



Estudos de Maquinabilidade da Liga AlSi9Cu3 Recorrendo a Ferramentas PCD com Quebra-Aparas

Rui Miguel Brás Soares

Dissertação de Mestrado

Orientadores: Prof. Dr. Abílio Manuel Pinho de Jesus

Prof. Dr. Rui Jorge de Lemos Neto

Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Março de 2016

À minha família e amigos

Resumo

O presente trabalho tem como principal objetivo o estudo da maquinabilidade da liga AlSi9Cu3, recorrendo a diversas ferramentas de corte, em operações de torneamento, com vista à comparação de diferentes soluções construtivas de quebra- aparas tridimensionais, visando a sua potencial aplicação em insertos de diamante policristalino (PCD).

Numa primeira fase do trabalho, procedeu-se à obtenção dos provetes da liga em causa para ensaios de maquinabilidade, por um processo de vazamento em coquilha, seguindo-se um conjunto de ensaios experimentais, com vista à caracterização do material, quer em termos de microestrutura quer em termos de propriedades mecânicas.

Com o foco essencial nas ferramentas de corte, foi efetuado uma análise da oferta de mercado para pastilhas de torneamento de ligas de alumínio, com quebra- aparas, tendo em conta a percentagem de silício presente na liga. Desta forma, foram selecionadas sete pastilhas de corte, quatro destas de carbonetos sinterizados, com e sem revestimento, e três de PCD.

Procedeu-se a um total de 252 ensaios de torneamento longitudinal, a seco, com o objetivo de estudar a influência do quebra- aparas nas forças, potências e pressões específicas de corte, formas das aparas geradas e rugosidades superficiais, para diversos parâmetros de corte adotados.

Os ensaios de maquinagem permitiram verificar a obtenção de menores forças de corte para quebra- aparas de geometrias mais simples, de obstáculos muito reduzidos ou praticamente inexistentes, mas que refletem um controlo menos eficaz da apara, especialmente em operações de acabamento. A rugosidade do componente é influenciada pelo tipo de apara formada e pela pastilha de corte selecionada, embora não se tenha verificado uma correlação clara entre a rugosidade superficial e a geometria das diferentes soluções de quebra- apara adotadas nas várias pastilhas.

Machinability Study of AlSi9Cu3 Alloy Using PCD Tools with Chip Breaker

Abstract

The main aim of this dissertation is to study the machinability of the AlSi9Cu3 alloy, using several cutting tools in turning operations, in order to compare different three-dimensional constructive solutions of chip breakers, aiming to analyze its potential application in polycrystalline diamond inserts (PCD).

Initially, alloy samples were collected to start the machinability tests, by permanent mold casting process, followed by a number of experimental tests, in order to characterize the microstructure and its mechanical properties of the material.

With the focus on cutting tools, an analysis of the market supply of turning inserts with chip breaker for aluminum alloys, was performed, accounting for the silicon content of the work material. Thus, seven cutting inserts were selected, four of these were made of cemented carbides, coated and uncoated, and three were made of PCD.

A total of 252 dry longitudinal turning tests were performed, in order to study the influence of chip breakers on cutting forces, power consumption and specific cutting pressures, shape and size of generated chips and surface roughness, for several cutting parameters that were explored.

The machining tests allowed the verification of lower cutting forces for chip-breaker with simple geometries (low number or almost no obstacles), but this geometries also revealed less efficient chip control, especially in finishing operations. The surface roughness were influenced by type of chip former and the selected cutting insert, although it was not found a clear correlation between the surface roughness and the geometry of the different chip breaker solutions provided by the various inserts.

Agradecimentos

Em primeiro lugar quero prestar os meus sinceros agradecimentos ao Professor Abílio Jesus, por toda a disponibilidade e dedicação demonstrada no acompanhamento de todo o trabalho experimental, aconselhamento e críticas ao longo da presente dissertação.

Estou igualmente grato ao Professor Rui Neto, orientador no INEGI, não só pelos conhecimentos, conselhos e apoio transmitido, essenciais á execução do trabalho, bem como pela oportunidade de realização da dissertação na instituição de acolhimento, proporcionando todas as condições necessárias à realização dos ensaios propostos.

Ao Professor Joaquim Fonseca, diretor das oficinas mecânicas, pelas facilidades concedidas na utilização dos equipamentos necessários à realização dos ensaios. Uma palavra de apreço, pela prontidão, aconselhamento e cuidado na execução de todo o trabalho experimental, aos funcionários das oficinas, Sr. José Almeida, André Alves e Pedro Alves.

A todos os colaboradores do INEGI/ CETECOFF, Margarida Machado, Bárto Paiva, Paulo Machado, Armanda Marques e Fernando Seabra, por todo o auxílio prestado, desde o início do trabalho, obtenção dos provetes, até à caracterização do material.

Ao Professor Pedro Rosa, Responsável pelas Oficinas Mecânicas do Departamento de Engenharia Mecânica do IST - Instituto Superior Técnico, pelos aconselhamentos e disponibilização do sistema de amplificação de sinais usado nos ensaios instrumentados.

Ao Eng.º Miguel Figueiredo, Diretor do LET - Laboratório de Ensaios Tecnológicos, pela total disponibilidade e aconselhamento, tanto no que se refere à cedência do sistema de aquisição para ensaios de maquinagem, como na execução de ensaios com vista à caracterização mecânica do material utilizado.

Ao Eng.º Rui Moreira, representante *MAPAL*, pelo seu interesse em todo este trabalho experimental e disponibilização das pastilhas de corte em PCD. Ao Eng.º António Leite, representante *SECO*, pelo aconselhamento e conhecimento transmitido, referente à seleção de ferramentas de corte.

À *SCANSI*, na pessoa de Fernando Nóbrega, Professor Ramiro Martins e Marta Dias, pela disponibilidade e trabalho executado na tentativa de levantamento de forma das pastilhas de corte, mais concretamente da geometria quebra- aparas.

À minha família, especialmente aos meus pais, Manuela e Artur, por todo o apoio e por sempre acreditarem no meu sucesso durante esta etapa de formação. À Catarina pela ajuda na revisão da presente dissertação, por todo o apoio e enorme amizade demonstrada ao longo desta etapa.

Queria também agradecer o companheirismo e amizade demonstrada pelos meus colegas de trabalho Eng.º Daniel Caetano e Eng.º João Santos.

Um enorme agradecimento a todos os meus amigos de infância e universitários por todos os momentos de convívio e trabalho ao longo da minha vida académica.

O autor agradece 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	1
1.1	Enquadramento do Projeto e Motivação	1
1.2	Objetivos do Projeto.....	3
1.3	Estrutura da Dissertação.....	4
1.4	Apresentação da Instituição de Acolhimento e Enquadramento	5
2	Alumínio e suas Ligas	7
2.1	Ligas de Alumínio.....	7
2.1.1	Elementos de Liga.....	10
2.2	Caracterização da Liga AlSi9Cu3	12
2.2.1	Elementos de Liga e Microestruturas	12
2.2.2	Propriedades Mecânicas	14
2.2.3	Maquinabilidade.....	15
3	Generalidades do Corte por Arranque de Aparas. Maquinabilidade.....	17
3.1	Introdução. Conceito de Maquinabilidade	17
3.2	Formação da Aparas	18
3.2.1	Corte Ortogonal.....	19
3.2.2	Corte Oblíquo	23
3.2.3	Tipos e Formas da Aparas.....	24
3.2.4	Aparas Postiça ou Aparas Aderente à Aresta de Corte.....	26
3.3	Ferramentas de Corte	26
3.3.1	Materiais para Ferramentas de Corte.....	27
3.3.2	Geometria das Ferramentas de Corte	33
3.3.3	Desgaste de Ferramentas de Corte	35
3.4	Parâmetros de Corte	39
3.5	Forças e Potência de Maquinagem.....	40
3.5.1	Potências de Maquinagem.....	40
3.5.2	Pressão Específica de Corte.....	41
3.6	Lubrificação e Refrigeração	42
3.7	Acabamento Superficial	43
4	Controlo da Aparas	45
4.1	Introdução	45
4.2	Fluxos da Aparas	47
4.3	Enrolamento e Rotura da Aparas	50
4.4	Projeto de Geometrias Quebra-Aparas em Ferramentas de Corte.....	50
4.4.1	Configurações de Entalhe.....	53
4.4.2	Comprimento da Zona Neutra	53
4.4.3	Geometria do Entalhe	54

4.4.4	Geometria do Obstáculo	57
4.4.5	Parâmetros Geométricos no Corte Tridimensional.....	57
4.5	Geometrias Disponíveis em Mercado.....	59
4.6	Fabrico de Quebra-Aparas em Ferramentas PCD	60
5	Procedimento experimental.....	63
5.1	Considerações Gerais	63
5.2	Obtenção dos Provetes de Maquinagem e Caracterização do Material.....	64
5.2.1	Fusão e Vazamento.....	64
5.2.2	Pré-Maquinagem dos Provetes	65
5.2.3	Análise de Composição Química.....	66
5.2.4	Análise da Microestrutura.....	66
5.2.5	Ensaio de Dureza.....	69
5.2.6	Ensaio de Tração e Compressão.....	70
5.3	Caracterização das Ferramentas de Corte.....	72
5.3.1	Porta-Ferramentas.....	72
5.3.2	Classes de Material das Ferramentas	73
5.3.3	Geometrias Quebra - Aparas	74
5.4	Testes de Maquinagem	77
5.4.1	Máquinas Ferramentas.....	77
5.4.2	Programa de Ensaio de Maquinagem.....	78
5.4.3	Medições das Forças e Potências de Maquinagem	82
5.4.4	Classificação das Aparas	84
5.4.5	Caracterização do Acabamento Superficial	85
6	Análise e Discussão dos Resultados Obtidos.....	87
6.1	Forças e Potências de Corte.....	87
6.1.1	Evolução das Forças de Avanço e de Penetramento.....	89
6.1.2	Evolução da Força Principal de Corte	91
6.1.3	Potência de Corte.....	94
6.1.4	Pressão Específica de Corte.....	100
6.2	Tipos e Formas das Aparas Obtidas	105
6.3	Rugosidades da Superfície Maquinada.....	116
7	Conclusões e Perspetivas de Trabalho Futuro	125
7.1	Conclusões.....	125
7.2	Perspetivas de Trabalhos Futuros.....	129
	Referências.....	131
	ANEXO A: Desenhos Sistema de Fixação Célula de Carga.....	137
	ANEXO B: Codificação ensaios realizados	143
	ANEXO C: Condições de Corte e Estimativa tempo de Vida de Ferramentas.....	147
	ANEXO D: Visualização da Apara Aderente nas Ferramentas de Corte	153

Índice de Figuras

Figura 1 - Diagrama de fases e microestrutura das ligas Alumínio- Silício [6].	10
Figura 2 - Representação da liga utilizada no diagrama de equilíbrio Al-Si (adaptado de [11]).	13
Figura 3 - Microestrutura típica da liga: (a) matriz α , e lamelas de Si eutético; (b) fases Al_5FeSi , $Al-Al_2Cu-Si$; (c) fase $Al_{15}(MnFe)_3Si$ em "escrita chinesa" [16].	13
Figura 4 - Imagem SEM da liga AlSi9Cu3 que revela as fases intermetálicas: Z1- $Al_{15}(MnFe)_3Si$; Z2 - Al_2Cu ; Z3 - Al_5FeSi [17].	13
Figura 5 - Microestrutura da liga AlSi9Cu3 em fundição injetada [13].	14
Figura 6 - Alteração do eutético por tratamento térmico: a) não tratado; b) tratamento térmico a $505^\circ C/8h$; c) tratamento térmico a $515^\circ C/8h$; d) tratamento térmico a $525^\circ C/8h$ [16].	15
Figura 7 - Alterações das propriedades mecânicas mediante o tratamento térmico [16].	15
Figura 8 - Esquematização do fenómeno de formação da aparas. Zona de deformação primária e secundária [25].	18
Figura 9 - Esquematização do modelo de corte ortogonal [28].	19
Figura 10 - Representação da deformação plástica na zona primária considerando corte ortogonal [22].	20
Figura 11 - Representação da decomposição da força resultante da ação da ferramenta sobre a peça [22].	21
Figura 12 - Detalhe da decomposição da força resultante atuante sobre a ferramenta [22].	22
Figura 13 - Comparação entre corte ortogonal (a) e o corte oblíquo (b)[23].	23
Figura 14 - Secção da aparas no corte oblíquo exemplificando numa operação de torneamento cilíndrico exterior (adaptado de [28]).	23
Figura 15 - Tipos de aparas formadas: a) contínuas regulares; b) contínuas irregulares; c) descontínuas [27].	24
Figura 16 - Classificação aparas CIRP [29].	25
Figura 17 - Classificação das aparas formadas segundo a norma ISO 3685 (adaptado de [30]).	25
Figura 18 - Formação da aparas aderente (adaptado de [28]).	26

Figura 19 - Comparação entre as diversas ferramentas de corte em termos de dureza e tenacidade [32].	27
Figura 20 - Ferramentas de carbonetos de Tungstênio revestidas [34].	29
Figura 21 - Revestimento CVD de várias camadas, substrato na parte inferior e revestimentos na parte superior [37].	31
Figura 22 – Elementos funcionais de forma [22].	33
Figura 23 - Representação esquemática dos elementos funcionais de corte (adaptado de [22, 42].	34
Figura 24 - Formas de desgaste mais comuns em ferramentas de torneamento [30].	36
Figura 25 - Mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte [43].	37
Figura 26 - Curvas de desgaste de ferramentas para diferentes velocidades de corte ($V_5 > V_1$) [20].	38
Figura 27 - Decomposição das forças de maquinagem no torneamento longitudinal [22].	40
Figura 28 - Lubrificação aplicada a elevada pressão [41].	42
Figura 29 - Métodos de lubrificação/refrigeração nos processos de corte [46].	43
Figura 30 - Geometrias da ponta da ferramenta: a) pastilha com geometria tradicional; b) pastilha com geometria wiper [41].	44
Figura 31 - Diversidade de geometrias quebra- aparas de parâmetros fixos [34].	45
Figura 32 - Quebra- aparas de posição ajustável [52].	46
Figura 33 - Fluxo tridimensional da apra [53].	47
Figura 34 - Efeito do ângulo de fluxo de retorno da apra (adaptado de [53]).	47
Figura 35 - Influência do ângulo lateral do fluxo da apra (η_s) na definição dos parâmetros geométricos [53].	48
Figura 36 - Determinação da direção de fluxo da apra em relação à direção de avanço por simulação tridimensional: A) desbaste; B) acabamento [3].	48
Figura 37 - Representação esquemática de ferramenta de corte, ângulos característicos (A e C) e forças atuantes na face (C) [42].	49
Figura 38 - Modos de enrolamentos da apra: a) side-curl; b) up-curl [54].	50
Figura 39 - Parâmetros que influenciam a rotura da apra [57].	51
Figura 40 - Definição da geometria do entalhe recorrendo a simulação bidimensional: (A) semidesbaste; (B) acabamento [3].	51
Figura 41 - Parâmetros do quebra- aparas cuja geometria varia ao longo da aresta de corte [57].	52
Figura 42 - Configurações do entalhe: (a) geometria em V; (b) geometria curva (adaptado de [5]).	53
Figura 43 - Configurações de quebra- aparas, avaliação da forma da parede de retorno (adaptado de [53]).	53
Figura 44 - Efeito do ângulo de fluxo de retorno da apra [53].	55
Figura 45 - Influência do ângulo de fluxo lateral (η_s) no comprimento da zona neutra (l) e do entalhe (B) (adaptado de [53]).	57
Figura 46 - Definição dos parâmetros equivalente [57].	58

Figura 47 - Raio de enrolamento da apara considerando a altura do obstáculo (adaptado de [57]).....	59
Figura 48 - Geometrias de quebra- aparas em PCD: a) representação esquemática; b) parâmetros de corte aplicáveis [40].	59
Figura 49 - Geometria quebra- aparas em ferramentas PCD produzidas por laser: a) estratégia de maquinagem laser para produção de quebra- aparas; b) geometria quebra- aparas resultante [3].....	60
Figura 50 - Esquemática do processo de maquinagem de diamante sinterizado por laser, no seio de um fluido [66].	61
Figura 51 - Fusão e vazamento dos provetes de maquinagem: a) forno de resistências utilizado; b) vazamento manual em coquilha de cobre.....	64
Figura 52 - Provetes (cilíndricos) em bruto de fundição.	65
Figura 53 - Desenho dos provetes de maquinagem utilizados nos ensaios.	65
Figura 54 - Microscópio ótico <i>Olympus PMG 3</i> utilizado na análise microestrutural.	67
Figura 55 - Microestrutura da liga AlSi9Cu3 que constitui os provetes de maquinagem.	67
Figura 56- Análise de variação de microestrutura da liga ao longo da secção transversal: a) zona periférica; b) zona intermédia e c) zona interna.	68
Figura 57 - Análise comparativa entre microestruturas resultantes de cada processo de vazamento, na zona intermédia do provete: a) provete resultante do primeiro vazamento; b) provete resultante do segundo vazamento.	69
Figura 58 - Provetes e equipamento ensaios de dureza: a) provete utilizado; b) durómetro EMCO M4U-075 utilizado.	69
Figura 59 - Desenho dos provetes produzidos para ensaios de tração segundo a norma EN 10002.	70
Figura 60 - Desenho dos provetes produzidos para ensaios de compressão segundo a norma ASTM E9 - 89a.....	70
Figura 61 - Resultados obtidos para os ensaios de tração e compressão realizados.	71
Figura 62 - Tipologia e dimensões genéricas das pastilhas seleccionadas.....	72
Figura 63 - Porta-ferramentas SECO SDJCL 2020K 11, utilizado em todo o procedimento experimental.....	72
Figura 64 - Pastilha PCD, geometria de quebra- aparas CB1: a) vista de topo; b) vista do quebra- aparas em detalhe.....	74
Figura 65 - Pastilha PCD, geometria de quebra- aparas CB2: a) vista de topo; b) vista do quebra- aparas em detalhe.....	74
Figura 66 - <i>Seco</i> DCGT11T304F-AL, KX: a) vista de topo; b) vista da face de saída.....	75
Figura 67 - <i>Sandvik</i> DCGT11T304-AL, H10: a) vista de topo; b) vista do quebra- apara em detalhe.	75
Figura 68 - <i>Seco</i> DCGT11T304-MF2, CP500: a) vista de topo. b) vista do quebra- apara em detalhe.	76
Figura 69 - <i>Sandvik</i> DCGT11T304-UM, H13A: a) vista de topo; b) vista do quebra- apara em detalhe.	76
Figura 70 - Torno paralelo EFI DU20 utilizado nos ensaios instrumentados.	77

Figura 71 - Torno CNC GILDEMEISTER CTX 400 utilizado nos ensaios de maquinagem.	77
Figura 72 - Gama de parâmetros de corte indicados por fabricantes para pastilhas PCD e intervalo de parâmetros onde se inserem os utilizados.	79
Figura 73 - Componentes das forças de corte.	82
Figura 74 - Representação da montagem do porta ferramentas 9403 no dinamómetro piezoelétrico 9257 B [67].	82
Figura 75 - Aspetos de montagem e posicionamento das células de carga e ferramentas de corte.	83
Figura 76 - Sistema de amplificação de sinal Kistler 5007 utilizado.	83
Figura 77 - Sistema de aquisição de dados em funcionamento e visualização da evolução das forças no decorrer de um ensaio.	84
Figura 78 - Classificação aparas segundo a norma ISO 3685 (adaptado de [30]).	84
Figura 79 - Rugosímetro portátil T500 utilizado para efetuar medições entre cada ensaio.	85
Figura 80 - Exemplo de resultados obtidos para as componentes das forças de corte para a pastilha DCGT11T304F01N-0AA-PU620: $v_c=424$ m/min; $a_p=1.5$ m/min; $f=0.05$ mm/rot.	87
Figura 81 - Componentes das forças de corte obtidas com a pastilha DCGT11T304F01N-0AA-PU620 ($v_c=424$ m/min; $a_p=1.5$ m/min; $f=0.05$ mm/rot) – valores experimentais selecionados como representativos.	88
Figura 82 - Componentes dos esforços de corte para a pastilha DCGT11T304F01N-0AA-PU620 ($v_c=116$ m/min; $a_p=0.25$ m/min; $f=0.14$ mm/rot) – formação de aresta postíça.	89
Figura 83 - Evolução da força de avanço e da profundidade de corte: a) $v_c=400$ m/min, $a_p=0.25$ mm; b) $v_c=400$ m/min, $a_p=1.5$ mm;	90
Figura 84 - Evolução da força de penetramento função do avanço e da profundidade de corte: a) $v_c=400$ m/min, $f=0.05$ mm/rot; b) $v_c=400$ m/min, $f=0.25$ mm/rot.	90
Figura 85 - Comparação da força de corte para cada pastilha utilizada.	92
Figura 86 - Potência de corte em função do avanço, para $a_p=0.25$ mm.	94
Figura 87 - Potência de corte em função do avanço, para $a_p=0.5$ mm.	95
Figura 88 - Potência de corte em função do avanço, para $a_p=1.5$ mm.	95
Figura 89 - Potência de corte em função da profundidade de corte, para $f=0.05$ mm/rot.	96
Figura 90 - Potência de corte em função da profundidade de corte, para $f=0.14$ mm/rot.	97
Figura 91 - Potência de corte em função da profundidade de corte, para $f=0.25$ mm/rot.	97
Figura 92 - Potência de corte em função da área de secção da apara ($v_c \approx 400$ m/min).	98
Figura 93 - Potência de corte em função da área de secção da apara ($v_c \approx 100$ m/min).	98
Figura 94 - Evolução da pressão específica de corte em função da área de secção da apara ($v_c \approx 400$ m/min).	101
Figura 95 - Evolução da pressão específica de corte em função da secção da apara ($v_c \approx 100$ m/min).	101

