Fernandes. 2017. "Combined analytical-numerical methodologies for the evaluation of mixed-mode (I+ II) fatigue crack growth rates in structural steels." *Engineering Fracture Mechanics* 185:124-138.
- Sima, Mohammad, e Tuğrul Özel. 2010. "Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti-6Al-4V." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50 (11):943-960.
- Soler, Daniel, Patxi Aristimuño, Ainhara Garay, e Pedro J Arrazola. 2015. "Uncertainty of temperature measurements in dry orthogonal cutting of titanium alloys." *Infrared Physics & Technology* 71:208-216.
- Sun, FJ, SG Qu, YX Pan, XQ Li, e FL Li. 2015. "Effects of cutting parameters on dry machining Ti-6Al-4V alloy with ultra-hard tools." *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 79 (1-4):351-360.
- Sun, S, M Brandt, e MS Dargusch. 2009. "Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49 (7-8):561-568.
- Taler, Jan, e Piotr Duda. 2010. *Solving direct and inverse heat conduction problems*: Springer Science & Business Media.
- Thean, Wooi Khiong. 1998. "Finite element analysis of chip formation in grooved tool metal cutting."
- Trent, E.M., e P.K. Wright. 2000. *Metal Cutting*: Butterworth-Heinemann.
- Ulutun, Durul, e Tugrul Ozel. 2011. "Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review." *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51 (3):250-280.
- Ulutun, Durul, e Tuğrul Özel. 2013. "Determination of constitutive material model parameters in FE-based machining simulations of Ti-6Al-4V and IN-100 alloys: an inverse methodology." *Proceedings of NAMRI/SME* 41.
- Velásquez, JD Puerta, A Tidu, B Bolle, P Chevrier, e J-J Fundenberger. 2010. "Sub-surface and surface analysis of high speed machined Ti-6Al-4V alloy." *Materials Science and Engineering: A* 527 (10-11):2572-2578.
- Viganò, Fabio, Andrea Manes, e Marco Giglio. 2010. "CALIBRATION OF THE FRACTURE LOCUS FOR THE TI-6AL-4V TITANIUM ALLOY." ECF18 18th European Conference on Fracture.
- Xavier, J, AMP De Jesus, JIL Morais, e JMT Pinto. 2012. "Stereovision measurements on evaluating the modulus of elasticity of wood by compression tests parallel to the grain." *Construction and Building Materials* 26 (1):207-215.

- Yang, Yangzhan. 2015. "Temperature-dependent thermoelastic analysis of multidimensional functionally graded materials." University of Pittsburgh.
- Yatnalkar, Ravi Shriram. 2010. "Experimental investigation of plastic deformation of ti-6al-4v under various loading conditions." The Ohio State University.
- Zelinski, P. 2003. "The Right Tool For Milling Titanium." Modern Machine Shop, accessed Janeiro de 2018. <https://www.mmsonline.com/articles/the-right-tool-for-milling-titanium>.
- Zerilli, Frank J, e Ronald W Armstrong. 1987. "Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations." *Journal of Applied Physics* 61 (5):1816-1825.
- Zerilli, Frank J, e Ronald W Armstrong. 1996. "Constitutive relations for titanium and Ti-6Al-4V." AIP conference proceedings.