Figura 96 - Evolução da pressão específica de corte função da secção da apara. $a_p = 0.25$ mm.	102
Figura 97 - Evolução da pressão específica de corte função da secção da apara. $a_p = 0.5$ mm.	103
Figura 98 - Evolução da pressão específica de corte função da secção da apara. $a_p = 1.5$ mm.	103
Figura 99- Aparas longa obtida com a pastilha PCD sem quebra-aperas: a) formação de apara em fita enrolada; b) reflexo da apara na qualidade superficial obtida.	105
Figura 100 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função da velocidade de corte: $a_p=0.25$ mm; $f=0.05$ mm/rot.	117
Figura 101 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função da velocidade de corte: $a_p=0.5$ mm; $f=0.05$ mm/rot.	117
Figura 102 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função da velocidade de corte: $a_p=1.5$ mm; $f=0.05$ mm/rot.	118
Figura 103 - Evolução da profundidade da rugosidade máxima (R_{max}) em função da velocidade de corte. $a_p=0.25$ mm; $f=0.05$ mm/rot.	118
Figura 104 - Evolução da profundidade da rugosidade máxima (R_{max}) em função da velocidade de corte. $a_p=0.5$ mm; $f=0.05$ mm/rot.	119
Figura 105 - Evolução da profundidade da rugosidade máxima (R_{max}) em função da velocidade de corte: $a_p=1.5$ mm; $f=0.05$ mm/rot	119
Figura 106 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função do avanço: $v_c=690$ m/min; $a_p=0.25$ mm.	120
Figura 107 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função do avanço: $v_c=690$ m/min; $a_p=0.5$ mm.	121
Figura 108 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função do avanço: $v_c=690$ m/min; $a_p=1.5$ mm.	121
Figura 109 - Evolução da rugosidade média (R_a) em função da profundidade de corte: $v_c=690$ m/min; $f=0.05$ mm/rot.	122
Figura 110 - Evolução da rugosidade máxima (R_{max}) em função da profundidade de corte: $v_c=690$ m/min; $f=0.05$ mm/rot.	123
Figura 111 - Desenho barra de fixação 1.....	139
Figura 112 - Desenho barra de fixação 2.....	140
Figura 113 - Desenho chapa de base de fixação da célula de carga ao carro porta-ferramentas.....	141
Figura 114 - Desenho da fixação do porta-ferramentas à célula de carga.....	142
Figura 115 - Visualização do fenómeno de apara aderente nas pastilhas PCD para a gama dos 100 m/min: a) Mapal DCGW 11T304F01N - 0AA, PU620; b) Mapal DCGT 11T304F01N - C1A, PU660; c) Mapal DCGT 11T304F01N - C2A, PU670.	155
Figura 116 - Visualização do fenómeno de formação da apara aderente na pastilhas de WC para a gama dos 100 m/min: a) Seco DCGT 11T304F - AL, KX; b) Seco DCGT 11T304 - MF2, CP500; c) Sandvik DCGX 11T304 - AL, H10; d) Sandvik DCGT 11T304 - UM, H13A.	156

Índice de Tabelas

Tabela 1 - Nomenclatura das ligas de alumínio trabalháveis (AA) [6].	8
Tabela 2 - Classificação das ligas de alumínio segundo designação <i>Aluminium Association</i> [6].	9
Tabela 3 - Ligas comuns em fundição, designações e aplicações [6, 8, 9].	9
Tabela 4 - Composição química da liga AlSi9Cu3 segundo a norma NP EN 1706 [14].	12
Tabela 5 - Designação e propriedades mecânicas da liga AlSi9Cu3 segundo a norma NP EN 1706 [14].	15
Tabela 6 - Valores indicativos de propriedades físicas para diversos materiais para ferramentas de corte [25].	28
Tabela 7 - Composição química e características físicas de metal duro, para alguns grupos de materiais, segundo a norma ISO [26].	30
Tabela 8 - Propriedades típicas das ferramentas em PCD [22, 38].	32
Tabela 9 - Propriedades das ferramentas PCD função do tamanho dos cristais [31].	32
Tabela 10 - Valores previstos de rugosidade superficial em função de r_ϵ e de f [41].	34
Tabela 11 - Gama de parâmetros de corte indicados por fabricantes para ligas de Alumínio.	39
Tabela 12 - Dimensões da zona neutra para maquinagem de aço e alumínio.	54
Tabela 13 - Dimensões do entalhe, dados disponíveis na literatura.	56
Tabela 14 - Dimensões do entalhe projetado em ferramentas PCD para maquinagem de liga de alumínio da série 2000 [3].	56
Tabela 15 - Composição química do material resultante do primeiro vazamento.	66
Tabela 16 - Composição química do material resultante do segundo vazamento.	66
Tabela 17 - Composição química da liga segundo a norma NP EN 1706 [14].	66
Tabela 18 - Resultados dos ensaios de dureza para os dois provetes resultantes de cada processo de vazamento.	70
Tabela 19 - Comparação entre valores de tensão de cedência e tensão de rotura obtidos para ensaio de tração e valores mínimos estabelecidos pela norma.	71
Tabela 20 - Geometria do porta-ferramentas <i>SECO SDJCL 2020K 11</i> [41].	72
Tabela 21 - Classes de material das pastilhas em PCD [40].	73

Tabela 22 - Descrição das classes de pastilhas utilizadas [34, 41].	73
Tabela 23 - Parâmetros de corte dos ensaios de maquinagem efetuados no torno paralelo	79
Tabela 24 - Parâmetros de corte da sequência de ensaios efetuados no torno CNC.....	81
Tabela 25 - Aparas obtidas para a pastilha MAPAL, DCGW11T304F01N-0AA-PU620. ...	107
Tabela 26 - Aparas obtidas para a pastilha MAPAL, DCGT11T304F01N-C1A-PU660.....	108
Tabela 27 - Aparas obtidas para a pastilha MAPAL, DCGT11T304F01N-C2A-PU670.....	109
Tabela 28 - Aparas obtidas para a pastilha SECO, DCGT11T304F-AL, KX.	110
Tabela 29 - Aparas obtidas para a pastilha SECO, DCGT11T304-MF2, CP500.....	111
Tabela 30 - Aparas obtidas para a pastilha SANDVIK DCGT11T304-AL, H10.....	112
Tabela 31 - Aparas obtidas para a pastilha SANDVIK, DCGT11T304-UM, H13A.....	113
Tabela 32 - Classificação das aparas segundo a norma ISO 3685, para ensaios realizados torno mecânico paralelo.	114
Tabela 33 - Classificação das aparas segundo a norma ISO 3685, para ensaios realizados torno mecânico CNC.	115
Tabela 34 - Parâmetros de corte ideais do ponto de vista de controlo da apara para a cada pastilha.	115
Tabela 35 - Código ensaios realizado.	145

Lista de abreviaturas

AA	Aluminum Association
Al	Alumínio
Al-Si	Ligas Alumínio-Silício
Al ₂ O ₃	Alumina
CAE	<i>Computer Aided Engineering</i>
CAD	<i>Computer Aided Design</i>
CETECOFF	Unidade de Fundição e Novas Tecnologias
CNC	<i>Computer Numerical Control</i>
Co	Cobalto
Cu	Cobre
CVD	Deposição química em fase de vapor (<i>Chemical Vapor Deposition</i>)
DEMec	Departamento de Engenharia Mecânica
DEMEGI	Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial
EDM	Eletroerosão (<i>Electric Discharge Machining</i>)
Fe	Ferro
FEUP	Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
HB	Dureza Brinell
HRc	Dureza Rockwell
HSS	Aço rápido (<i>High Speed Steel</i>)
INEGI	Instituto de Ciências e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial
ISO	International Organization for Standardization
Mg	Magnésio
Mn	Manganês

MQL	Quantidade mínima de lubrificação (<i>Minimum Quantity of Lubrication</i>)
NbC	Carboneto de Níbio
PCBN	Nitreto Boro Cúbico Policristalino (<i>Polycrystalline Cubic Boron Nitride</i>)
PCD	Diamante Policristalino (<i>Polycrystalline Diamond</i>)
PVD	Deposição física em fase de vapor (<i>Physical Vapor Deposition</i>)
Si	Silício
TaC	Carboneto de Tântalo
Ti	Titânio
TiC	Carboneto de Titânio
V ₄ C ₃	Carboneto de Vanádio
WC	Carboneto de Tungstênio

Lista de Símbolos

A	Extensão após rotura
a_p	Profundidade de corte ou penetramento
a_{pe}	Profundidade de corte equivalente
B	Comprimento do entalhe do quebra- aparas
B_e	Comprimento equivalente do entalhe do quebra- aparas
f	Avanço
F_a	Força de avanço
F_c	Força principal de corte
F_{ec}	Força efetiva de corte
F_m	Força de maquinagem
F_p	Força penetramento
H	Profundidade do entalhe do quebra- aparas
h	Altura do obstáculo
K_s	Pressão específica de corte
KB	Largura da cratera de desgaste
KM	Distância da cratera à aresta de corte
KT	Profundidade máxima da cratera
l	Comprimento da zona neutra (<i>Rake Land Lenght</i>)
l_e	Comprimento da zona neutra equivalente
l_n	Comprimento natural de contacto apara/ferramenta
n	Velocidade de rotação
P_c	Potência de corte
P_{ec}	Potência de corte efetiva
Q	<i>Material Removal Rate</i>

R	Ação da ferramenta na peça
R_0	Raio de curvatura do entalhe do quebra- aparas
R_a	Rugosidade média aritmética
R_c	Razão de corte
R_{ce}	Raio de curvatura equivalente
R_m	Tensão de rotura à tração
R_{max}	Profundidade da rugosidade máxima
$R_{p0,2}$	Tensão limite convencional de proporcionalidade
R_{ta}	Rugosidade média teórica
R_{tmax}	Profundidade da rugosidade máxima teórica
R_z	Profundidade média das rugosidades
S	Secção da apara não deformada
t_0	Espessura da apara antes de deformada
t_c	Espessura da apara depois de deformada
v_c	Velocidade de corte
v_{ec}	Velocidade efetiva de corte
VBc	Desgaste de flanco na ponta da ferramenta
VBn	Desgaste de flanco na extremidade da aresta
W	Largura da apara

Simbologia Grega

α	Ângulo de folga da ferramenta
β	Ângulo de gume
γ	Ângulo de ataque
γ_e	Ângulo de ataque efetivo
ϵ	Ângulo de ponta
η_b	Ângulo do fluxo da apara
η_{be}	Ângulo do fluxo da apara equivalente
η_s	Ângulo do fluxo lateral da apara
θ	Ângulo tangente à curvatura do entalhe
λ	Ângulo de inclinação da aresta de corte

μ	Coefficiente de atrito entre a apara e a ferramenta
ϕ	Ângulo de corte
χ	Ângulo de posição da aresta de corte
χ_1	Ângulo de posição da aresta de corte secundária

1 Introdução

1.1 Enquadramento do Projeto e Motivação

No panorama atual de produção de componentes com superfícies técnicas funcionais, os conceitos de maquinagem de alta velocidade em sistemas de produção automática são preponderantes na qualidade dos componentes e na elevada produtividade ambicionada pela indústria de topo mundial.

A incessante procura do incremento de produtividade obriga a indústria promotora de materiais cortantes a exercer uma constante procura pela inovação e desenvolvimento de novas soluções de ferramentas de corte, que permitem um controlo eficaz da formação da apara, possibilitem a obtenção de maior precisão dimensional e melhor acabamento superficial dos componentes maquinados, aliados a maiores tempos de vida e menores consumos energéticos.

No torneamento de ligas de Alumínio, particularmente ligas com elevadas percentagens de Silício, a solução para eficiência máxima passa pela utilização de ferramentas de corte em diamante policristalino (PCD) ou pela utilização de revestimentos de diamante, depositados em fase química de vapor (CVD). Baixo coeficiente de atrito, baixa afinidade química, elevada resistência ao desgaste e elevada condutibilidade térmica são algumas das especificações técnicas de elevado relevo, que as tornam a primeira escolha para maquinagem de alta velocidade de ligas de alumínio [1].

No entanto, processos de corte contínuos em sistemas automáticos, especialmente torneamento, de ligas de Alumínio, requerem um controlo eficaz da forma e tipologia das aparas formadas, pois tal como é próprio de materiais dúcteis, a formação de aparas longas, conduz a paragens do equipamento e conseqüente perda de produtividade, devido ao seu enrolamento na ferramenta ou na peça, prejudicando o acabamento e a rugosidade superficial, para além de dificultar a sua remoção da zona de trabalho [2, 3].

Eficiência no controlo da apara é um fator preponderante, tanto na produtividade, como na integridade superficial e durabilidade das ferramentas. Este fator implica uma necessidade crescente de desenvolver condições favoráveis à rotura da apara, sem que fatores energéticos e de resistência da ferramenta sejam colocados em causa. Uma forma de colmatar esta dificuldade passa pelo emprego de estruturas quebra- aparas, com geometrias tridimensionais complexas, na face de ataque da ferramenta.

A utilização de quebra- aparas em ferramentas PCD não é ainda uma prática comum, o que representa um ponto desfavorável face às ferramentas de carboneto de tungsténio, em que mais de 75% das atualmente utilizadas pela indústria apresentam estruturas quebra- aparas, a um custo muito mais apelativo.

A complexidade do fabrico de quebra- aparas neste tipo de materiais, aliada a uma prática de investigação e projeto não sistematizada, baseada numa metodologia "try and see" e na

experiência do produtor, estão associadas a grandes perdas monetárias, sendo alguns dos fatores explicativos para a pouca oferta existente em mercado.

Com o crescente desenvolvimento da micromaquinagem por laser, como um processo de elevada precisão, torna-se possível a execução de geometrias tridimensionais complexas em ferramentas PCD, que aliado à utilização de metodologias de simulação numérica, como metodologia de previsão do processo de corte, que carece naturalmente de validações experimentais, reduz o tempo de desenvolvimento e possibilita o projeto de novas ferramentas de forma mais eficaz [3-5].

É exatamente neste sentido que o presente trabalho se integra. A obtenção de dados descritivos da interação entre material cortante e material da peça de trabalho, bem como a execução de uma análise do comportamento de diversas soluções de quebra- aparas, torna-se de extrema relevância no projeto de novas soluções de ferramentas, tecnologicamente mais avançadas, tendo reflexos positivos na resposta do fabricante às necessidades reais dos seus clientes.

1.2 Objetivos do Projeto

Tendo como objetivo último o desenvolvimento de ferramentas de corte em Diamante Policristalino (PCD), com quebra-apanas tridimensionais, para ligas de Alumínio com elevado teor de Silício, frequentemente utilizadas no setor automóvel, pretende-se particularmente com este estudo realizar uma avaliação de soluções de ferramentas disponíveis no mercado, com base num conjunto de testes de maquinabilidade da liga AlSi9Cu3.

Pretende-se com o estudo proposto produzir o material por vazamento em coquilha, executar ensaios de caracterização do material e ensaios de torneamento cilíndrico longitudinal a seco, com vista à caracterização da maquinabilidade do material. A maquinabilidade não pode ser entendida como uma propriedade intrínseca do material, mas sim uma propriedade qualitativa, que expressa a facilidade ou a dificuldade de maquinar um componente, de acordo com determinados critérios que refletem os interesses do utilizador.

No contexto de realização deste trabalho, pretende-se efetuar um estudo da maquinabilidade recorrendo a ferramentas em PCD com e sem quebra-apanas e ainda, de forma complementar, recorrendo a ferramentas em Carbonetos de Tungsténio com diversas tipologias de quebra-apanas levando em consideração:

- Forças e potências do processo de corte;
- Forma das aparas obtidas;
- Qualidade superficial do componente maquinado.

Em suma, pretende-se efetuar um estudo dos parâmetros que influenciam a geometria do quebra-apanas para a liga de alumínio AlSi9Cu3, caracterização deste material para a obtenção de dados descritivos da interação entre cortante e material maquinado, efetuar ensaios de maquinagem instrumentados com diversas ferramentas de corte, com quebra-apanas distintos, com o objetivo final de produção e validação de geometrias sugeridas a partir destes ensaios, modelos propostos e resultados teóricos.

1.3 Estrutura da Dissertação

A presente dissertação é composta por um total de sete capítulos de acordo com a seguinte estrutura:

- **Capítulo 1, "Introdução":** é realizada uma breve descrição do enquadramento, objetivos e instituições envolvidas do projeto;
- **Capítulo 2, "Introdução às Ligas de Alumínio":** procede-se a uma breve apresentação e considerações das principais ligas de alumínio, dando especial atenção às ligas de fundição e descrição da liga utilizada AlSi9Cu3;
- **Capítulo 3, "Generalidades do Corte por Arranque de Apara. Maquinabilidade":** faz-se uma apresentação dos conceitos básicos do corte por arranque de apara, fundamentos do corte ortogonal e tridimensional, ferramentas utilizadas na maquinagem de ligas de alumínio, parâmetros de corte, desgaste e integridade superficial das peças maquinadas;
- **Capítulo 4, "Controlo da Apara":** é feita uma abordagem ao processo de controlo da apara, quer em termos de previsão de fluxos, quer em termos de enrolamento e rotura das aparas e a sua relação com os parâmetros geométricos do quebra- aparas, do ponto de vista do desenvolvimento de ferramentas;
- **Capítulo 5, "Procedimento Experimental":** faz-se uma caracterização do material que constitui os provetes, ferramentas e equipamentos utilizados. São ainda apresentados o procedimento experimental e as condições dos ensaios.
- **Capítulo 6, "Análise e Discussão de Resultados":** os resultados de todos os ensaios são apresentados, analisados e discutidos, tanto no que diz respeito a forças de corte, como a aparas e integridade da superfície;
- **Capítulo 7, "Conclusões e Trabalhos Futuros",** apresentam-se as principais conclusões da presente dissertação, bem como uma enumeração de possíveis trabalhos futuros.

1.4 Apresentação da Instituição de Acolhimento e Enquadramento

A presente dissertação de mestrado realizou-se na instituição designada por Instituto de Ciência e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial (INEGI), na unidade de de Fundação e Novas Tecnologias (CETECOFF), em parceria com o Departamento de Engenharia Mecânica (DEMec) da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP).

O INEGI é uma instituição sem fins lucrativos, que nasceu em 1986 no seio do departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (DEMEGI), da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. Com o estatuto de “utilidade pública” e com a figura jurídica de Associação Privada sem Fins Lucrativos, esta instituição assume-se como um agente ativo no desenvolvimento do tecido empresarial português.

A sua principal missão é atuar como interface Faculdade – Indústria, contribuindo para o aumento da competitividade da indústria nacional através da investigação e desenvolvimento, demonstração, transferência de tecnologia orientada e formação nas áreas de materiais, produção, conceção e projeto, energia, manutenção, gestão industrial e ambiental. É neste sentido que o INEGI possui um vasto conjunto de meios de suporte à sua atividade, nomeadamente laboratórios destinados à realização de trabalho experimental, oficinas para desenvolvimento de componentes e pré-séries, e um vasto conjunto de ferramentas informáticas de suporte ao trabalho de engenharia, como ferramentas CAD 3D (*Computer Aided Design*), CAE (*Computer Aided Engineering*), ferramentas de simulação estrutural, ABAQUS, simulação de processos de fundição, conformação plástica, entre outros.

A presente dissertação surgiu na sequência de contactos de empresas produtoras de ferramentas de corte customizadas à instituição de acolhimento INEGI. Estas instituições pretendem obter conhecimentos para o fabrico de ferramentas de corte avançadas, para produtos, em ligas de alumínio fundidas, essencialmente na indústria automóvel, para que possam responder às necessidades dos seus clientes, com ferramentas tecnologicamente mais avançadas e de valor acrescentado.

2 Alumínio e suas Ligas

O Alumínio é o segundo elemento metálico mais abundante na crosta terrestre aparecendo na forma de óxidos ou silicatos. Com o desenvolvimento do processo de redução eletrolítica, por Charles Hall e Paul Heroult em 1886, passou a ser possível a obtenção de Alumínio a partir de alumina (Al_2O_3), reduzindo-se assim o seu custo produção que, aliado às suas propriedades, permitiu o seu crescimento em termos de aplicabilidade industrial [2, 6].

Comercialmente, o Alumínio está disponível com um grau de pureza na ordem dos 99%, um ponto de fusão de aproximadamente $660^{\circ}C$, massa volúmica de $2,7 \text{ g/m}^3$; apresenta elevada condutibilidade térmica e elétrica, e ainda, elevada resistência à corrosão atmosférica. Porém, neste estado, sem a presença de elementos de liga, o alumínio apresenta uma resistência à tração de apenas 90 MPa, tornando-se muito dúctil, sendo desta forma, necessário adicionar diversos elementos, para que as propriedades mecânicas requeridas possam ser melhoradas.

Os referidos elementos de liga são normalmente utilizados para melhorar as propriedades mecânicas, melhorar a sua colabilidade, no caso das ligas de fundição, e até para alteração da microestrutura do material. Existem contudo, elementos de liga não desejáveis, impurezas, cujo teor máximo terá necessariamente de ser controlado.

A indústria automóvel e aeroespacial, devido à crescente procura por materiais leves que permitam uma diminuição do consumo de combustíveis, são as indústrias em que mais se utilizam ligas de alumínio, não só em elementos estruturais, mas também em componentes dos próprios motores de combustão.

As ligas de alumínio são normalmente divididas em dois grandes grupos: as ligas para conformação plástica ou trabalháveis e as ligas de fundição. Estes grupos podem ainda ser subdivididos em diferentes classes, função dos elementos de liga presentes na composição química, tal como será abordado de seguida.

2.1 Ligas de Alumínio

Uma importante propriedade do alumínio é a possibilidade de se combinar com a maior parte dos metais de engenharia, elementos de liga, levando à produção de diversas ligas, permitindo assim, a obtenção de características tecnológicas apropriadas de acordo com a aplicação do produto final. Naturalmente, uma só liga não pode combinar todas as propriedades ótimas para cada aplicação, sendo por isso necessário conhecer as vantagens e limitações de cada uma delas para que se possa fazer a melhor seleção.

As ligas de alumínio podem ser classificadas de acordo com o seu modo de processamento, resultando em dois grandes grupos:

- Ligas conformadas ou trabalhadas (*Wrought Aluminum Alloys*);
- Ligas de fundição (*Casting Aluminum Alloys*);

As ligas de alumínio conformadas ou ligas trabalhadas são ligas que inicialmente se encontram sobre a forma de lingotes ou tarugos e posteriormente são conformadas plasticamente, a quente ou a frio, por processos como a extrusão, laminagem ou forjamento [6].

Tabela 1 - Nomenclatura das ligas de alumínio trabalháveis (AA) [6].

Série	Elemento
1xxx	Alumínio 99%
2xxx	Cobre
3xxx	Manganês
4xxx	Silício
5xxx	Magnésio
6xxx	Magnésio e Silício
7xxx	Zinco
8xxx	Outros elementos
9xxx	Não usado

A nomenclatura das ligas trabalhadas, segundo a *Aluminum Association (AA)*, é especificada na Tabela 1, por um sistema de designação de quatro dígitos numéricos, sendo que o primeiro dígito indica o principal elemento de liga, o segundo indica modificações na liga original ou os limites de impurezas e os dois últimos indicam o grau de pureza da liga de alumínio.

A principal diferença entre as ligas para conformação plástica face às ligas de fundição, prende-se com a percentagem de silício, devido à necessidade de colabilidade do material. As ligas de alumínio para obtenção de produtos fundidos são das mais versáteis de todas as ligas de fundição, devido essencialmente aos seguintes fatores [6-8]:

- Boa colabilidade, o que permite o preenchimento de secções de reduzida espessura;
- Ponto de fusão baixo relativamente ao necessário para outros metais;
- Rápida transferência de calor da peça para a moldação, o que permite ciclos relativamente curtos;
- O hidrogénio é o único gás que apresenta elevada solubilidade nas ligas fundidas e poderá ser controlado durante o processo;
- Muitas ligas não apresentam os problemas de fissuração a quente;
- Normalmente não apresentam interações com a cavidade da moldação pelo que se obtêm peças com elevada qualidade superficial.

Desta forma, a composição química das ligas de fundição é diferente das ligas para trabalho mecânico, anteriormente referidas e são classificadas, segundo a *Aluminum association* [6], por quatro dígitos sendo um deles decimal, Tabela 2. O primeiro dígito indica o grupo de elementos de liga (presentes em maior percentagem), o segundo e terceiro diferenciam as ligas da mesma série, o quarto dígito (decimal) indica a forma do produto:

- 0 - Indica peças fundidas;
- 1 - Indica forma de lingote;
- 3 - Indica forma de lingote com faixa de composição mais restrita;

Tabela 2 - Classificação das ligas de alumínio segundo designação *Aluminium Association* [6].

Série	Elemento
1xx.x	Alumínio 99%
2xx.x	Cobre
3xx.x	Silício e pode conter Cobre e/ou Magnésio
4xx.x	Silício
5xx.x	Magnésio
6xx.x	Não usado
7xx.x	Zinco
8xx.x	Estanho
9xx.x	Não usado

Tal como se pode verificar na Tabela 3, as ligas de alumínio-silício, série 3xx (AA) e ainda as ligas de alumínio-silício-cobre e/ou magnésio, série 4xx.x (AA), são as mais usadas na produção de componentes por fundição para aplicações na indústria automóvel e aeronáutica.

Tabela 3 -Ligas comuns em fundição, designações e aplicações [6, 8, 9].

AA	Iso	Aplicações
A319	AlSi5Cu3	Engenharia em geral, cabeças de cilindros, caixas de velocidades.
A308	AlSi6Cu4	Caixas de velocidades, ferramentas elétricas equipamento de escritório.
A356	AlSi7Mg	Componentes de bombas para aviões, instalações de energia nuclear, jantes.
A380	AlSi8Cu3	Fundição injetada, blocos de motor.
A332	AlSi9Cu3Mg	Aplicações onde elevada resistência a altas temperaturas e com baixo coeficiente de expansão térmica, como por exemplo pistões de motores.
A360	AlSi10Mg	Fundição injetada, diversos componentes.
A384	AlSi10Cu2Fe	Fundição injetada, diversos componentes.
A390	AlSi17Cu4Mg	Blocos de motor em fundição injetada, bombas com elevada resistência a abrasão e polias.
A413	AlSi12	Blocos de motor, equipamento químico, carcaças de instrumentos.

2.1.1 Elementos de Liga

As propriedades das ligas de alumínio dependem certamente dos elementos presentes na composição química. Complexas interações entre a composição química e as características microestruturais, decorrentes da solidificação e/ou possíveis tratamentos térmicos, conduzem a diferentes propriedades entre as diversas ligas.

Por um lado, é importante salientar, que alguns elementos químicos são adicionados à liga com o objetivo de promover uma melhoria significativa das suas propriedades, por outro lado outros elementos, sempre presentes em todas as ligas, são tratadas como impurezas. Neste caso, o seu teor máximo terá de ser controlado, para que não se tornem prejudiciais às propriedades finais.

No presente capítulo apenas são abordados os elementos de liga mais comuns na liga AlSi9Cu3 que é objeto de estudo na presente dissertação.

2.1.1.1 Silício

O Silício (Si) é talvez o elemento de liga mais usado nas ligas de alumínio de fundição. Tal, deve-se ao facto de o Silício baixar consideravelmente o coeficiente de dilatação e contração na solidificação, que conjuntamente com as propriedades mecânicas que estas ligas Al-Si, próximas do ponto eutético apresentam, proporcionam uma boa colabilidade, baixa tendência a microrrechupes e fissuração, permitindo a obtenção de produtos fundidos de elevada qualidade [6-8, 10, 11].

Tipicamente, o teor de Silício varia consoante o processo de fundição utilizado. Para fundição em areia são, tipicamente, usados valores entre 5-7%, para fundição em moldações permanentes entre 7-9% e para fundição injetada entre 8-12% [6, 8].

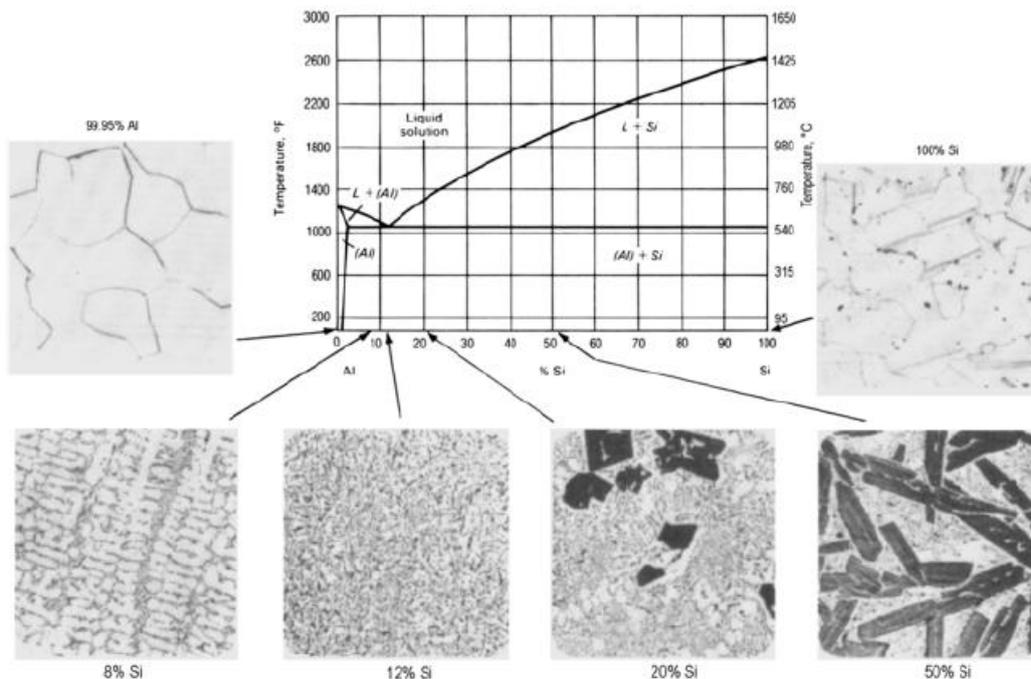


Figura 1 - Diagrama de fases e microestrutura das ligas Alumínio- Silício [6].

Considerando o diagrama de fase binário Al-Si (Figura 1), verifica-se que dependendo do teor de silício as ligas podem ser classificadas em ligas hipoeutéticas ($Si < 12\%$), ligas eutéticas ($12-13\% Si$) e ligas hipereutéticas ($Si > 13\%$) [6, 12].

2.1.1.2 Cobre

A adição de Cobre (Cu) traduz-se num aumento da resistência mecânica e dureza da liga, devido ao endurecimento estrutural, quer a baixas, quer a elevadas temperaturas. Contudo, o Cobre normalmente reduz a resistência à corrosão e a ductilidade da liga. Diminui ainda a resistência à fissuração a quente e potencia porosidade interdendrítica.

Quando combinado com o Silício dando origem a ligas Alumínio-Silício-Cobre, estas são largamente utilizadas pela indústria de fundição, uma vez que, por um lado, a presença de Cobre melhora a resistência mecânica e possibilita uma melhoria na maquinagem e por outro lado, o Silício proporciona um aumento da colabilidade e reduz a contração na solidificação [6, 8].

2.1.1.3 Ferro

O Ferro (Fe) está sempre presente em todas as ligas de Alumínio, sendo considerado uma impureza, que influencia drasticamente as propriedades mecânicas da liga. A solubilidade do Ferro no Alumínio é muito reduzida, tal acarreta como consequência a formação de diversas fases intermetálicas, tanto com o Alumínio, como com outros elementos presentes na liga. Tipicamente, estas fases apresentam três diferentes morfologias: cristais aciculares, "escrita chinesa" ou poliédrica.

Estas fases intermetálicas são normalmente do tipo $FeAl_3$, $FeMnAl_6$ e $\alpha AlFeSi$, sendo esta última a tipicamente formada em ligas Al-Si, e ainda fases mais complexas do tipo $Al_x(Fe,Mn,Cr)_ySi_z$, ver Figura 5, Secção 2.2.1. Estas fases, insolúveis, são responsáveis pelo aumento das tensões de rotura, especialmente a elevadas temperaturas, porém provocam também uma fragilização da microestrutura. À medida que a fração destas fases intermetálicas aumenta, devido a teores elevados de ferro, são suscetíveis problemas em termos de alimentação e excesso de porosidade nos produtos fundidos [6, 8, 10, 13].

2.1.1.4 Magnésio

A presença de Magnésio (Mg) nas ligas de Alumínio permite um aumento da resistência mecânica após tratamento térmico uma vez que, o Mg combina-se com o Si formando um composto de endurecimento por envelhecimento, Mg_2Si . Porém, o limite útil de solubilidade corresponde a aproximadamente 0.70% de Mg, pelo que as composições das ligas são normalmente controladas para que o teor de Magnésio se situe entre 0.40 a 0.70% em ligas de Al-Si de elevada resistência [6, 7].

2.1.1.5 Outros elementos de liga

Elementos químicos tais como o Crómio (Cr) e o Manganês (Mn) alteram a morfologia das fases intermetálicas ricas em Ferro, como anteriormente visto, permitindo a melhoria das propriedades mecânicas das ligas.

Com o mesmo objetivo, mas referente ao Silício, elementos como o Sódio (Na) e o Estrôncio (Sr) modificam a morfologia do eutético Al-Si, exercendo uma enorme influência nas propriedades mecânicas, visto que estas são mais dependentes da morfologia deste, do que da sua percentagem.

O Titânio (Ti) e Boro (B) atuam como afinadores de grão primário de α , podendo resultar numa diminuição de porosidade no material [6, 8, 11].

2.2 Caracterização da Liga AlSi9Cu3

A liga AlSi9Cu3 é uma liga de alumínio de uso exclusivo na indústria de fundição, indicada para produtos onde elevada resistência a altas temperaturas e baixo coeficiente de expansão térmica sejam requisitos fundamentais para a sua aplicação.

Segundo a norma NP EN 1706 [14] a liga em causa tem a designação numérica EN AC – 46000 e por símbolos químicos EN AC – AlSi9Cu3, por sua vez, segundo a *Aluminum Association (AA)* é designada por AA 333. A composição química referente às diferentes normas aplicáveis é muito semelhante, sendo esta expressa na Tabela 4.

Tabela 4 - Composição química da liga AlSi9Cu3 segundo a norma NP EN 1706 [14].

<i>Composição química (% em massa)</i>															
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Pb	Sn	Ti	Outros		Al.	
												Cada	Total		
Min.	8,0		2,0		0,05										Rest.
Max.	11,0	1,3	4,0	0,55	0,55	0,15	0,55	1,2	0,35	0,25	0,25	0,05	0,25		

A referida liga têm como elementos de liga o Silício, em teor nominal de 9% e o Cobre, com teor nominal de 3%. Tal como em qualquer outra liga metálica, fazem parte da sua composição química diversas impurezas, cujos teores máximos terão, normalmente, de ser controlados, pois embora se encontrem em reduzida percentagem face aos elementos de liga anteriormente referidos, poderão influenciar de forma drástica as propriedades da liga em questão.

2.2.1 Elementos de Liga e Microestruturas

O Silício (Si) é o principal elemento de liga e considerando apenas o diagrama de equilíbrio binário Al-Si não existem fases intermédias, sendo notória a existência de um ponto eutético, tal como visto anteriormente no Capítulo 2.1.1, Figura 1, cuja percentagem em massa de Silício é aproximadamente 12,5% e a uma temperatura de 577°C. Um fator não menos relevante, é a solubilidade máxima em solução sólida de Silício no Alumínio ser aproximadamente de 1,65%.

Desta forma, a microestrutura previsível para a liga com 9% de Silício, considerando o diagrama bifásico Al-Si, Figura 2, deverá ser então, de aproximadamente 30% de cristais primários de solução sólida de Silício no Alumínio, fase α , com a restante parte de eutético (Al + Si) [6-8, 10, 11, 15].

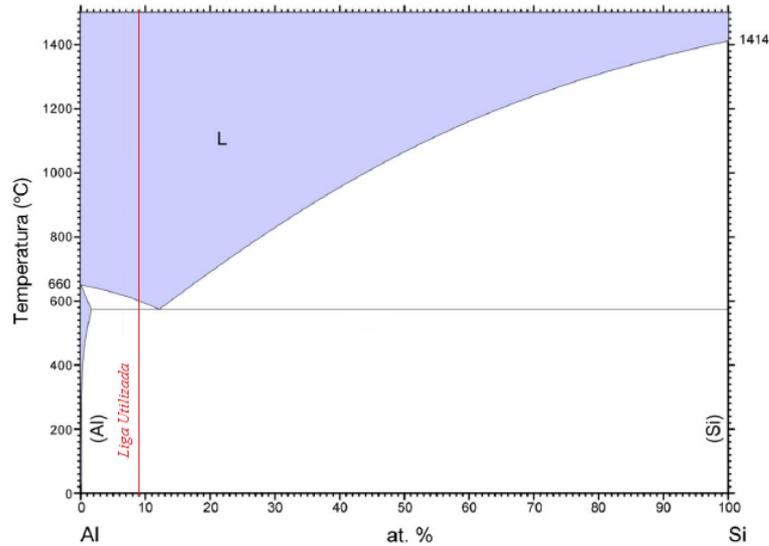


Figura 2 - Representação da liga utilizada no diagrama de equilíbrio Al-Si (adaptado de [11]).

Considerando os restantes elementos presentes na liga, a microestrutura previsível, em bruto de fundição é composta por uma matriz α , Silício eutético na forma lamelar, (zona negra - Figura 3a) e ainda diversas fases intermetálicas ricas em Ferro ou Cobre.

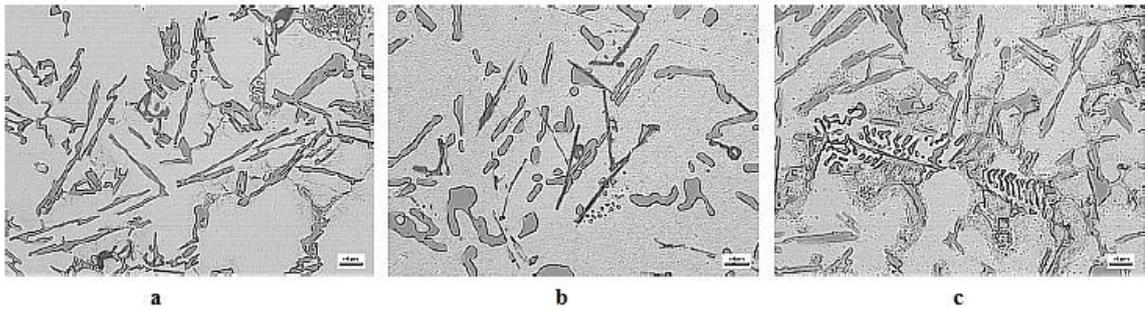


Figura 3 - Microestrutura típica da liga: (a) matriz α , e lamelas de Si eutético; (b) fases Al_5FeSi , $Al-Al_2Cu-Si$; (c) fase $Al_{15}(MnFe)_3Si$ em "escrita chinesa" [16].

Nesta liga estudada, normalmente observa-se a precipitação da fase Al_5FeSi na forma de agulhas negras (Figura 3b e Figura 4), em regiões interdendríticas ou intergranulares. Agulhas longas, características desta fase, afetam as propriedades mecânicas, especialmente a ductilidade, aumentando a tendência ao aparecimento de porosidade excessiva.

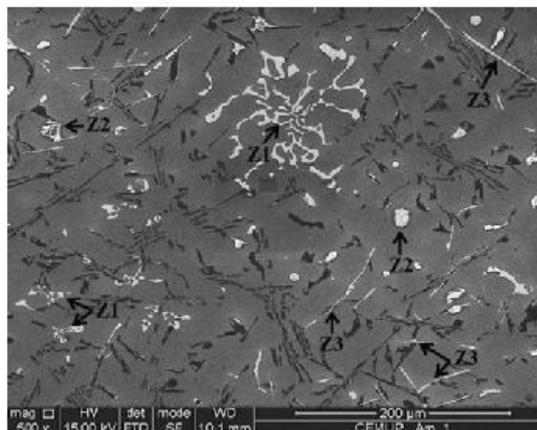


Figura 4 - Imagem SEM da liga AlSi9Cu3 que revela as fases intermetálicas: Z1- $Al_{15}(MnFe)_3Si$; Z2 - Al_2Cu ; Z3 - Al_5FeSi [17].