ANEXO A: Desenhos de definição dos provetes de compressão com geometria Astakhov

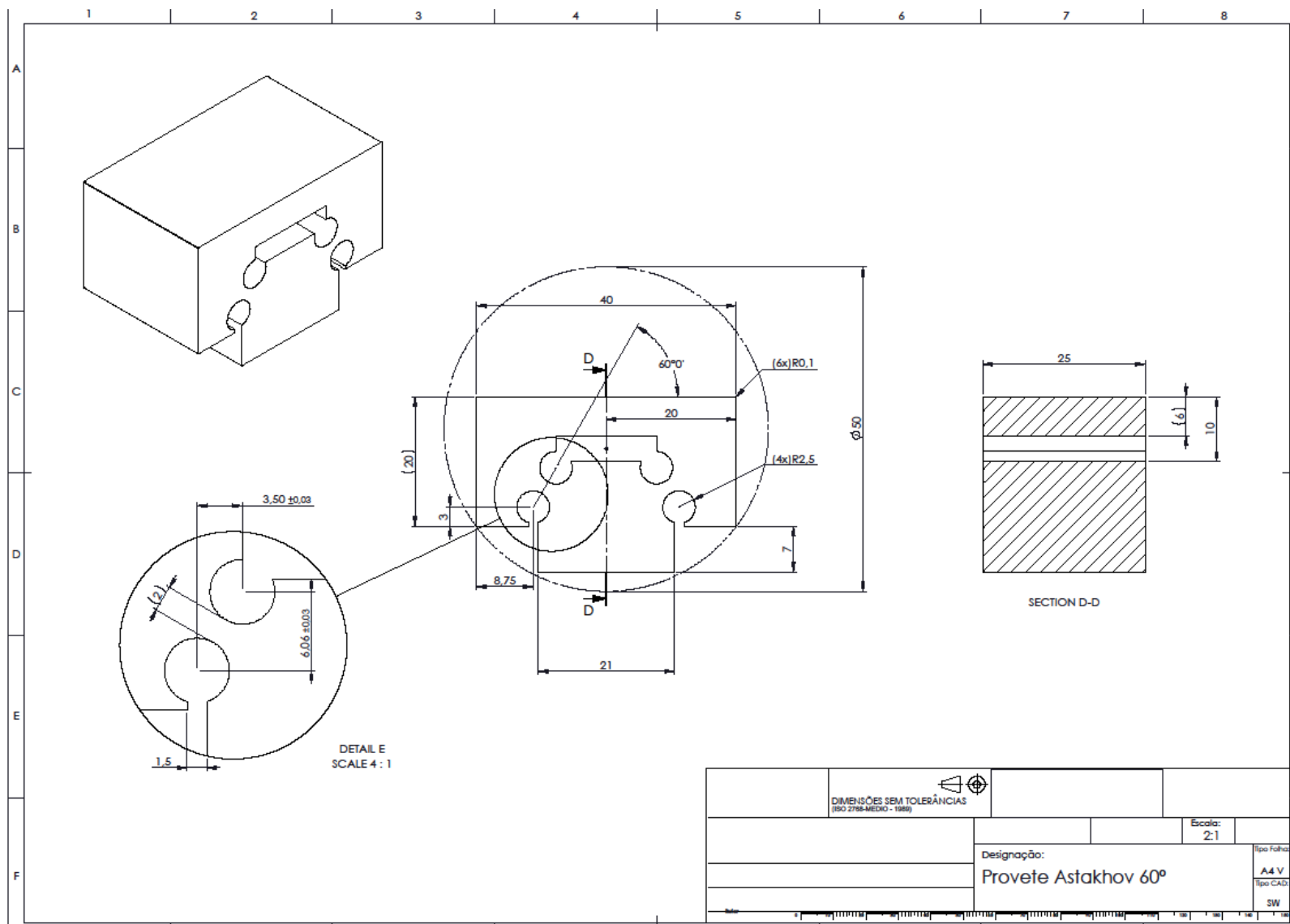


Figura A.1 – Desenho de definição dos provetes Astakhov com ângulo de pressão de 60°.