Por outro lado, devido à presença de Mn forma-se uma outra fase intermetálica rica em ferro, $\text{Al}_{15}(\text{MnFe})_3\text{Si}$, surgindo com uma morfologia mais compacta, sob a forma de "escrita chinesa" (Figura 3c e Figura 4), ou poderá também aparecer na forma de cristais poliédricos, que na literatura se denomina por *sludge*, Figura 5. Todavia, esta fase afeta de forma menos acentuada as propriedades mecânicas, quando comparada com a fase Al_5FeSi , pois não se apresenta na forma de agulhas, sendo menos suscetíveis à iniciação de fendas quando o material é solicitado.

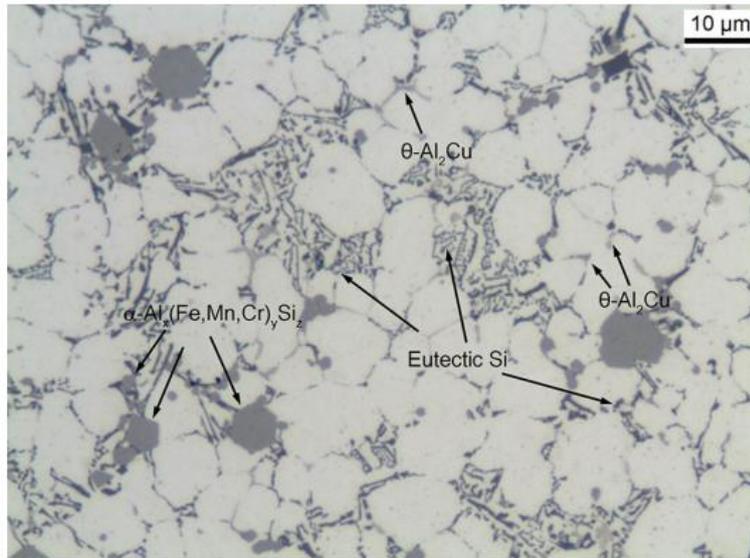


Figura 5 - Microestrutura da liga AlSi9Cu3 em fundição injetada [13].

Por sua vez, o cobre encontra-se também como um componente de fases intermetálicas, principalmente formando a fase Al_2Cu . Esta estrutura precipita nas regiões interdendríticas, ou nas fronteiras de grãos e o seu aparecimento deve-se não só à sua própria tendência de precipitação mas também devido à formação de um eutético ternário Al-Si- Al_2Cu (Figura 3b) [15-17].

2.2.2 Propriedades Mecânicas

As propriedades mecânicas da liga, tal como anteriormente referido, dependem necessariamente dos seus constituintes, contudo, a influência do Silício nas propriedades mecânicas deve-se mais à morfologia do eutético Al-Si, do que propriamente do seu teor em termos mássicos. Esta morfologia pode ser acicular, lamelar, fibrosa ou ainda globular e tudo depende de tratamentos térmicos e ou tratamentos no estado líquido a que as ligas são sujeitas [10, 16].

A adição de elementos de liga tais como o Cobre e o Magnésio, possibilitam a utilização de tratamentos térmicos permitindo melhorar as propriedades mecânicas da liga. O tratamento térmico mais frequente neste tipo de ligas é o tratamento de solubilização seguido de envelhecimento artificial.

Tal afeta normalmente a microestrutura da liga em três aspetos: a dissolução de Al_2Cu mais grosseiro; homogeneização da microestrutura; alteração da morfologia do eutético Al-Si, Figura 6. Esta modificação proporciona uma melhoria da ductilidade do material pois a estrutura lamelar deixa de existir [16].

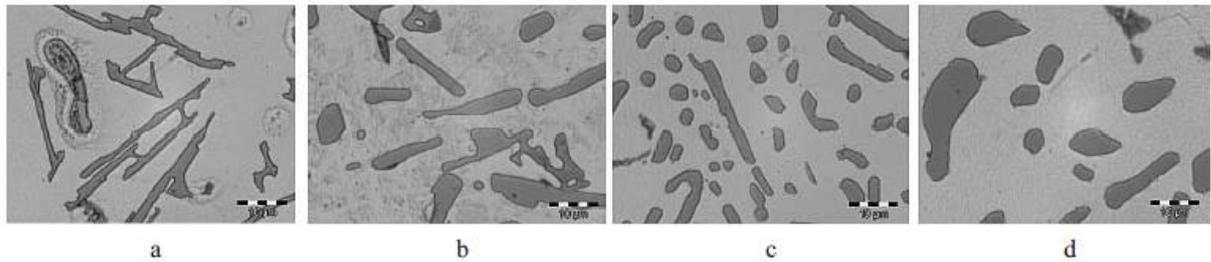


Figura 6 - Alteração do eutético por tratamento térmico: a) não tratado; b) tratamento térmico a 505°C/8h; c) tratamento térmico a 515°C/8h; d) tratamento térmico a 525°C/8h [16].

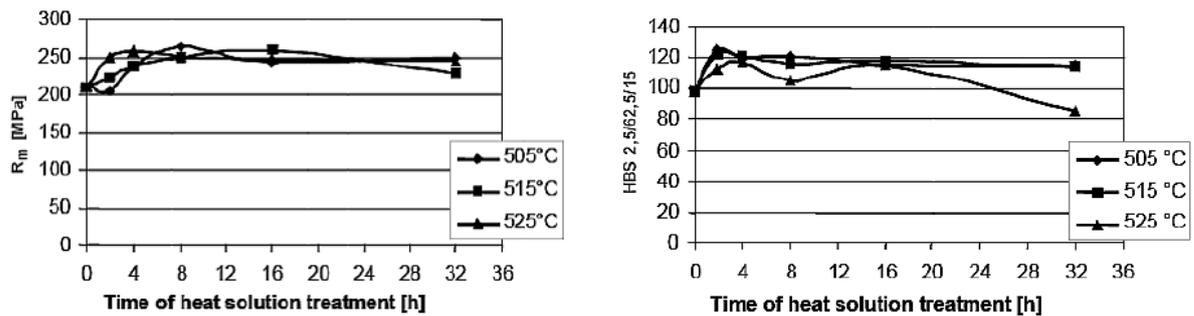


Figura 7 - Alterações das propriedades mecânicas mediante o tratamento térmico [16].

Em termos de propriedades mecânicas mínimas definidas pela normalização, os valores para a tensão de rotura à tração (R_m), tensão limite convencional de proporcionalidade ($R_{p0,2}$), extensão após rotura (A) e dureza *Brinell* (HV), característicos da liga para produtos fundidos, cujo estado metalúrgico é o estado bruto de fundição (F), encontram-se listadas na Tabela 5 [14, 16, 18].

Tabela 5 - Designação e propriedades mecânicas da liga AlSi9Cu3 segundo a norma NP EN 1706 [14].

Designação da liga		R_m (MPa)	$R_{p0,2}$ (MPa)	HB	A (%)
Numérico	Símbolos Químicos				
EN AC-46000	AlSi9Cu3	240	140	80	<1

2.2.3 Maquinabilidade

No que se refere à maquinabilidade, o alumínio puro apresenta características adversas, devido à sua ductilidade durante o processo de corte por arranque de aparas. Se por um lado, o material tende a aderir à aresta de corte da ferramenta, piorando desta forma a rugosidade superficial do produto, por outro lado, verifica-se a formação de aparas longas ou em fita, prejudiciais para a sua remoção, para o acabamento superficial das peças e até para a segurança, colocando em causa a produtividade do processo [2, 19].

De facto, um dos principais problemas de maquinagem das ligas de Alumínio é a formação de aparas aderente à aresta de corte. Este problema pode ser solucionado com a escolha adequada do material da ferramenta ou do revestimento, com a utilização de fluido de corte e com velocidades de corte elevadas.

Contudo, as forças de corte e pressões específicas de corte, das ligas de Alumínio, são relativamente reduzidas quando comparadas com ligas ferrosas, podendo ser 70% inferiores aos aços. A utilização de ferramentas com arestas de corte muito agudas permite a obtenção de ótimas rugosidades superficiais e minimiza os desgastes das ferramentas e forças de corte [2].

A adição de elementos de liga traduz-se na alteração das propriedades mecânicas da liga e consequentemente na maquinabilidade do material. A liga AlSi9Cu3 apresenta uma maquinabilidade mediana com produção de aparas longas especialmente em operações de acabamento, conseguido obter-se qualidade superficial satisfatória [6].

Nas ligas de Alumínio-Silício é notória a influência do Silício no desgaste de ferramentas. Partículas muito duras e abrasivas de Silício são prejudiciais ao tempo de vida útil da ferramenta de corte, sendo necessário diminuir a velocidade de corte, velocidade de avanço e/ou profundidade de corte. Normalmente, para ligas com teor nominal de 9% de silício ou superiores, ferramentas revestidas de diamante ou em PCD são as recomendadas pela baixa afinidade química com o Alumínio, elevada dureza e por contribuírem para redução das forças de maquinagem [2, 6, 20, 21].

Na liga AlSi9Cu3, para além do teor nominal de Silício elevado, verifica-se ainda, a formação de fases intermetálicas complexas, ricas em Ferro do tipo $Al_{15}(Fe,Mn,Cr)_3Si_2$ na forma de cristais poliédricos (*sludge*). Estas fases proporcionam uma diminuição da colabilidade da liga e favorece o aparecimento de inclusões de elevada dureza, dificultando o processo de maquinagem [13], tal como acontece com o Silício.

Tanto a percentagem de Silício, como a presença de fases intermetálicas ricas em ferro, apresentam um ponto favorável no que diz respeito ao controlo da apara, pois podem ser encarados como quebra- aparas naturais, embora à custa de desgaste excessivo na ferramenta. É ainda importante referir que, o Cobre desempenha um importante papel na maquinabilidade da referida liga, uma vez que, a fase intermetálica Al_2Cu atua, por si só, como um quebra- aparas sem que o tempo de vida da ferramenta seja afetado [19]. A adição de Cobre à liga proporciona assim, um aumento da qualidade superficial dos produtos maquinados [21].

3 Generalidades do Corte por Arranque de Apara. Maquinabilidade

3.1 Introdução. Conceito de Maquinabilidade

A maior parte dos componentes, que possuem superfícies técnicas funcionais, necessitam de ser submetidos aos mais diversos processos de maquinagem, conferindo a este mesmo produto, qualidade superficial e tolerâncias dimensionais exigidas pela função à qual se destinam.

O conceito de maquinabilidade de um dado material pode ser definido como sendo a maior ou menor facilidade com que este pode ser maquinado, por arranque de apara, sendo avaliado correntemente, em função de:

- Acabamento e integridade de superfície da peça;
- Desgaste da ferramenta;
- Controlo da apara obtida;
- Forças e potência de corte.

Embora com mais de um século de investigação, não existe ainda hoje uma definição satisfatória e muito menos um processo normalizado de avaliação da maquinabilidade de um componente. Tal indefinição é explicada, em parte, pela complexidade inerente ao processo de corte por arranque de apara e pela grande quantidade de parâmetros com influência direta neste conceito [22-24].

Contudo, os testes de maquinabilidade podem ser efetuados de forma relativa, através da definição do índice de maquinabilidade. Este parâmetro resulta da comparação entre os resultados obtidos para o material em estudo, face aos resultados conhecidos de um material base, normalmente o aço AISI B1112, cujo índice de maquinabilidade é igual a 100%. Ainda assim, este parâmetro pode ser um pouco ambíguo, visto que um material pode permitir uma elevada durabilidade da ferramenta enquanto que, outro material poderá proporcionar um melhor acabamento superficial [25].

O reflexo dos parâmetros que influenciam o conceito de maquinabilidade, bem como os princípios em que se baseia o corte por arranque de apara, serão abordados neste capítulo, para que se possa estabelecer, posteriormente, uma avaliação dos parâmetros geométricos do quebra-paras e a sua influência em todo o processo.

3.2 Formação da Aparas

O mecanismo básico da formação da aparas, no processo de maquinagem, consiste numa tensão de corte aplicada imediatamente à frente da aresta de corte, resultante do movimento relativo entre a peça de trabalho e a ferramenta.

Numa primeira fase, a aresta de corte penetra na peça e provoca o encalcamento de uma porção de material, devido ao atrito com a própria ferramenta de corte. O material, ainda não maquinado, empurra a aparas, sofrendo esta uma deformação plástica, traduzida pelo aumento da sua espessura. Esta deformação plástica é normalmente designada por deformação primária (Figura 8).

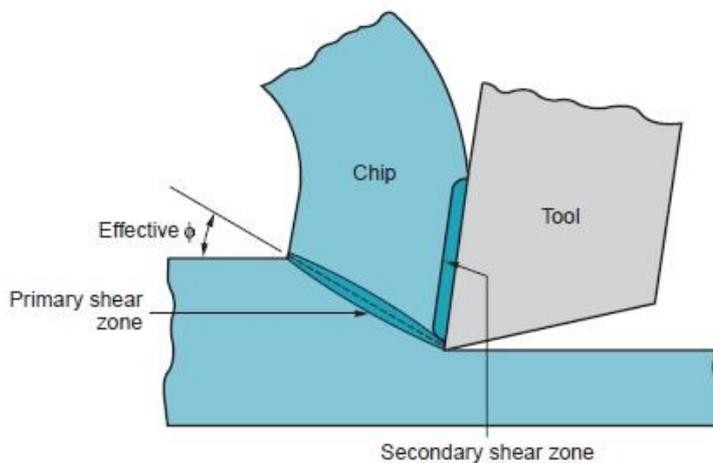


Figura 8 - Esquematização do fenómeno de formação da aparas. Zona de deformação primária e secundária [25].

A força de maquinagem aumenta, até que as tensões de corte se tornam suficientemente elevadas de modo a iniciar um escorregamento, sem perda de coesão, entre a porção de material e a peça.

Este escorregamento realiza-se segundo os planos de deslizamento dos cristais constituintes da aparas mais próximos do plano de corte. O plano de corte corresponde, necessariamente, à direção para a qual as tensões de corte são máximas.

Numa segunda fase, continuando a penetração da ferramenta em relação à peça, pode verificar-se a formação de uma fissura na região de corte, podendo esta ser total ou parcial, originando uma aparas contínua ou uma aparas descontínua, respetivamente.

Verifica-se, desta forma, um escorregamento da aparas na face de ataque ao mesmo tempo que uma nova porção de material é encalcado. Devido ao referido escorregamento da aparas na face de ataque da ferramenta de corte, existe uma deformação no material, que normalmente se designa por deformação secundária.

O fenómeno de formação da aparas é, portanto, um fenómeno periódico, mesmo no caso de formação de aparas contínua, tendo-se em qualquer caso uma fase de encalque e uma fase de escorregamento alternadamente [20, 22, 25-27].

3.2.1 Corte Ortogonal

O mecanismo de formação da apara é de compressão mais simplista no caso em que, se considera um processo bidimensional, com formação contínua da apara. Embora este tipo de processo só seja aproximado em alguns processos de torneamento, a simplificação não altera a essência do fenómeno sendo que, desta forma, as conclusões retiradas por estas teorias podem proporcionar um melhor entendimento do processo de corte tridimensional.

O fenómeno considera-se bidimensional, quando o fluxo de formação da apara se realiza num plano normal à aresta de corte, ou plano de trabalho. Por outras palavras o corte diz-se ortogonal quando a direcção efetiva de corte e consequentemente, a velocidade efetiva de corte, é perpendicular à aresta de corte. Neste caso o ângulo de posição da aresta de corte (χ) e de inclinação (λ) tomam os valores de 90° e 0° respetivamente, Figura 9 [22, 26].

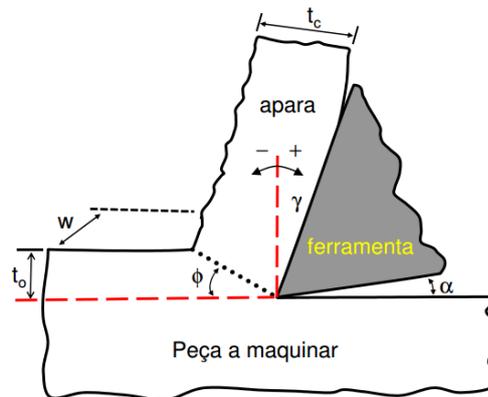


Figura 9 - Esquemática do modelo de corte ortogonal [28].

Para além dos fatores considerados, no tratamento analítico mais simplificado, teoria do corte ortogonal, consideram-se também um conjunto de postulados justificados pela simplificação que introduzem na modelação do problema [22, 26]:

- O material a maquinar é homogéneo, isotrópico e idealmente plástico, ou seja, a deformação elástica é desprezável, o material não sofre encruamento;
- A deformação da apara é um fenómeno estacionário, sendo a apara contínua e regular, sem que ocorra formação de aresta postíça de corte;
- A deformação da apara é plana e o comprimento da aresta de corte superior à aresta de corte;
- As resistências ao corte reduzem-se à deformação plástica do material no plano de corte e à força de atrito, entre a apara e a face de ataque, proporcional à componente normal da força;
- A ação da ferramenta de corte sobre a peça reduz-se a uma força aplicada na aresta de corte.

Desta forma, este tipo de simplificação não tem em consideração o efeito da temperatura nas características mecânicas da peça a maquinar, a deformação elástica na peça, a energia superficial de formação das duas novas superfícies, a deformação e ainda desgaste da ferramenta bem como o atrito na face de saída [22].

3.2.1.1 Razão de corte e ângulo de corte

Considerando as simplificações adotadas pelo modelo de corte ortogonal, isto é, pelo modelo em que ocorre uma deformação plástica no plano π , Figura 10, em condições de deformação plana, a ação da ferramenta na peça traduz-se numa força resultante (R), que se considera aplicada na aresta de corte, cuja componente segundo o plano π dá origem à deformação plástica do material.

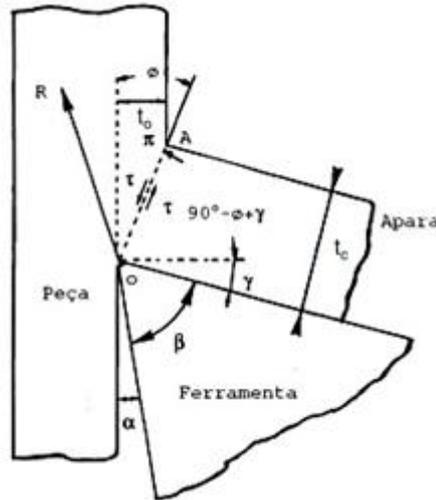


Figura 10 - Representação da deformação plástica na zona primária considerando corte ortogonal [22].

Desta forma, torna-se importante definir o ângulo de corte (ϕ), que de forma prática pode ser obtido em função do ângulo de ataque (γ) e da razão de corte (R_c). Define-se como razão de corte o quociente entre a espessura da aparada depois de deformada (t_c) e a espessura antes de deformada (t_0), equação (3.1):

$$R_c = \frac{t_c}{t_0} \quad (3.1)$$

Pelas relações geométricas visualizadas na Figura 10, é possível deduzir ϕ devido ao desenvolvimento da equação (3.2) [22, 23, 26]:

$$\overline{OA} = \frac{t_0}{\sin \phi} = \frac{t_c}{\sin(90 - \phi - \gamma)} = \frac{t_c}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (3.2)$$

$$\frac{t_0}{t_c} = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} = \frac{\sin \phi}{\cos \phi \sin \gamma + \sin \phi \cos \gamma} = \frac{\tan \phi}{\cos \gamma + \tan \phi \sin \gamma} \quad (3.3)$$

$$\tan \phi = \frac{\cos \gamma}{R_c - \sin \gamma} \quad (3.4)$$

A equação (3.4), anteriormente estabelecida, permite a obtenção do ângulo de corte partindo da determinação experimental da razão de corte [22]. Porém, vários autores têm procurado estabelecer uma relação direta e mais prática, partindo de certos parâmetros

característicos do processo de maquinagem, sem que seja necessária a determinação experimental da razão de corte [26].

3.2.1.2 Análise vetorial de forças

De acordo com as simplificações e postulados assumidos no corte ortogonal, a ação da ferramenta na peça de trabalho (\vec{R}) considera-se aplicada na aresta de corte da ferramenta e admite-se que a aparas é indeformável durante o escorregamento na face de ataque.

Considerando o vetor \vec{R} e traçando uma circunferência com centro a meio do referido vetor e de diâmetro igual ao seu módulo, *Círculo de Merchant*, pode decompor-se esta força numa infinidade de pares ortogonais entre si (Figura 11 e Figura 12).

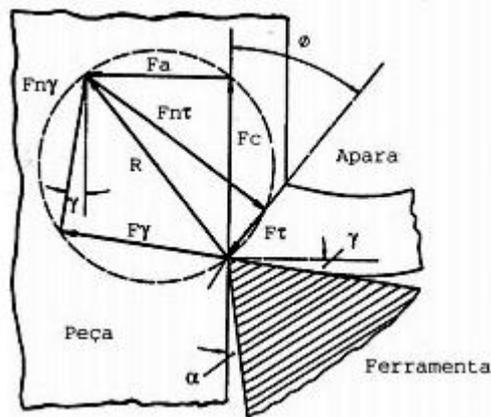


Figura 11 - Representação da decomposição da força resultante da ação da ferramenta sobre a peça [22].