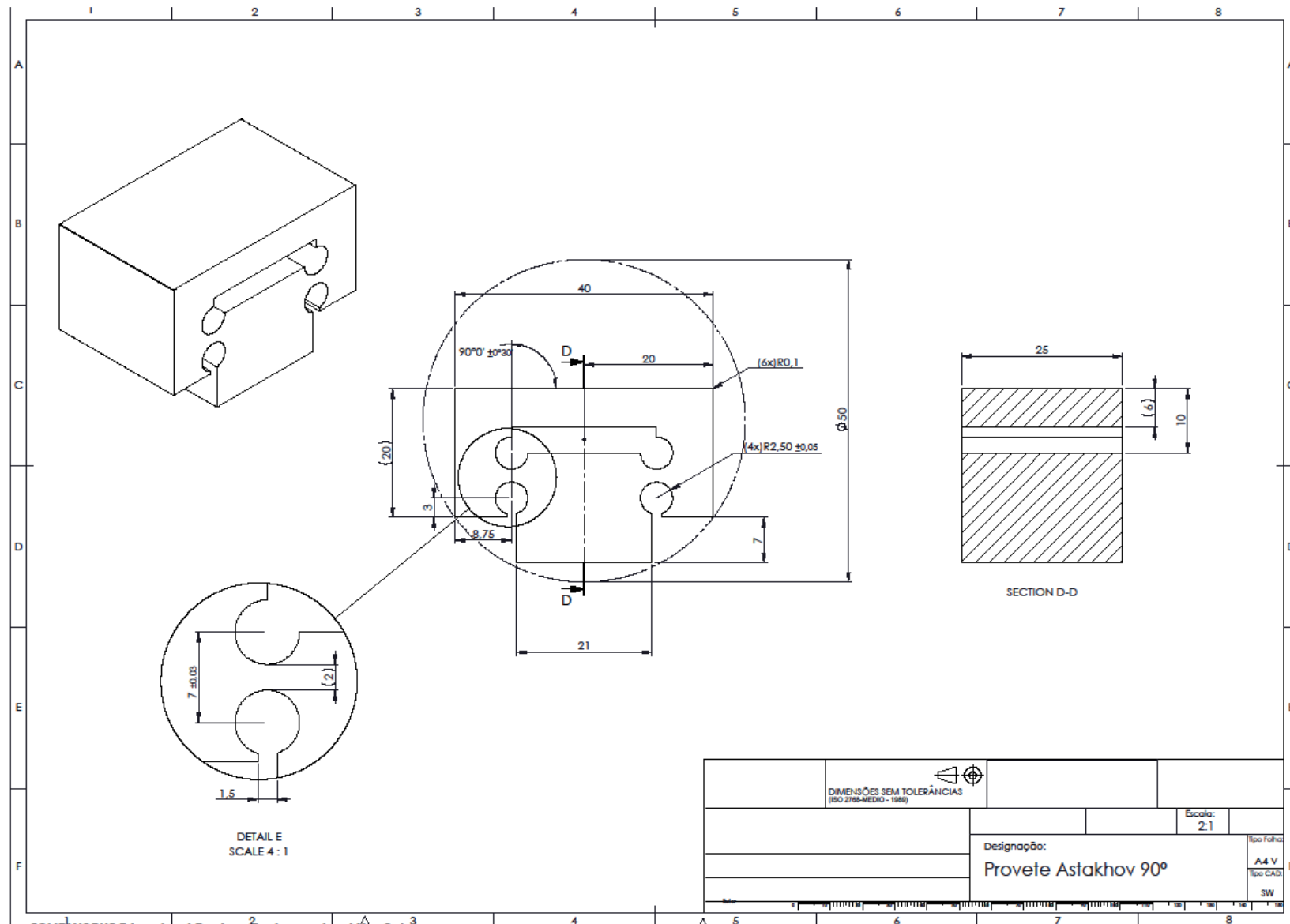


Figura A.2 – Desenho de definição dos provetes Astakhov com ângulo de pressão de 90°.