Na decomposição deste vetor em pares de vetores ortogonais torna-se relevante a definição de três pares em específico [22, 26, 27]:

- O par (\vec{F}_c, \vec{F}_a) , resultante da decomposição de R na direção de corte e direção de avanço, respetivamente:

$$F_c = R \cos(\rho - \gamma) \quad (3.5)$$

$$F_a = R \sin(\rho - \gamma) \quad (3.6)$$

- O par $(\vec{F}_\tau, \vec{F}_{n\tau})$, em que \vec{F}_τ é a componente de \vec{R} segundo a interseção do plano de corte com o plano de trabalho e $\vec{F}_{n\tau}$ é a segunda componente ortogonal:

$$F_\tau = R \cos(\phi + \rho - \gamma) \quad (3.7)$$

$$F_{n\tau} = R \sin(\phi + \rho - \gamma) \quad (3.8)$$

- O par $(\vec{F}_\gamma, \vec{F}_{n\gamma})$, \vec{F}_γ resulta da projeção de \vec{R} segundo a intersecção da face de ataque com o plano de trabalho e $\vec{F}_{n\gamma}$ é a segunda componente ortogonal. Enquanto a apara está sujeita à ação de $\vec{F}_{n\gamma}$, torna-se evidente considerar \vec{F}_γ como a força de atrito que pela lei de Coulomb se obtém a equação (3.11):

$$F_\gamma = R \sin \rho \quad (3.9)$$

$$F_{n\gamma} = R \cos \rho \quad (3.10)$$

$$F_\gamma = \mu F_{n\gamma} = \tan \rho F_{n\gamma} \quad (3.11)$$

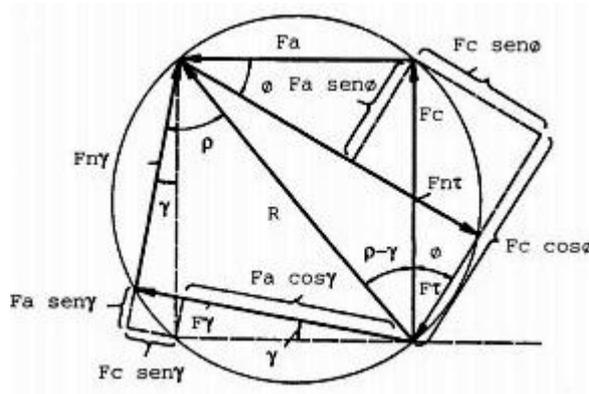


Figura 12 - Detalhe da decomposição da força resultante atuante sobre a ferramenta [22].

Uma representação mais detalhada, Figura 12, permite a descrição dos dois últimos pares de forças em função das forças principal de corte (\vec{F}_c) e de avanço (\vec{F}_a), equações (3.12) - (3.15). A sua importância prende-se com o facto de \vec{F}_c e \vec{F}_a serem obtidas na prática, por medição das forças de corte por dinamómetros piezoelétricos.

$$F_\gamma = F_c \sin \gamma + F_a \cos \gamma \quad (3.12)$$

$$F_{n\gamma} = F_c \cos \gamma - F_a \sin \gamma \quad (3.13)$$

$$F_t = F_c \cos \phi - F_a \sin \phi \quad (3.14)$$

$$F_{nt} = F_c \sin \phi + F_a \cos \phi \quad (3.15)$$

Com estas relações é ainda possível obter o coeficiente de atrito (μ) da apara sobre a face de ataque em função das forças medidas experimentalmente F_c e F_a equação (3.16):

$$\mu = \frac{F_a + F_c \tan \gamma}{F_c - F_a \tan \gamma} \quad (3.16)$$

3.2.2 Corte Oblíquo

Nas secções anteriores, todo o estudo é baseado na hipótese de que o fluxo da apara toma uma direção normal à aresta de corte, porém, a maioria das operações de corte são tridimensionais, uma vez que, o ângulo de posição da aresta e o ângulo de inclinação obrigam a apara a desviar-se relativamente à direção perpendicular à aresta de corte.

Este desvio provoca um fluxo lateral, gerando uma variação no ângulo de ataque normal e no comprimento de contacto apara/ferramenta.

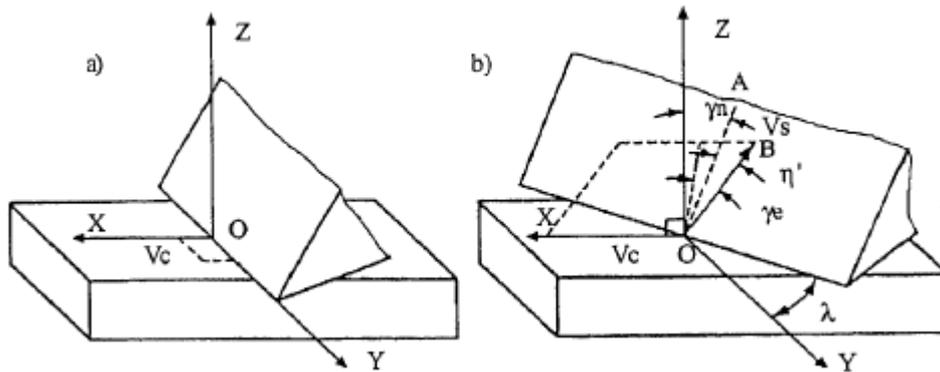


Figura 13 - Comparação entre corte ortogonal (a) e o corte oblíquo (b)[23].

Tal como ilustrado na Figura 13 b), nas condições de corte oblíquo, a apara sofre um desvio e não desliza perpendicularmente à aresta de corte, OA, mas segundo a direção OB. O ângulo de ataque efetivo (γ_e) é o ângulo entre a direção de saída da apara e a normal à velocidade de corte (v_c).

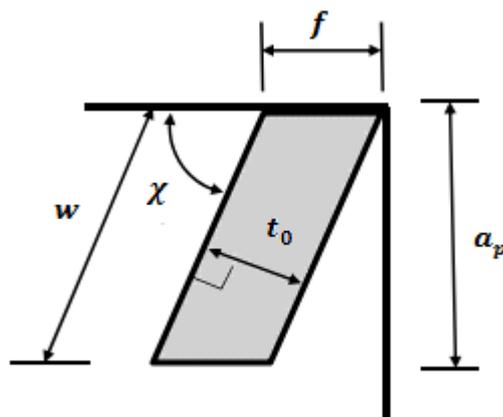


Figura 14 - Secção da apara no corte oblíquo exemplificando numa operação de torneamento cilíndrico exterior (adaptado de [28]).

Por sua vez, no corte oblíquo, a largura (w) e a espessura (t_0) da apra (Figura 14), são necessariamente dadas em função do ângulo de posição da aresta de corte principal (χ), equações (3.17) e (3.18):

$$t_0 = f \times \sin \chi \quad (3.17)$$

$$w = \frac{a_p}{\sin \chi} \quad (3.18)$$

Diversos autores apresentam aproximações para o cálculo do ângulo de fluxo lateral da apra, em função dos diversos parâmetros de corte e geometrias da ferramenta (Secção 4.2). A determinação do ângulo de fluxo lateral da apra e o ângulo de ataque efetivo permitem, não só a aplicação das expressões gerais determinadas para o corte ortogonal, como também a própria definição das geometrias da ferramenta recorrendo ao conceito de parâmetros equivalentes.

3.2.3 Tipos e Formas da Apra

As aparas geradas durante o processo de maquinagem estão inteiramente relacionadas com os parâmetros de corte, material da peça de trabalho e ainda com a própria ferramenta de corte, podendo ser classificadas, tal como representado na Figura 15, por três tipos:

- Contínuas e regulares (Figura 15-a), características de materiais dúcteis e de médias a elevadas velocidades de corte;
- Contínuas e irregulares (Figura 15-b), devido à presença de apra aderente à aresta de corte, (ver Secção 3.2.4) normalmente associada a materiais dúcteis maquinados a baixa velocidade de corte;
- Descontínuas (Figura 15-c), geralmente devido a materiais mais frágeis e velocidades de corte elevadas [22, 26, 27].

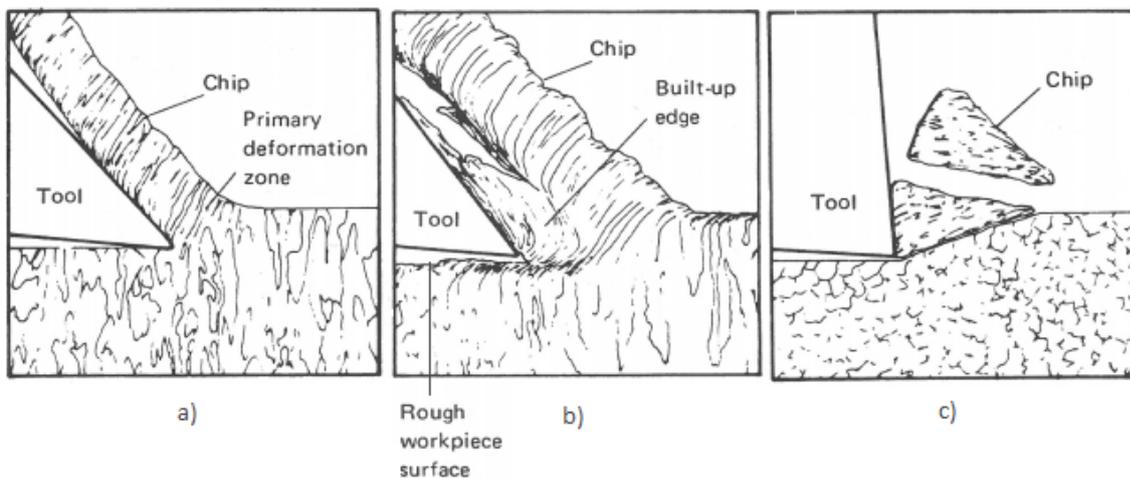


Figura 15 - Tipos de aparas formadas: a) contínuas regulares; b) contínuas irregulares; c) descontínuas [27].

Quanto à sua forma, tal como se apresenta na Figura 16 e Figura 17, a forma da apra classifica-se normalmente como:

- Apara lisa, ou em fita, que ocupa muito espaço e dificulta a evacuação da zona de trabalho;
- Apara helicoidal, que normalmente é de mais fácil remoção da zona de trabalho que a anterior;
- Apara em espiral;
- Apara em lascas, forma conveniente devido à fácil evacuação da zona de trabalho e pelo reduzido volume que ocupa.

1	ribbon chips		<div style="border: 1px solid black; padding: 2px; display: inline-block; transform: rotate(-90deg);">disadvantageous</div> <div style="border: 1px solid black; padding: 2px; display: inline-block; transform: rotate(-90deg);">favorable</div> <div style="border: 1px solid black; padding: 2px; display: inline-block; transform: rotate(-90deg);">usable</div>
2	snarled chips		
3	flat helical chips		
4	long, cylindrical helical chips		
5	helical chip segments		
6	spiral chips		
7	spiral chip segments		
8	discontinuous chips		

Figura 16 - Classificação aparas CIRP [29].

As geometrias da ferramenta e os parâmetros de corte adotados para o processo, implicam a obtenção de um dado tipo e forma da apara. Embora estes sejam normalmente escolhidos consoante a melhor produtividade para o processo, os parâmetros de corte podem também ser usados para efetuar um controlo eficaz da formação da apara.

Tipos de Aparas							
1. Em Fita	2. Tubular	3. Espiral	4. Helicoidal em Gume	5. Helicoidal Cônica	6. Em Arco	7. Em Lasca	8. Em Agulha
1.1. Longa 	2.1. Longa 	3.1. Plana 	4.1. Longa 	5.1. Longa 	6.1. Ligada 		
1.2. Curta 	2.2. Curta 	3.2. Cônica 	4.2. Curta 	5.2. Curta 	6.2. Fragmento 		
1.3. Enrolada 	2.3. Enrolada 		4.3. Enrolada 	5.3. Enrolada 			

Figura 17 - Classificação das aparas formadas segundo a norma ISO 3685 (adaptado de [30]).

3.2.4 Apara Postiça ou Apara Aderente à Aresta de Corte

No caso de materiais dúcteis favoráveis à geração de apara contínua, como é o caso das ligas de alumínio, na zona em que as pressões e temperaturas de corte são mais elevadas, a apara tem tendência a soldar à face de ataque da ferramenta, surgindo a designada apara postiça, ou apara aderente à aresta de corte (*Built-up edge* - BUE), Figura 18.

Este material adere, tanto na face de ataque, como na face de saída da ferramenta, essencialmente devido ao facto da força de atrito por unidade de área ser superior à resistência ao corte do material, pelo que este não deslizará no plano de escorregamento e por ação da pressão e temperatura, solda à face de ataque.

A formação desta apara postiça apresenta um papel preponderante, de efeito negativo no tempo de vida útil da ferramenta e no acabamento superficial das peças maquinadas.

A velocidade de corte é o parâmetro que maior influência exerce na formação e dimensões da apara aderente. Para um dado material existe uma velocidade crítica para este fenómeno, isto é, considerando todas as condições de corte constantes, existe uma velocidade de corte para a qual a apara aderente apresenta dimensões máximas. Para velocidades de corte suficientemente elevadas, esta apara apresenta dimensões reduzidas devido ao aumento da temperatura, provocando o amaciamento do material [22].

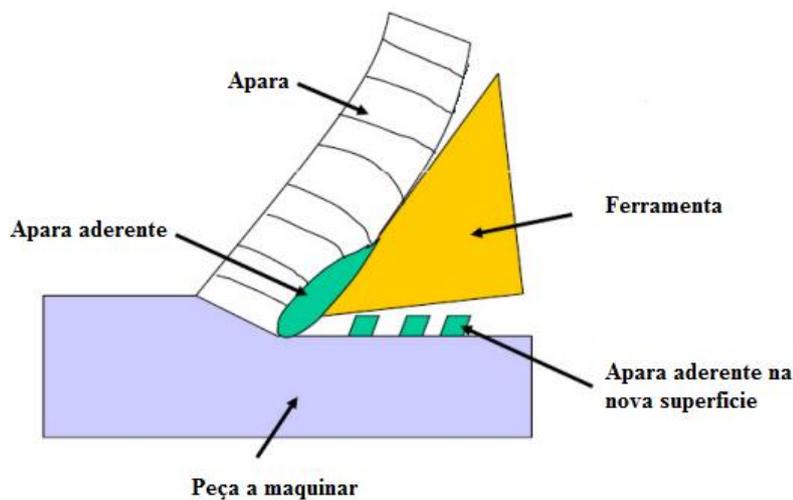


Figura 18 - Formação da apara aderente (adaptado de [28]).

É de salientar, que este valor crítico da velocidade de corte está inteiramente relacionado com o material da peça a maquinar e com a própria ferramenta de corte. No caso das ligas de alumínio, este problema é resolvido pelo uso de velocidades de corte elevadas, através da utilização de ferramentas de carbonetos sinterizados e até, de ferramentas de diamante policristalino.

3.3 Ferramentas de Corte

Com o aumento da automação dos processos de maquinagem e com uma indústria cada vez mais competitiva, a necessidade de aumentar a produtividade proporciona um constante estudo e desenvolvimento das ferramentas de corte, para que estas respondam às necessidades reais da indústria.

É importante realçar que no geral, as ferramentas de corte de materiais metálicos têm de apresentar geometrias e propriedades mecânicas adequadas à operação de maquinagem que se pretende efetuar e ainda, ao material que se pretende trabalhar. Resistência mecânica às cargas envolvidas no processo, tenacidade principalmente em cortes não contínuos, estabilidade a altas temperaturas, 700°C, e resistência ao desgaste são parâmetros fundamentais, que ditam a escolha e desempenho da ferramenta ao longo do processo [31].

A geometria da ferramenta é também muito importante, pois a seleção da geometria adequada permite um menor desgaste da própria ferramenta, aumenta a qualidade superficial do componente maquinado, possibilita ainda, uma redução de forças, potência e geração de calor no processo, para além de permitir um controlo adequado da formação da aparas.

Deste modo, nas secções seguintes, primeiramente, serão abordados os diversos materiais constituintes das ferramentas, dando ênfase às que são destinadas à maquinagem das ligas de alumínio e posteriormente, as soluções em termos de geometrias e a sua implicação em termos de formação da aparas.

3.3.1 Materiais para Ferramentas de Corte

A construção das ferramentas de corte e a escolha dos seus materiais pressupõe que estas tenham a capacidade de suportar elevadas cargas a altas temperaturas.

Das especificações essenciais para as ferramentas de corte fazem parte a estabilidade química e física, especialmente dureza, elevada resistência ao desgaste e ainda resistência à fratura. Estes parâmetros não se conseguem obter em simultâneo, dado que, dureza implica perda de tenacidade, Figura 19. Assim sendo, a escolha das características da ferramenta, em termos de materiais prende-se essencialmente com o material da peça a maquinar e com os próprios parâmetros do processo.

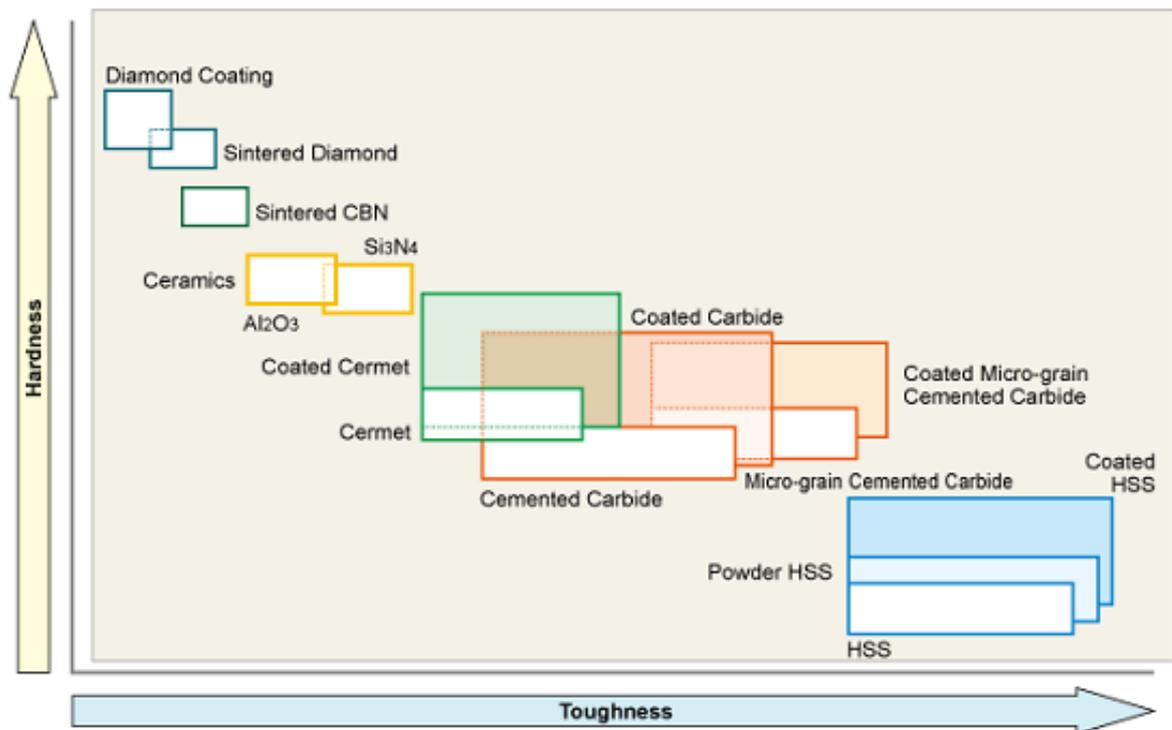


Figura 19 - Comparação entre as diversas ferramentas de corte em termos de dureza e tenacidade [32].

Os materiais de ferramenta podem ser divididos em cinco grades áreas, apresentando propriedades distintas (Tabela 6), podendo ser ordenados por ordem crescente de dureza e consequentemente, por ordem decrescente de tenacidade, da seguinte forma:

- Aço rápido (*High-speed steels, HSS*), incluindo ferramentas em aço rápido resultantes da pulverometalurgia e sinterização. Este tipo de ferramentas apresenta reduzida dureza pelo que, são cada vez menos utilizadas na maquinagem de metais;
- Carbonetos sinterizados (*Sintered carbides*), correntemente designados por metal duro (*Hardmetal*), são normalmente compostos por grãos muito reduzidos de carbonetos de Tungsténio aglomerados por Cobalto. Este tipo de materiais, com e sem revestimento, são os mais usados em condições de maquinagem a altas velocidades;
- Cermet, compósitos cerâmicos-metálicos;
- Cerâmicos, baseados normalmente em alumina (Al_2O_3) ou em nitreto de Silício (Si_3N_4);
- Materiais ultraduros, como Nitreto de Boro Cubico Policristalino (PCBN) e Diamante Policristalino (PCD).

Tabela 6 - Valores indicativos de propriedades físicas para diversos materiais para ferramentas de corte [25].

<i>Material</i>	<i>Dureza HV10/30</i>	<i>Tensão de Rotura transversal (MPa)</i>	<i>Módulo elasticidade (GPa)</i>	<i>Coefficiente dilatação térmica ($\times 10^{-6}/K$)</i>	<i>Condutividade térmica (W/m K)</i>
Aço Rápido	700 - 900	2500-400	268-300	9-12	15-48
Carbonetos sinterizados	1200 - 1800	1300-3200	470-650	4.6-7.5	20-80
Cerâmicas	1350-2100	400-900	280-450	3-8	10-38
Nitreto de Boro Cubico	3500-4000	500-800	680	4.9	100
Diamante policristalino	5000-6000	600-1100	840	1.5	550

Em termos industriais, consultando vários catálogos de fabricantes de pastilhas, esta divisão ao nível de materiais que constituem a ferramenta, é traduzida por classes de materiais, sendo que no caso de ligas de Alumínio, apenas são utilizadas pastilhas em metal duro, com e sem revestimento e ferramentas de materiais ultraduros, como o diamante policristalino, que irão ser abordadas com mais detalhe de seguida [2, 22, 32, 33].

3.3.1.1 Ferramentas de Carbonetos Sinterizados - Metal Duro

Atualmente, as ferramentas mais utilizadas pela indústria, para os processos de arranque de aparas, são as ferramentas de carbonetos sinterizados, ou como são frequentemente designadas pela indústria - ferramentas de metal duro, estando disponíveis nas mais diversas tipologias (Figura 20) e com os mais diversos tipos de revestimentos, proporcionando uma ampla gama de utilização das mesmas.



Figura 20 - Ferramentas de carbonetos de Tungstênio revestidas [34].

Este tipo de ferramentas são produtos da pulverometalurgia, que consiste numa sequência de etapas, devidamente controladas para obter as propriedades, microestruturas e desempenho desejado, das quais se destacam:

- Processamento e preparação dos pós de carbonetos de granulometria adequada;
- Compactação;
- Sinterização;
- Acabamento: corte e retificação.

O material é normalmente formado por dois constituintes muito importantes, os carbonetos de elevada dureza e um aglomerante. Os carbonetos apresentam elevada dureza, fornecendo resistência ao desgaste e dureza a quente à ferramenta. Normalmente é usado o carboneto de Tungstênio (WC) no entanto, carbonetos de Titânio (TiC), Vanádio (V_4C_3), Tântalo (TaC) e Nióbio (NbC), podem ser utilizados misturados em percentagens mais reduzidas. O aglomerante é responsável pela tenacidade da ferramenta e pela ligação entre os carbonetos, sendo o mais utilizado o Cobalto (Co) [31].

A produção do carboneto de Tungstênio é efetuada pelo processo de carbonização, em que procede a uma mistura, na forma de pós, de Tungstênio e Carbono (*Carbon Black* ou grafite), em quantidades bem definidas, e requerem temperaturas na ordem dos 1400-2650 °C numa atmosfera de hidrogénio. Após a obtenção destes carbonetos de granulometria apropriada são combinados com Cobalto (4-12% em massa), em que posteriormente esta mistura é compactada e sinterizada num forno de atmosfera controlada, a temperaturas na ordem dos 1300 °C [35].

A versatilidade do processo produtivo permite controlar os teores e o tipo de carbonetos, tamanho de grão resultante, (0.5 a 10 μm) e ainda, a percentagem do elemento aglomerante, possibilitando a obtenção de várias classes de ferramentas, cujo principal objetivo se prende com a obtenção da relação tenacidade/resistência (ver Tabela 7), mais favorável à operação de corte à qual se destina [22, 27, 33, 36].

Desta forma, no que se refere às classes de carbonetos sinterizados, segundo a norma ISO (*International Organization for Standardization*), podem ser agrupados em seis grupos:

- Grupo P - Compreendendo as classes para maquinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam aparas longas e dúcteis;
- Grupo M - Classes de carbonetos sinterizados que se destinam à maquinagem de materiais que possam apresentar aparas longas ou curtas (é um grupo de transição);
- Grupo K - Compreende as classes destinadas a ligas ferrosas que originam aparas fragmentadas;
- Grupo N - Materiais não ferrosos, como alumínio e cobre;
- Grupo S - Ligas de alta resistência ao calor, incluindo ligas de níquel cobalto e titânio;
- Grupo H - Materiais de elevada dureza.

Tabela 7 - Composição química e características físicas de metal duro, para alguns grupos de materiais, segundo a norma ISO [26].

<i>Designação</i>	<i>Composição química aproximada (%)</i>			<i>Características físicas (mecânica)</i>				
	<i>WC</i>	<i>TiC + TaC</i>	<i>Co</i>	<i>Massa volúmica (g/cm³)</i>	<i>HV</i>	<i>Tensão rotura transversal (MPa)</i>	<i>Coefficiente de dilatação térmica (x10⁻⁶/K)</i>	<i>Módulo de elasticidade (GPa)</i>
P01	30	64	6	7.2	1500	750	-	-
P10	55	36	9	10.4	1600	1400	6.5	520
P20	76	14	10	11.9	1500	1500	6.0	540
P25	73	19	8	12.5	1500	1700	6.0	550
P30	82	8	10	13.0	1450	1700	5.5	560
P40	77	12	11	13.1	1400	1800	5.5	560
P50	70	14	16	12.9	1300	2000	5.5	520
M10	84	10	6	13.1	1650	1400	5.5	580
M20	82	10	8	13.4	1550	1600	5.5	560
M30	81	10	9	14.4	1450	1800	5.5	580
M40	78	7	15	13.5	1300	2000	5.5	550
K01	93	2	5	15.0	1750	1200	5.0	630
K05	92	2	6	14.6	1700	1350	5.0	630
K10	92	2	6	14.8	1650	1500	5.0	630
K20	91.5	2.5	6	14.8	1550	1700	5.0	620
K30	89	2	9	14.5	1450	1900	5.5	-
K40	88	-	12	14.3	1300	2100	5.5	580

Desta forma, as ferramentas de carboneto de Tungsténio aglomeradas com Cobalto são as tecnologicamente mais importantes e as mais utilizadas industrialmente, para a maquinagem de materiais metálicos.

A aplicação de um revestimento de espessura muito reduzida, normalmente na ordem dos 5-10 μm , em material de elevada dureza, permite um aumento significativo do tempo de vida deste tipo de ferramentas, possibilitando a obtenção de uma boa relação entre tenacidade (substrato) e dureza/resistência ao desgaste (revestimento).

Este revestimento poderá ser aplicado por duas técnicas distintas, a deposição química em fase de vapor (*Chemical Vapor Deposition - CVD*) e a deposição física em fase de vapor (*Physical Vapor Deposition - PVD*). O primeiro metal duro revestido, pelo processo de CVD, era constituído por apenas uma camada de carboneto de Titânio. Posteriormente, surgiram os óxidos de Alumínio, os nitretos de Titânio e ainda os carbonitretos de Titânio.



Figura 21 - Revestimento CVD de várias camadas, substrato na parte inferior e revestimentos na parte superior [37].

Atualmente, os revestimentos em pastilhas são efetuados em multicamadas, proporcionando a obtenção de propriedades ótimas de tenacidade, fornecidas pelo material base e a resistência ao desgaste, por parte do revestimento, Figura 21. O revestimento intermédio, para além de favorecer a adesão entre camadas, atua como barreira térmica, favorecendo a resistência da ferramenta, em trabalho, a elevadas temperaturas [37].

3.3.1.2 Diamante Policristalino (*Polycrystalline Diamond - PCD*)

O diamante é o material mais duro de todos os constituintes de ferramentas e tem sido utilizado como cortante para diversos materiais, onde o principal mecanismo de desgaste é a abrasão. Devido ao seu elevado custo, face por exemplo aos carbonetos sinterizados revestidos, a sua utilização é restringida aos materiais onde é impossível, a nível económico, a utilização de outro tipo de ferramentas, tais como ligas Al-Si e compósitos de matriz metálica.

Recorrendo ao processo de compactação e sinterização que, industrialmente pressupõe a utilização de um aglomerante (Cobalto), temperaturas na ordem dos 1500°C e pressões de compactação na ordem dos 6000-7000 MPa obtêm-se plaquetas de espessura muito reduzida, 0,5 a 1 mm. Estas são, posteriormente cortadas com o formado desejado por processos de eletroerosão por fio e posteriormente brasadas sob um substrato, normalmente de WC-Co. Desta forma são obtidas pastilhas de corte, nas mais diversas tipologias, de elevada dureza e resistência ao desgaste, mas a um preço bastante elevado (cerca de 10 vezes o custo de pastilhas em carbonetos sinterizados) [22, 35].

A sua utilização é explicada pelas suas propriedades mecânicas, Tabela 8, sendo assim, o tipo de ferramentas ideais para a maquinagem de ligas em que a resistência a abrasão seja fundamental, tais como ligas de Alumínio-Silício, compósitos de matriz metálica e plásticos reforçados com fibra de vidro.

Tabela 8 - Propriedades típicas das ferramentas em PCD [22, 38].

<i>Propriedades físicas e mecânicas</i>				
<i>Massa volúmica (g/cm³)</i>	<i>Tensão de rotura transversal (MPa)</i>	<i>Coef. expansão térmica (10⁻⁶/K)</i>	<i>Condutividade térmica (W/m K)</i>	<i>Módulo de Young (GPa)</i>
3.4 - 4.1	600-1100	1.5	540-560	800-900

A granulometria dos cristais de diamante que entram na constituição deste tipo de ferramentas, pode variar entre os 0.5 e 50 μ m, dependendo fundamentalmente da operação de maquinagem à qual se destinam e do tipo de material da peça de trabalho.

Tabela 9 - Propriedades das ferramentas PCD função do tamanho dos cristais [31].

	<i>Classe de material/Tamanho médio dos cristais de diamante (μm)</i>		
	50	5	0.5
Dureza Vickers (HV)	10000-12000	10000-12000	8000-10000
Descrição da pastilha	<ul style="list-style-type: none"> • Grão de Diamante Grosseiro; • Ultraelevada resistência ao desgaste. 	<ul style="list-style-type: none"> • Grão fino; • Elevada resistência ao desgaste; • Excelente agudeza da aresta de corte. 	<ul style="list-style-type: none"> • Grão ultrafino; • Agudeza da aresta superior; • Superior tenacidade da ferramenta.

De facto, tal como abordado na Tabela 9, as propriedades mecânicas variam com a granulometria dos cristais de diamante sintético. Ferramentas constituídas por tamanhos de grão mais grosseiro apresentam maior resistência ao desgaste e são preferíveis para condições de corte em desgaste ou para materiais altamente abrasivos como as ligas de Alumínio-Silício hipereutéticas. Já ferramentas com tamanhos de grão ultrafinos são preferíveis quando se pretende obter uma elevada qualidade superficial do produto [22, 31, 39, 40].

Este tipo de ferramentas é a primeira escolha quando se pretende maquinar ligas de Alumínio com elevadas percentagens de Silício, material muito abrasivo, que apenas as ferramentas em PCD apresentam capacidade de maquinar de forma altamente produtiva.

3.3.2 Geometria das Ferramentas de Corte

No corte por arranque de aparas, a geometria da ferramenta afeta as condições de formação da aparas, as distribuições de temperatura, as forças de corte e as tensões exercidas na ferramenta, estando diretamente associadas ao acabamento superficial da peça maquinada.

Posto isto, de seguida é feita uma descrição dos principais parâmetros geométricos, com vista à análise dos mesmos no controlo da aparas, na rugosidade do componente maquinado e no tempo de vida da ferramenta.

3.3.2.1 Elementos funcionais de forma

Os elementos funcionais de forma determinam o traçado da ferramenta de corte na superfície a maquinar. Como elementos funcionais de forma consideram-se (ver Figura 22):

- Ângulo de posição da aresta de corte principal (χ);
- Ângulo de posição da aresta de corte secundária (χ_1);
- Ângulo de ponta (ϵ);
- Raio de ponta (r_ϵ);
- Forma da aresta;
- Orientação da ferramenta.

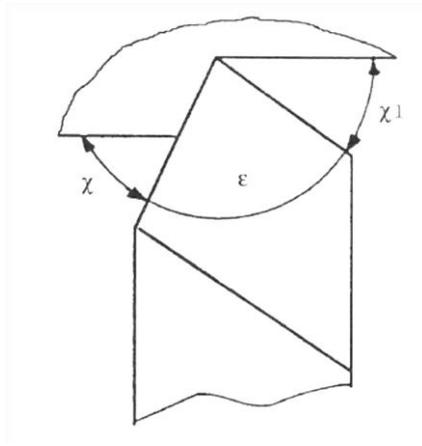


Figura 22 – Elementos funcionais de forma [22].

A forma da aresta de corte pode ser fundamentalmente de três tipos, aresta retilínea, aresta mista ou aresta curvilínea. A orientação da ferramenta pode ser esquerda ou direita, delineando o sentido de avanço em que esta pode ser utilizada.

Por sua vez, o ângulo de posição da aresta de corte principal (χ), o ângulo de posição da aresta secundária (χ_1) e o ângulo de ponta (ϵ), (Figura 22) são relativos ao posicionamento da ferramenta segundo a direção de avanço.

Com a diminuição do ângulo de posição, tanto o calor gerado, como a solitação mecânica, distribuem-se por um maior comprimento, favorecendo o tempo de vida da ferramenta. Todavia as limitações da diminuição do ângulo de posição prendem-se com o acabamento superficial, pois as forças de corte aumentam de forma considerável, originando maior instabilidade ao corte.

O ângulo de ponta da ferramenta relaciona-se com o ângulo de posição da aresta principal e secundária, equação (3.19). Este deverá ser tanto maior quanto possível, pois favorece a

resistência mecânica da ponta da ferramenta; porém a sua limitação prende-se com o ângulo de posição da aresta de corte principal e secundária.

$$\varepsilon = 180^\circ - \chi - \chi_1 \quad (3.19)$$

O ângulo de posição da aresta secundária é sempre positivo e no mínimo de 2° , para evitar que a aresta secundária entre em contacto com a superfície maquinada. Tal fator originaria vibrações, desgaste nesta zona da ferramenta e mau acabamento superficial, indesejáveis no processo.

Para além destes, um importante elemento funcional é o raio da ponta da ferramenta, r_ε , que surge associado aos valores de rugosidade superficial obtidos na peça maquinada em torneamento. O aumento deste proporciona uma maior resistência mecânica da ferramenta e provoca um efeito de diminuição da espessura da aparas, sendo, teoricamente, também benéfico quanto ao acabamento superficial, permitindo maiores avanços para uma mesma rugosidade média aritmética (R_a), Tabela 10.

Tabela 10 - Valores previstos de rugosidade superficial em função de r_ε e de f [41].

Surface finish R_a value (μm)	Nose radius, r_ε (mm)					
	0,2	0,4	0,8	1,2	1,6	2,4
	Feed rate, f (mm/rev)					
0,6	0,06	0,08	0,12	0,14	0,17	0,21
1,6	0,10	0,14	0,20	0,24	0,28	0,34
3,2	0,14	0,20	0,28	0,34	0,39	0,48
6,3	–	0,27	0,39	0,48	0,55	0,68
8,0	–	–	0,44	0,54	0,63	0,77

No entanto, em termos práticos, por exemplo para $R_a < 3,2 \mu\text{m}$ e para ferramentas de carboneto sinterizado, devem ser usados $r_\varepsilon = 0,4$ ou $0,8$ mm, isto porque com o aumento de r_ε , aumenta também o trabalho da aresta secundária, podendo resultar num pior acabamento superficial devido ao desgaste mais evidente nesta área da ferramenta, após um dado tempo de corte [22].

3.3.2.2 Elementos funcionais de corte

Os elementos funcionais de corte consideram-se (ver Figura 23):

- Ângulo de ataque (γ);
- Ângulo de saída ou folga (α);
- Ângulo do gume (β);
- Ângulo de inclinação da aresta de corte (λ).

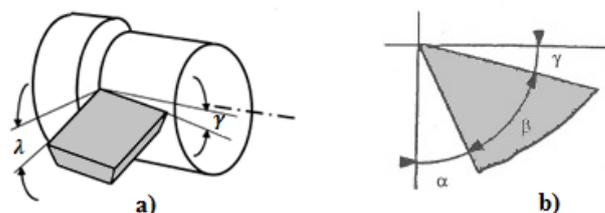


Figura 23 - Representação esquemática dos elementos funcionais de corte (adaptado de [22, 42]).

O ângulo de ataque (γ), o ângulo de saída ou folga (α) e o ângulo do gume (β), devido à própria geometria da ferramenta, estão relacionados entre si pela equação (3.20):

$$\alpha + \beta + \gamma = 90^\circ \quad (3.20)$$

O ângulo de ataque da ferramenta traduz-se no ângulo que a face de ataque faz com o plano de referência, podendo ser positivo ou negativo. Quanto maior for o ângulo de ataque menor é a deformação induzida na apara e consequentemente, menor é o trabalho necessário à sua formação, porém, este ângulo de ataque é limitado pela condição de resistência do gume da ferramenta.

Para ângulos de ataque reduzidos ou até mesmo negativos, é necessária uma maior deformação plástica da apara no plano de escorregamento, favorecendo a sua fragmentação, porém as forças de maquinagem aumentam consideravelmente e podem ocorrer vibrações no processo de corte, desfavoráveis ao tempo de vida da ferramenta e à qualidade superficial do produto maquinado.

Por sua vez, o valor do ângulo de saída é sempre positivo e condiciona a interferência entre a face de saída principal e a superfície maquinada. Para valores do ângulo de saída na ordem dos 2º, a interferência é elevada, pelo que tanto a integridade superficial do componente como o desgaste da ferramenta são prejudicados. Por outro lado, para valores elevados a resistência do gume é afetada, pois o seu ângulo diminui, podendo em situações de maior solicitação conduzir à fratura da própria ferramenta, tal como acontece para ângulos de ataque elevados.

O ângulo de inclinação da aresta de corte surge quando esta não é paralela ao plano de base da ferramenta e apresenta uma dada inclinação, tendo esta uma elevada influência também na direção de formação da apara. Com um ângulo de inclinação positivo a apara afasta-se da peça, com um ângulo de inclinação negativo a apara flete e atrita sobre a peça.

3.3.3 Desgaste de Ferramentas de Corte

Uma correta estimativa do desgaste/tempo de vida da ferramenta e a sua correspondente análise económica, é uma das áreas mais críticas no planeamento e na otimização do processo de maquinagem, pois, para que seja possível uma máxima produtividade, aos menores custos possíveis, é essencial que se proceda a uma escolha do material e geometria da ferramenta para além, claro, dos parâmetros de corte adequados.

Os processos de degradação das ferramentas podem ser divididos em dois tipos, os que originam o colapso das ferramentas, de forma mais ao menos abrupta, também designados por avarias e os que conduzem à remoção gradual e progressiva de material da face de ataque e saída, designados desgastes.

A principal diferença é que as avarias podem ser evitadas procedendo a uma correta escolha da ferramenta e parâmetros de corte adequados ao processo de corte, enquanto que o desgaste pode ser otimizado do ponto de vista económico e da máxima produtividade, ainda assim irão sempre existir. Existem principalmente três tipos de avarias:

- Roturas frágeis da aresta de corte ou da ponta, normalmente devidas a tensões de tração geradas por forças de maquinagem e descontinuidades de corte (corte interrompido);
- Deformação plástica do gume, resultantes de elevadas temperaturas aliadas a tensões elevadas na face de ataque;

- Fissuras em “pente”, originadas por tensões térmicas causadas pelos sucessivos aquecimentos e arrefecimentos rápidos (choque térmico).

Os designados desgastes nas ferramentas de corte dão-se em regiões adjacentes à aresta de corte (Figura 24), mais concretamente, na face de ataque e na face de saída. Na face de ataque o principal tipo de desgaste surge na forma de crateras, definidas pela sua profundidade máxima (KT), largura (KB) e distância da aresta principal (KM) ao eixo da cratera.

Os desgastes, na face de saída ou de flanco, não se distribuem de forma regular, sendo normalmente mais pronunciados nas extremidades da aresta de corte (VB_n) e nas imediações do raio de curvatura de ponta (VB_c) [22, 30, 36, 41].