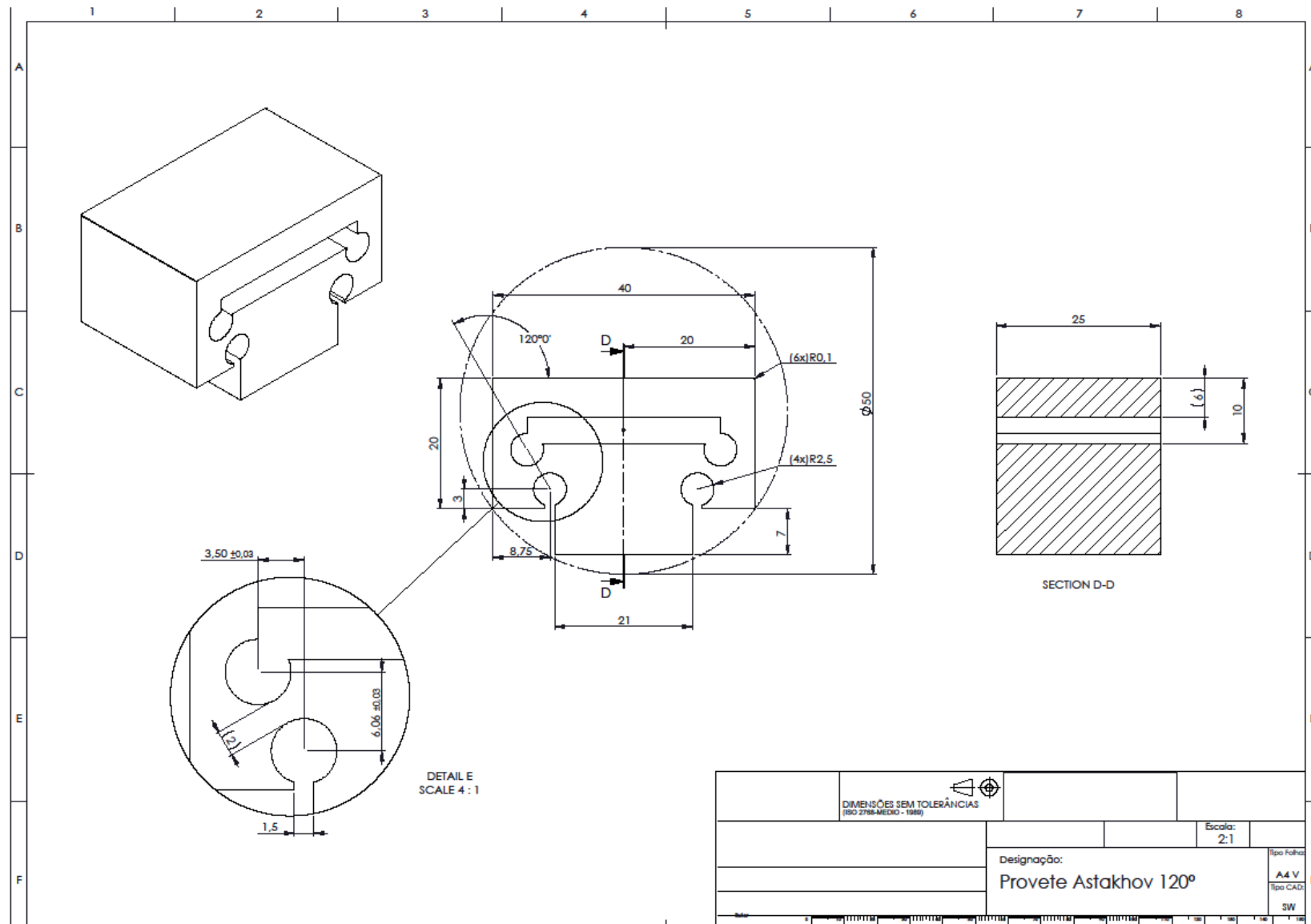


Figura A.3 – Desenho de definição dos provetes Astakhov com ângulo de pressão de 120°.

ANEXO B: Matriz de ensaios de corte ortogonal

Tabela B.1 – Matriz de ensaios de corte ortogonal.

α [°]	f [mm/rot]	V_c [m/min]
0	0.05	60
		80
		100
	0.1	60
		80
		100
	0.15	60
		80
		100
5	0.05	60
		80
		100
	0.1	60
		80
		100
	0.15	60
		80
		100
10	0.05	60
		80
		100
	0.1	60
		80
		100
	0.15	60
		80
		100

ANEXO C: Comparação das curvas de tensão-extensão dos ensaios de compressão de provetes cilíndricos realizados na FEUP e no IST

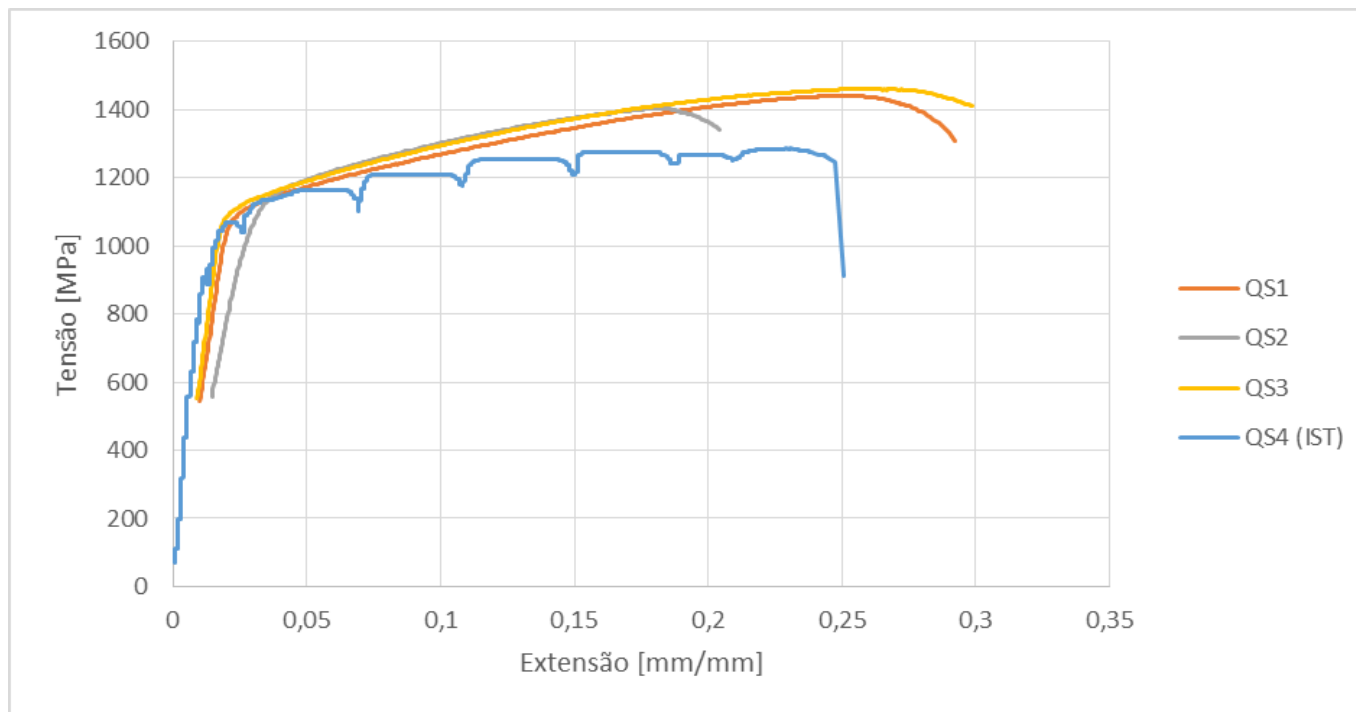


Figura C.1 – Curvas de tensão-extensão reais de todos os ensaios de compressão de provetes cilíndricos realizados (FEUP e IST).

ANEXO D: Tabelas resumo dos resultados dos ensaios de corte ortogonal

Tabela D.1 – Resumo dos valores médios das três componentes de força medidas. O índice 1 é relativo ao primeiro ensaio, e o índice 2 é relativo à sua repetição (segundo ensaio).

α [°]	f [mm/rot]	v_c [m/min]	Fc_1 [N]	Ft_1 [N]	Fz_1 [N]	Fc_2 [N]	Ft_2 [N]	Fz_2 [N]	Fc_med [N]	Ft_med [N]	Fz_med [N]	μ	k_c [N/mm ²]
0	0,15	100	670,60	610,55	11,65	684,19	607,07	11,88	677,40	608,81	11,77	0,898	1129
		80	654,01	621,16	12,14	618,76	582,74	11,62	636,38	601,95	11,88	0,946	1061
		60	563,52	624,79	10,10	525,31	562,01	9,24	544,41	593,40	9,67	1,090	907
	0,1	100	584,46	466,33	13,58	576,62	448,85	15,05	580,54	457,59	14,31	0,788	1451
		80	648,80	490,27	16,75	611,15	453,66	16,08	629,98	471,97	16,42	0,749	1575
		60	500,28	443,28	12,73	547,22	439,51	16,02	523,75	441,39	14,38	0,843	1309
	0,05	100	454,91	255,88	10,60	430,20	256,29	8,99	442,56	256,08	9,80	0,579	2213
		80	407,70	236,32	5,36	441,23	234,85	5,25	424,46	235,59	5,30	0,555	2122
		60	446,95	250,26	7,88	457,46	236,34	6,22	452,20	243,30	7,05	0,538	2261
5	0,15	100	594,77	583,27	10,67	548,19	546,86	9,89	571,48	565,07	10,28	1,178	952
		80	578,56	613,69	11,28	540,43	569,76	11,09	559,50	591,73	11,19	1,262	932
		60	543,17	617,84	8,56	510,41	581,63	7,80	526,79	599,73	8,18	1,362	878
	0,1	100	560,28	449,07	4,73	567,74	426,32	6,24	564,01	437,69	5,49	0,926	1410
		80	592,32	457,52	7,87	540,43	569,76	11,09	567,19	438,94	6,15	0,924	1418
		60	483,41	407,39	3,00	456,49	381,27	2,46	469,95	394,33	2,73	0,999	1175
	0,05	100	479,35	248,98	2,96	399,80	232,63	1,87	439,58	240,80	2,42	0,667	2198
		80	470,44	237,24	9,82	444,25	224,39	10,23	457,35	230,82	10,02	0,620	2287
		60	472,79	244,27	11,04	441,18	225,17	9,69	456,99	234,72	10,36	0,629	2285
10	0,15	100	573,51	574,50	7,04	456,10	524,32	1,83	514,80	549,41	4,44	1,532	858
		80	510,75	602,14	0,64	490,21	544,91	3,06	500,48	573,53	1,85	1,657	834
		60	550,14	565,38	6,70	319,13	317,91	-29,58	434,64	441,64	-11,44	1,453	724
	0,1	100	325,38	241,02	-22,65	502,45	383,57	15,56	413,92	312,30	-3,54	1,074	1035
		80	575,38	415,28	4,54	519,06	366,20	-49,11	547,22	390,74	-22,28	1,019	1368
		60	584,49	398,09	16,04	566,18	377,98	15,65	575,33	388,03	15,85	0,966	1438
	0,05	100	534,43	251,04	11,53	410,28	231,88	9,70	472,35	241,46	10,61	0,756	2362
		80	429,24	251,48	9,65	-	-	-	429,24	251,48	9,65	0,850	2146
		60	431,84	257,10	9,22	-	-	-	431,84	257,10	9,22	0,862	2159