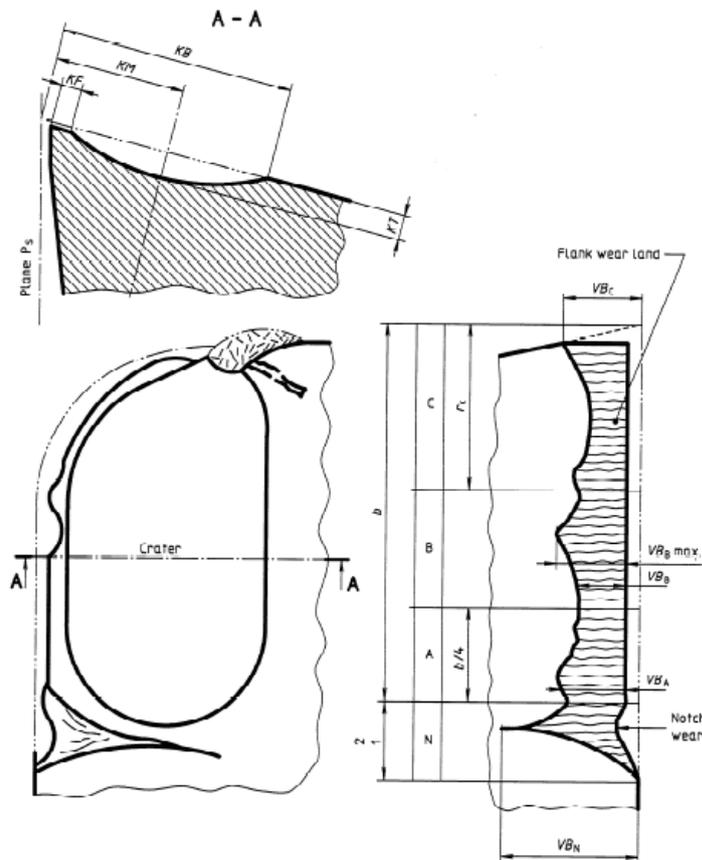


Figura 24 - Formas de desgaste mais comuns em ferramentas de torneamento [30].

3.3.3.1 Mecanismos de desgaste

Geralmente os mecanismos responsáveis pelo desgaste das ferramentas de corte, tanto na face de ataque como na face de saída, são os de adesão, abrasão, difusão e oxidação, podendo atuar de forma combinada entre si, ver Figura 25, e estão fortemente relacionados com as temperaturas atingidas pelas ferramentas.

O mecanismo de desgaste por adesão dá-se essencialmente numa zona de desgaste secundária (após o desgaste inicial do gume) a velocidades de corte relativamente baixas, tais que não exista a formação de aparas aderente. Devido à compatibilidade metalúrgica entre materiais, forças e temperaturas desenvolvidas durante o processo e ainda devido ao constante estado de compressão nas interfaces aparas/ferramenta e peça/ferramenta, na face de ataque e face de saída, respetivamente, dão-se microsoldaduras entre os materiais. O movimento relativo entre peça e ferramenta proporciona o corte destas microsoldaduras, mais

frequentemente pelo interior do material mais macio (peça), porém, por vezes pelo interior do material mais duro (ferramenta).

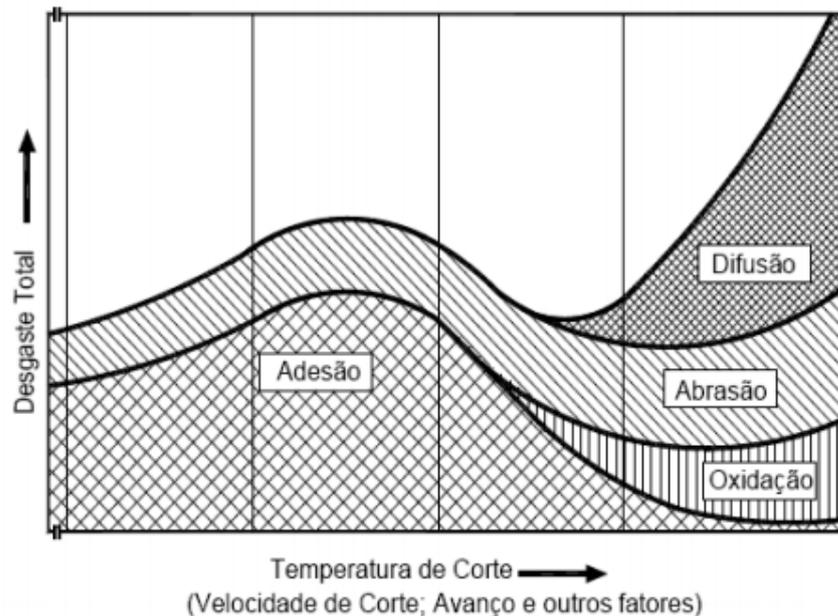


Figura 25 - Mecanismos de desgaste nas ferramentas de corte [43].

Por outro lado, no caso da abrasão, o desgaste ocorre devido às partículas duras existentes nas superfícies em escorregamento, que atuam como micro-arestas de corte e riscam a superfície da ferramenta. Estas partículas, normalmente, são inclusões de elevada dureza existentes na peça a maquinar ou devidas ao encruamento do material na formação da aparas aderente. Apesar disso, podem também ser provenientes do material da própria ferramenta, devido ao desgaste. Desta forma é bastante perceptível que quanto maior for a dureza do material da ferramenta menos pronunciado será o efeito deste tipo de mecanismo de desgaste.

Um outro importante mecanismo de desgaste prende-se com a difusão entre os dois materiais em contacto, devido às diferenças de concentração química, muito influenciadas pelas temperaturas atingidas pelas superfícies durante o processo de maquinagem. Neste caso, o desgaste é mais evidente na face de ataque levando à formação de crateras de desgaste, sendo tanto mais importante, quanto maior forem as temperaturas atingidas. Devido à temperatura alguns elementos químicos da ferramenta difundem-se para a peça conduzindo ao enfraquecimento da superfície da ferramenta.

Por fim, mas não menos importante, a oxidação da ferramenta, devido ao aumento da temperatura e do meio em que se efetua a maquinagem, provoca um desgaste das superfícies funcionais. A deterioração da aresta de corte secundária é em grande parte das vezes explicada por este fenómeno, o que promove um mau acabamento superficial das peças e redução do tempo de vida das ferramentas, especialmente em ferramentas de aço rápido [22, 24, 36].

3.3.3.2 Curvas de vida. Lei de Taylor

A vida de uma ferramenta de corte é definida como o tempo de corte efetivo da(s) sua(s) aresta(s) necessário para que esta atinja um determinado critério de inadequação ao processo de corte e tenha de ser substituída. O critério determinante para o tempo de vida normalmente considerado é o desgaste de flanco, primeiro pela sua fácil determinação e caracterização

quantitativa e por outro lado devido à sua influência nefasta na rugosidade superficial e precisão dimensional do componente maquinado [22, 36].

As curvas de desgaste das ferramentas de corte ao longo do tempo de maquinagem, tal como apresentadas na Figura 26, são caracterizadas por um desgaste inicial rápido, quando a ferramenta entra em contacto com a peça de trabalho, seguindo-se um dado tempo de maquinagem em que se dá uma taxa de desgaste constante (região estável) e posterior reflexo dos anteriores inicia-se uma fase em que os desgastes atingem taxas aceleradas (região de falha).

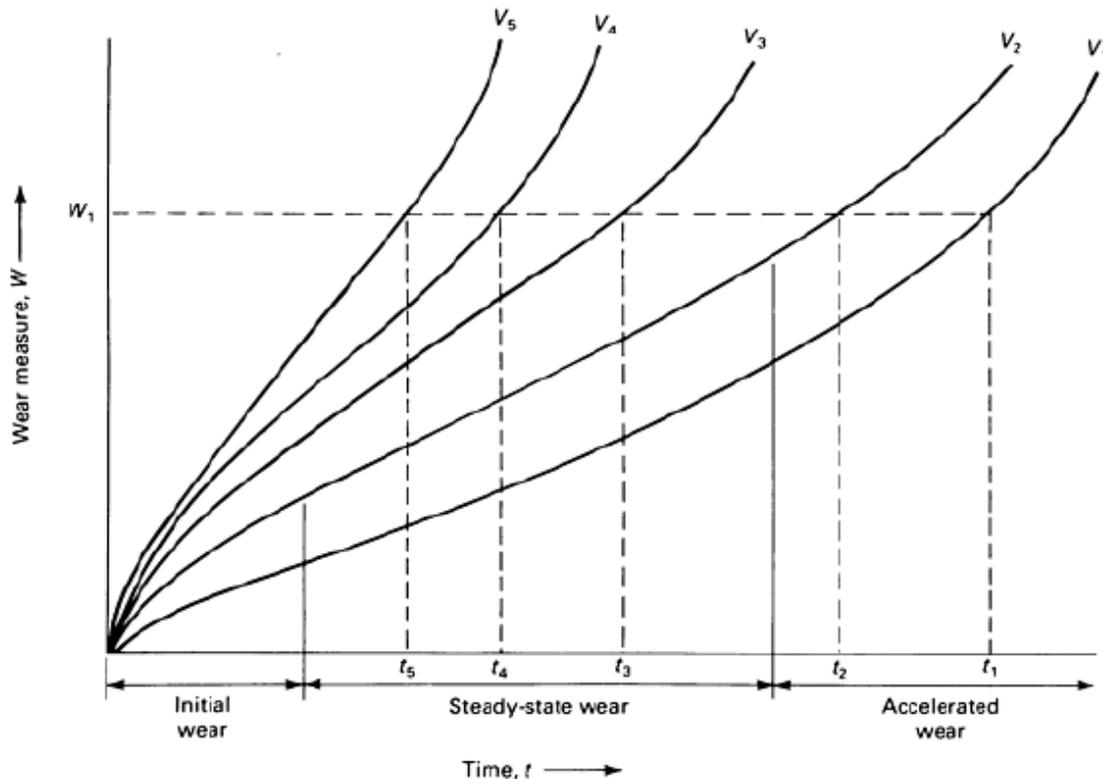


Figura 26 - Curvas de desgaste de ferramentas para diferentes velocidades de corte ($v_5 > v_1$) [20].

A velocidade de corte utilizada no processo de maquinagem é determinante na taxa de desgaste da ferramenta e consequentemente no seu tempo de utilização. Quanto menor for a velocidade de corte empregue maior será o tempo de vida da ferramenta de corte, contudo a sua relação com perda de produtividade conduz à adoção de parâmetros de corte o mais rentáveis possível.

Taylor propôs uma equação empírica (equação (3.21)), que traduz a relação entre a velocidade de corte (v_c) e o tempo de vida da ferramenta (T), em que n e C são constantes dependentes do critério de falha adotado, do material da peça e da ferramenta, determinadas por ensaios de maquinagem controlados [20, 22, 36].

$$v_c T^n = C \quad (3.21)$$

3.4 Parâmetros de Corte

Como parâmetros de corte consideram-se a velocidade de corte (v_c), expressa em [m/min], avanço (f), expresso em [mm/rot] e penetramento ou profundidade de corte (a_p), expressa em [mm].

Os parâmetros de corte são dependentes da operação de maquinagem pretendida, da ferramenta de corte e das propriedades do material a maquinar, tendo por base, a relação entre produtividade e qualidade superficial pretendida para a peça.

Usualmente, para operações de acabamento, são utilizadas velocidades de corte elevadas com avanços e profundidades de corte reduzidas, por outro lado, para operações de desbaste, são preferíveis avanços e profundidades de corte elevados, devido à maior quantidade de material removido.

Deste modo, os parâmetros de corte devem ser selecionados de modo a que se obtenha a qualidade superficial exigida no acabamento e no caso de desbaste, que o volume material removido da peça por unidade de tempo (*Material Removal Rate* - Q) expresso normalmente em [cm³/min], seja tanto maior quanto possível, equação (3.22), ou melhor dizendo, o mais rentável possível.

$$Q = v_c \times a_p \times f \quad (3.22)$$

No caso de ligas de alumínio, consultando vários catálogos de ferramentas de corte de diferentes fornecedores, os parâmetros de corte variam segundo o tipo de operação, a ferramenta utilizada e a percentagem de Silício contida na liga. Contudo, a Tabela 11 apresenta a gama de valores recomendadas e aplicadas em termos industriais para a maquinagem de ligas de Alumínio [34, 39, 40].

Tabela 11 - Gama de parâmetros de corte indicados por fabricantes para ligas de Alumínio.

<i>Ferramenta</i>	<i>v_c[m/min]</i>	<i>f[mm/rot]</i>	<i>a_p[mm]</i>
Metal Duro	150-1500	0.10-0.30	0.5-3
PCD	600-3000	0.05 - 0.4	0.2 - 3

3.5 Forças e Potência de Maquinagem

A interação entre a peça e a ferramenta de corte durante o processo de maquinagem dá origem ao aparecimento de forças responsáveis pela própria formação da aparas. No processo de torneamento, por simplificação, considera-se que esta força é aplicada apenas num ponto da aresta de corte, Figura 27, embora, no caso real, atua sobre uma determinada área de contacto.

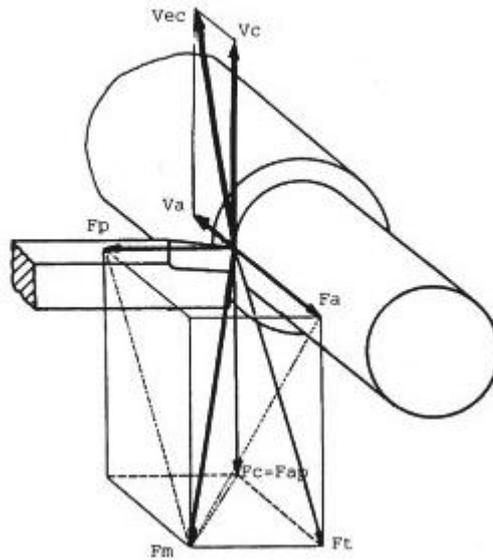


Figura 27 - Decomposição das forças de maquinagem no torneamento longitudinal [22].

A força total que atua sobre a ferramenta designa-se por força de maquinagem (F_m), esta, por sua vez, pode ser decomposta segundo as três direções dos movimentos relativos entre a ferramenta e peça, dando origem à força de avanço (F_a), força de penetramento (F_p) e força principal de corte (F_c). Por outro lado, a força ativa (F_t), é a projeção da força de maquinagem no plano de trabalho efetivo (Figura 27).

A determinação das componentes das forças de maquinagem, em particular das forças de corte, é um assunto de elevada importância, tanto na determinação das potências de maquinagem, como no estudo do desgaste da ferramenta, não desprezando o próprio projeto/construção da máquina-ferramenta.

A medida das diversas componentes das forças de maquinagem é feita, de forma experimental, recorrendo a dinamómetros ou plataformas dinamométricas. O sistema é constituído pelo dinamómetro, que pode ser baseado no princípio extensométrico ou piezoelétrico, sistema de amplificação e aquisição de dados.

3.5.1 Potências de Maquinagem

As potências necessárias ao mecanismo de corte por arranque de aparas, ou potência efetiva de corte (P_{ec}), resultam do produto da velocidade de corte efetiva (V_{ec}) pela força de maquinagem (F_m), na direção efetiva de corte (F_{ec}), equação (3.23):

$$P_{ec} = F_{ec} \cdot V_{ec} \quad (3.23)$$

$$P_{ec} = F_c V_c + F_a V_a \quad (3.24)$$

Decompondo a potência segundo a direção de avanço e de corte, conclui-se que a potência de corte efetiva é dada pelo produto da força e velocidade na direção de avanço, somado ao produto da força principal de corte pela velocidade de corte, equação (3.24).

Nos casos práticos, tanto a força na direção de avanço como a sua velocidade são muito inferiores quando comparadas com as componentes de corte, podendo, sem que se cometa um erro muito significativo, considerar apenas as potências de corte, equação (3.25):

$$P_c = F_c V_c \quad (3.25)$$

As equações anteriormente estabelecidas, quando associadas ao rendimento das máquinas utilizadas, permitem obter estimativas da potência mínima do motor de acionamento [22, 26].

3.5.2 Pressão Específica de Corte

Um parâmetro representativo da eficiência do processo de corte, independente da velocidade de corte é a energia específica de corte, ou mais frequentemente designada por pressão específica de corte (K_s), sendo esta dada pelo quociente entre a potência de corte (P_c) e o material removido da peça por unidade de tempo (Q), equação (3.26) [36]:

$$K_s = \frac{P_c}{Q} \quad (3.26)$$

$$S = t_0 \cdot w = f \cdot \sin \chi \cdot \frac{a_p}{\sin \chi} \quad (3.27)$$

$$K_s = \frac{F_c \cdot V_c}{V_c \cdot a_p \cdot f} = \frac{F_c}{a_p \cdot f} \quad (3.28)$$

$$K_s = \frac{F_c}{S} \quad (3.29)$$

Pelo desenvolvimento das equações (3.26) e (3.27), a pressão específica de corte é dada pelo quociente entre a força principal de corte (F_c) e a área de secção da aparas (S).

O valor da pressão específica de corte pode ser determinado experimentalmente, recorrendo a instrumentação adequada, através da determinação da força principal de corte e pressupondo condições de corte adequadas.

A pressão específica de corte varia consideravelmente com o material a maquinar e é afetada pelas variações nas velocidades de corte, ferramentas de corte, avanço, entre outros. Contudo, para uma dada ferramenta utilizada a elevadas velocidades de corte e elevadas profundidades de corte, este valor tende a ser constante. Desta forma, na prática, este valor, quando conhecido, é um guia útil de previsão de forças de corte, nesta gama de parâmetros de corte [22, 26, 27, 36].

Para ligas de alumínio são esperados valores para a pressão específica de corte na ordem dos 350-800 N/mm² [25, 44].

3.6 Lubrificação e Refrigeração

A aplicação de lubrificação/refrigeração nos processos de corte por arranque de aparas apresentam dois objetivos distintos: a redução do coeficiente de atrito entre apara/ferramenta (lubrificação) e a diminuição da temperatura ao longo do corte (refrigeração) [22].

A adição de lubrificação e refrigeração ao processo de corte, mais especificamente na zona de formação da apara, melhora a qualidade da superfície do produto maquinado, essencialmente na gama de baixas/médias velocidades de corte, pois permite evitar a formação de apara aderente. Apresenta ainda a vantagem de prolongar o tempo de vida das ferramentas de corte, fator basilar no que toca à produtividade.

A utilização de fluido de corte a elevada pressão, associada a um correto projeto da face de ataque da ferramenta e ainda do próprio porta - ferramentas, pode também apresentar uma outra característica referente à rotura e evacuação da apara da zona de trabalho, para além da correta lubrificação das zonas críticas na maquinagem a altas velocidades.

De facto, do ponto de vista do projeto de ferramentas, é importante para além do projeto de quebra- aparas, que a geometria permita a correta lubrificação da zona crítica em que a apara contacta e atrita sobre a ferramenta, tal como ilustrado a título de exemplo na Figura 28, permitindo desta forma aumentar essencialmente a durabilidade da ferramenta.



Figura 28 - Lubrificação aplicada a elevada pressão [41].

Atualmente, não faz sentido falar do emprego de lubrificantes/refrigerantes sem referir as questões ambientais e custos do processo inerentes à sua utilização. De facto, dependendo do componente, os custos inerentes ao uso de fluídos de corte pode chegar a ser 7-17% dos custos de produção de um componente, aliado a fatores ecológicos, imposições legislativas, etc., conduzem a diversas tentativas e metodologias, ao longo dos últimos anos, para que a utilização de fluidos de corte em abundância seja posta de parte, Figura 29, tendo em vista o objetivo final de maquinagem a seco [24, 45-47].

O conceito de maquinagem com quantidade mínima de lubrificante, (MQL - *Minimum Quantity of Lubricant*), que consiste na pulverização de uma reduzida quantidade de óleo

(<30 ml/h) num fluxo de ar comprimido, tem sido frequentemente utilizado, pela indústria, com sucesso, na maquinagem de ligas de Alumínio - Silício.

A maquinagem a seco, objetivo máximo dos processos de maquinagem e empregue sempre que possível, tem revelado algum êxito na redução dos efeitos negativos da utilização de fluidos de corte, porém é necessária a utilização de ferramentas em PCD ou com revestimento muito duros, incluídos os de diamante, para que o tempo de vida e a integridade superficial dos componentes não sejam colocados em causa, sendo ainda assim, sempre necessária efetuar uma análise em termos económicos. No caso das ligas de alumínio é uma prática pouco frequente [33, 45-48].