Tabela D.2 – Resumo das temperaturas máximas médias medidas e calculadas.

α [°]	f [mm/rot]	v [m/min]	T ₁ inicial [°C]	T ₂ inicial [°C]	T _{max} medida [°C]	T _{max} calculada [°C]	Diferença [°C]
0	0,15	100	23,12	28,53	214,72	216,15	1,43
		80	23,88	30,46	172,50	173,13	0,63
		60	23,77	27,12	195,23	199,08	3,85
	0,1	100	24,35	26,06	214,40	218,38	3,99
		80	24,00	29,41	236,62	240,93	4,32
		60	25,47	29,00	253,12	260,24	7,12
	0,05	100	22,88	28,17	251,36	253,57	2,21
		80	24,12	26,35	268,86	269,17	0,32
		60	23,94	34,13	240,97	241,31	0,34
5	0,15	100	24,76	28,53	194,27	195,83	1,56
		80	25,41	36,40	217,72	219,52	1,80
		60	24,82	27,94	222,80	223,75	0,95
	0,1	100	25,41	30,11	224,70	226,17	1,47
		80	24,12	33,78	249,27	250,84	1,57
		60	24,88	34,54	216,09	218,45	2,36
	0,05	100	26,47	30,69	235,38	242,13	6,75
		80	26,59	46,43	218,84	221,83	2,99
		60	28,06	38,90	221,39	221,69	0,29
10	0,15	100	26,65	28,35	201,14	201,80	0,66
		80	26,00	28,70	211,01	216,36	5,35
		60	-	41,16	140,30	142,32	2,02
	0,1	100	24,88	-	116,03	117,00	0,97
		80	25,00	24,94	228,45	229,59	1,14
		60	25,00	24,82	270,87	274,39	3,51
	0,05	100	25,00	25,00	335,88	340,68	4,80
		80	25,06	-	335,35	338,14	2,80
		60	24,94	-	314,41	315,14	0,73

ANEXO E: *Script* de MatLab para cálculo da temperatura na face de ataque

```
function [t,T] = Temp(y,x,t_in,t_fin,alfa)

%Calcula Temperatura face ataque (Taler e Duda, 2010)
%y: função da temperatura conhecida
%x: distância da face onde se quer conhecer a temperatura, em relação à face da função conhecida
%t_in: tempo de inicio (arrendodado a inteiro)
%t_fin: tempo total do ensaio (arrendado a inteiro)
%alfa: difusividade térmica do material

T=zeros(1,(t_in-t_fin)*4+1.); %Alocação prévia do vetor das temperaturas
j=0;
t=zeros((t_in-t_fin)*4+1.); %Alocação prévia do vetor do tempo

for i=t_in:0.25:t_fin
    j=j+1;
    b=0;
    z=matlabFunction(y); %Cria function_handle
    n=0;
    while nargin(z)~=0 %Verifica se função é uma constante
        n=n+1.;
        z=matlabFunction(diff(y,n)); %Cria derivada de ordem n da função y(t)
        if nargin(z)==0 %Função é constante
            y1=1/factorial(2.*n)*power(x^2./alfa,n)*feval(z); %Calcula termo n do somatório para função y constante
        else %Função não é constante
            y1=1/factorial(2.*n)*power(x^2./alfa,n)*feval(z,i); %Calcula termo n do somatório para função y(i)
        end

        b=b+y1;
    end

    t(j)=i; %Escreve valor do tempo i
    T(j)=feval(matlabFunction(y),i)+b; %Calcula valor da temperatura para i
End

t=t';
T=T';
End
```