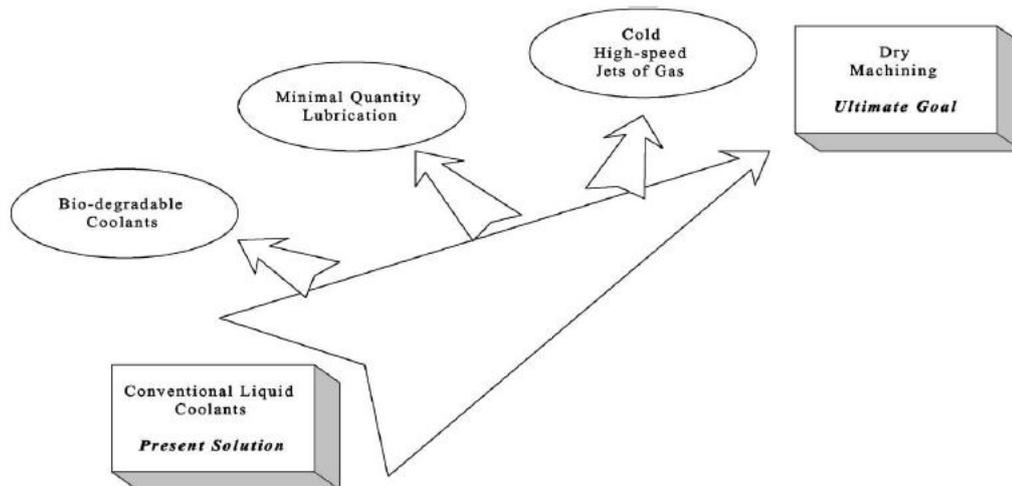


Figura 29 - Métodos de lubrificação/refrigeração nos processos de corte [46].

3.7 Acabamento Superficial

Acabamento superficial é um dos mais importantes objetivos da maquinagem. Na maior parte dos componentes, submetidos a processos de corte, para produção de superfícies técnicas funcionais, a precisão dimensional e integridade superficial são requisitos fundamentais, que ditam até a própria escolha do processo e dos seus parâmetros.

Contudo qualquer que seja o processo de corte e por mais controlo que se efetue nos seus parâmetros, não é possível obter uma superfície absolutamente perfeita existindo sempre marcas características do próprio processo. A textura final da superfície não é mais que a soma de diversos de defeitos, tanto a nível macrogeométrico (tolerâncias dimensionais e geométricas), como microgeométrico (ranhuras, sulcos, estrias e crateras).

A rugosimetria é a técnica mais comum de análise da microgeometria das superfícies maquinadas. Esta técnica pressupõe a realização de uma amostragem num dado comprimento de palpagem (L_t), na superfície da peça. Através da medição dos sucessivos desvios na direção normal à executada pela ponta de palpagem do rugosímetro, torna-se possível obter o perfil real da superfície [22].

Entre os critérios de amplitude, a rugosidade média aritmética (R_a), a profundidade máxima da rugosidade (R_{max}) e a profundidade média da rugosidade (R_z), são os mais correntemente utilizados. A rugosidade média aritmética (R_{ta}) e a profundidade máxima da rugosidade (R_{tma}), podem ser relacionada de forma analítica em função do avanço (f) e do raio de ponta da ferramenta (r_e), pela equação (3.30) e equação (3.31) [22, 36, 49]:

$$R_{ta} = \frac{f^2}{32 r_e} \times 1000 \quad (3.30)$$

$$R_{tmax} = \frac{f^2}{8 r_e} \times 1000 \quad (3.31)$$

O avanço é a condição de corte determinante no acabamento da superfície maquinada, por sua direta influência aparecem estrias na superfície maquinada resultantes da própria geometria da ferramenta e da sua interação com a peça de trabalho. O raio de ponta da ferramenta é também preponderante para o acabamento superficial, sendo normalmente preferível a utilização de raios de ponta mais elevados, ou pela utilização de geometrias que proporcionem um melhor acabamento para maiores velocidades de avanço, sem provocar desgaste excessivo na aresta secundária, tal como expresso na Figura 30.

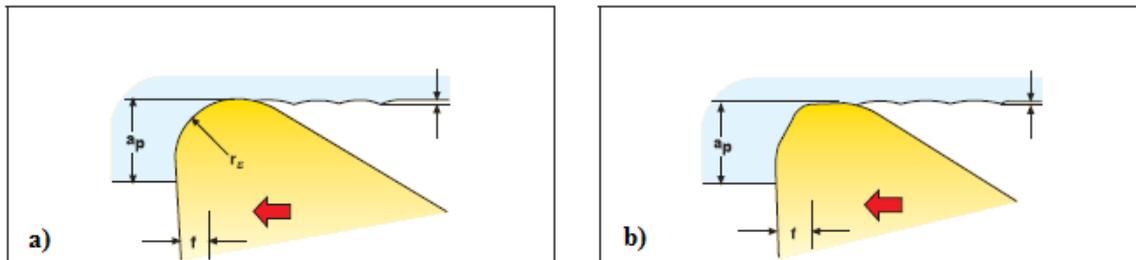


Figura 30 - Geometrias da ponta da ferramenta: a) pastilha com geometria tradicional; b) pastilha com geometria wiper [41].

Embora teoricamente apenas estes dois fatores influenciem a rugosidade superficial dos componentes, na prática de acabamento podem ser influenciados por diversos fatores. De facto, desde a velocidade de corte, posicionamento e desgaste de ferramentas, estado da máquina e até à própria microestrutura do material exercem influências na rugosidade superficial dos componentes.

A rugosidade média tem tendência a diminuir com a velocidade de corte e com a estabilidade e precisão da máquina ferramenta. A profundidade de corte é o parâmetro que menos influência exerce na rugosidade embora normalmente se utilizem valores inferiores a 1,5 mm para que se obtenha elevada qualidade superficial [2, 36, 50, 51].

4 Controlo da Apara

4.1 Introdução

Nos sistemas de maquinagem mais modernos, a maximização da produtividade sem colocar em causa a qualidade superficial e precisão dimensional dos produtos, torna-se extremamente importante. Devido à utilização de maquinagem de alta velocidade uma grande quantidade de aparas é obtida num curto intervalo de tempo, pelo que o controlo da produção de aparas é um fator determinante no desempenho do processo.

Um controlo ineficaz do tamanho e forma da apara acarreta a paragem frequente do equipamento, aumento dos custos produtivos, podendo até colocar em causa a segurança dos operadores. Não obstante, o acabamento superficial, a precisão dimensional e o desgaste prematuro das ferramentas são igualmente prejudicados pelo incorreto controlo na sua formação.

Industrialmente, em cerca de 75% das ferramentas de corte para torneamento utilizam geometrias de quebra- aparas para a obtenção de aparas de reduzida dimensão, com o principal objetivo de proporcionar um raio de enrolamento da apara reduzido, o que permite estabelecer um estado de tensão favorável à rotura da mesma.

Os quebra- aparas são fundamentalmente de dois tipos, os quebra- aparas construídos na face de ataque da ferramenta e os anexados na ferramenta, aquando da sua montagem no porta- ferramentas.



Figura 31 - Diversidade de geometrias quebra- aparas de parâmetros fixos [34].

Os primeiros são prática usual a nível industrial e traduzem-se em entalhes produzidos na face de ataque, na proximidade das arestas de corte, sendo de parâmetros fixos e projetados para uma determinada gama de parâmetros de corte (Figura 31). Este aspeto é de facto um fator limitativo, e conduziu ao projeto de ferramentas com geometrias de quebra- aparas extremamente complexas, possibilitando assim uma maior versatilidade de aplicação devido ao aumento da gama de parâmetros de corte.

Os quebra- aparas anexados na ferramenta de corte possibilitam um ajuste da posição do obstáculo relativamente à aresta de corte, Figura 32 possibilitando uma maior versatilidade em termos de parâmetros de corte [52].

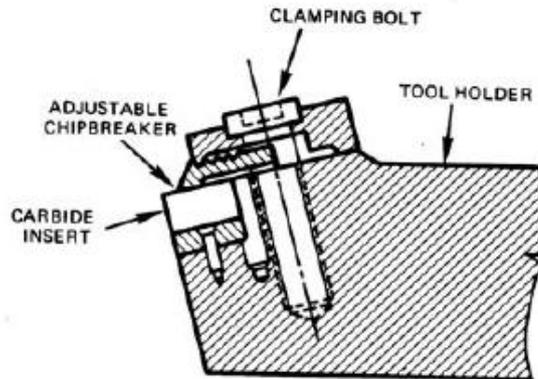


Figura 32 - Quebra- aparas de posição ajustável [52].

A produção de uma nova geometria de quebra- aparas, por parte da indústria, é um processo não científico, que depende em grande parte da experiência do produtor, estando associado a processos de tentativa-erro, normalmente com a necessidade de elevados tempos. Isto deve-se ao facto da previsão do desempenho da geometria ser complicada, reflexo da difícil previsão do próprio fenómeno de formação da apara [3, 53, 54].

Ao longo do último século, vários autores apresentaram diversas teorias, obtidas por experimentação e até por simulação numérica, com o intuito de explicar os fundamentos básicos do fluxo, enrolamento e rotura da apara. Baseados nestes resultados, vários modelos tem sido propostos, com vista ao controlo eficaz da forma da apara e para o desenvolvimento de geometrias que o proporcionem.

Desta forma, para a produção de uma nova geometria para uma dada aplicação, é necessário efetuar um estudo aprofundado do mecanismo do fluxo da apara e a sua relação com os parâmetros de corte, que conduzem à geometria da pastilha para a aplicação pretendida.

4.2 Fluxos da Apara

O modelo de rotura da apara é altamente influenciado pela direção do fluxo de formação da mesma. No corte tridimensional, o fluxo da apara pode decompor-se em duas direções, uma no plano (x,y), caracterizado pelo ângulo do fluxo lateral (η_s) e uma direção projetada no plano (x,z), caracterizada pelo ângulo do fluxo de retorno (η_b), tal como esquematizado na Figura 33 [53, 55-57].

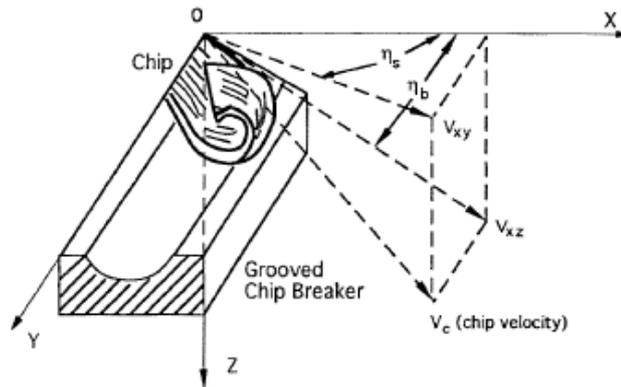


Figura 33 - Fluxo tridimensional da apara [53].

Em várias aproximações na literatura para avaliação da relação entre os parâmetros geométricos da ferramenta e o fluxo da apara, pressupõe-se um corte ortogonal, isto é, o ângulo do fluxo lateral da apara é nulo e o único fluxo que se considera é o fluxo de retorno. Porém, só em alguns casos muito restritos de maquinagem tal acontece, podendo esta simplificação não fornecer resultados coerentes com a realidade.

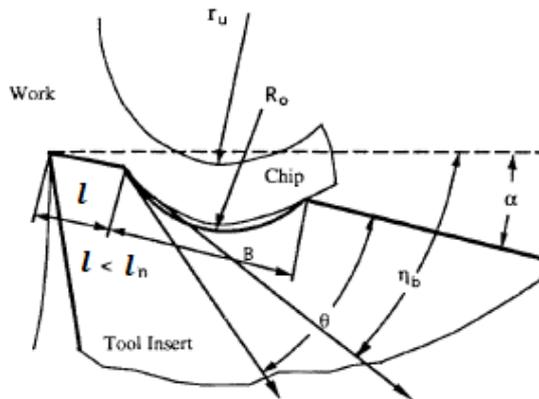


Figura 34 - Efeito do ângulo de fluxo de retorno da apara (adaptado de [53]).

O fluxo de retorno da apara apresenta elevada relevância no projeto de ferramentas e mais concretamente, na geometria do quebra-aperas, pois no caso bidimensional (Figura 34), este está inteiramente relacionado com o ângulo da tangente ao entalhe (θ) e com a utilização do entalhe por parte da apara formada durante o processo de corte e conseqüentemente a sua rotura [53].

Vários autores usam o conceito de parâmetros equivalentes, com a principal vantagem de simplificação do processo de corte tridimensional para um processo de corte bidimensional (Figura 35). Este conceito tem por base a definição de todo o fluxo da apara e até das próprias geometrias da ferramenta, segundo o ângulo lateral do fluxo da apara [53, 57].

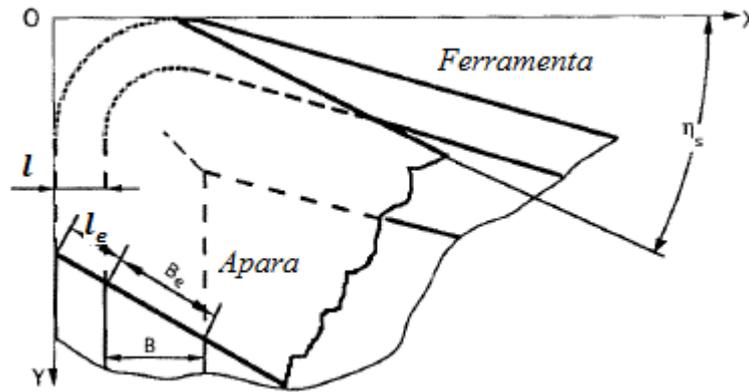


Figura 35 - Influência do ângulo lateral do fluxo da apara (η_s) na definição dos parâmetros geométricos [53].

O ângulo do fluxo lateral da apara (η_s) pode ser calculado segundo os parâmetros de corte e geometria da ferramenta existindo vários métodos de aproximação. O modelo de *Colwell*, Equações (4.1) e (4.2), é um método que permite a obtenção de valores aproximados para o ângulo η_s com base na geometria da ferramenta e nas condições de corte. Sendo dado em função do raio de ponta (r_ϵ), da profundidade de corte (a_p), do ângulo de saída (C_s) e do avanço (f) [57, 58].

$$\eta_s = \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{(2r_\epsilon a_p - a_p^2 + f/2)}}{a_p} \right) \quad (a_p < r_\epsilon) \quad (4.1)$$

$$\eta_s = \tan^{-1} \left(\frac{r_\epsilon - (a_p - r_\epsilon) \tan C_s + f/2}{a_p} \right) \quad (a_p \geq r_\epsilon) \quad (4.2)$$

Este método varia consoante a relação entre a profundidade de corte e o raio de ponta, uma vez que, para $a_p < r_\epsilon$, a aresta ainda pertence à circunferência do raio de ponta, influenciando os resultados. O cálculo do fluxo por estas equações pode apresentar valores não coerentes com os valores reais, pois, entre outros fatores, não considera o material da peça de trabalho. Da mesma forma, comparando valores do fluxo de formação da apara recorrendo ao modelo de *Colwell*, com valores obtidos por simulação numérica, estes podem apresentar algumas diferenças pois ambos se tratam de aproximações.

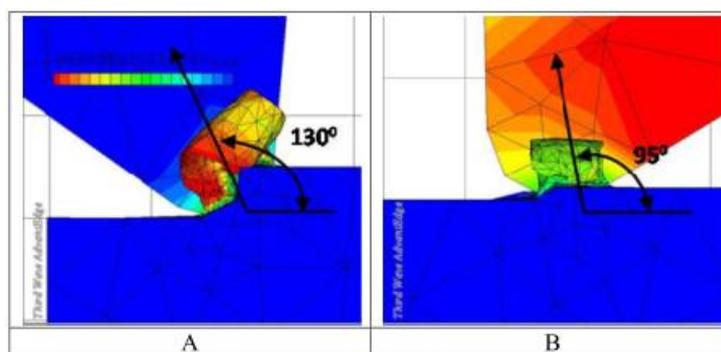


Figura 36 - Determinação da direção de fluxo da apara em relação à direção de avanço por simulação tridimensional: A) desbaste; B) acabamento [3].

É importante realçar, que tanto pelo modelo de *Colwell*, Equações (4.1) e (4.2), como pelos métodos de simulação por elementos finitos (Figura 36), não existe uma relação direta

entre ângulo de posição da aresta e o ângulo de fluxo, isto é, o ângulo de fluxo da apara não é perpendicular à aresta de corte [3, 57, 58].

Sobre outro ponto de vista, assumindo que a direção do fluxo de formação da apara é coincidente com a direção da força resultante atuante na ferramenta, o ângulo de fluxo lateral pode ser obtido pela medida das forças de corte [42].

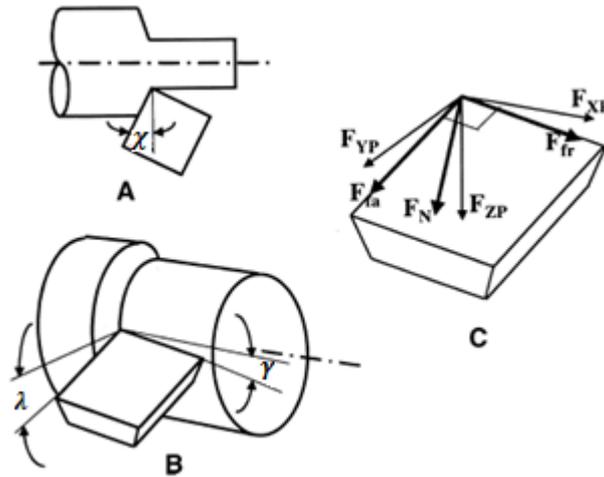


Figura 37 - Representação esquemática de ferramenta de corte, ângulos característicos (A e C) e forças atuantes na face (C) [42].

Partindo das forças obtidas por ensaios experimentais, F_x , F_y e F_z , e efetuando uma transformação de coordenadas, inicialmente considerando o ângulo de posição da aresta (χ), de onde se obtém F_{XP} , F_{YP} , e F_{ZP} e posteriormente considerando o ângulo de ataque (γ) e o ângulo de inclinação da aresta (λ), torna-se possível obter as componentes das forças atuantes na face da ferramenta, F_{fr} , F_{fa} , e F_n . Desta forma, através da equação (4.3), obtém-se o valor do ângulo do fluxo (η_s) na face da ferramenta. O segundo pressuposto é válido para reduzidos ângulos de ataque e de inclinação da ferramenta [42, 59].

$$\eta_s = \tan^{-1} \left(\frac{F_{fa}}{F_{fr}} \right) \quad (4.3)$$

4.3 Enrolamento e Rotura da Apara

Após a formação da apara e mediante o seu fluxo, esta tende a enrolar essencialmente sobre as direções: enrolamento para cima (*up-curl*), ou na direção da largura da apara; enrolamento lateral (*side-curl*), na direção da espessura da apara (Figura 38). Estes modos de enrolamento dependem efetivamente dos fluxos de formação da apara, para além disto, estão dependentes da própria geometria da face de ataque da ferramenta [54].

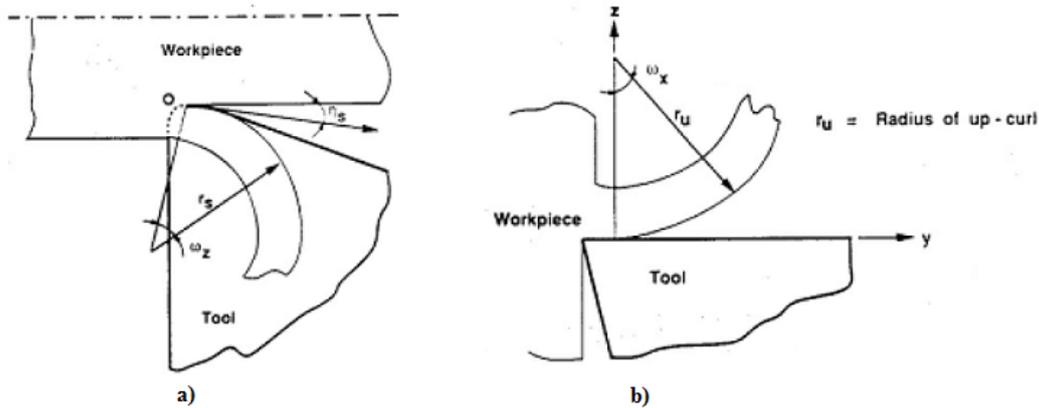


Figura 38 - Modos de enrolamentos da apara: a) side-curl; b) up-curl [54].

O critério de rotura de *Nakayama*, Equação (4.4), é o critério mais usado em investigação do processo de formação da apara. Este baseia-se na premissa de que a rotura na apara acontece quando a deformação na superfície da apara atinge a deformação de rotura do material:

$$\varepsilon_f \leq \frac{t_c}{2} \left(\frac{1}{R_0} - \frac{1}{R_b} \right) \quad (4.4)$$

onde ε_f é a deformação de rotura do material, t_c é a espessura da apara após deformação, R_0 e R_b são os raios de enrolamento da apara, antes e depois da ocorrência da rotura, respetivamente [54, 57, 60, 61].

4.4 Projeto de Geometrias Quebra-Aparas em Ferramentas de Corte

Tal como visto anteriormente, a quebra da apara é influenciada por diversos fatores, tanto pelas condições de corte e material a maquinar, como pelos parâmetros geométricos da ferramenta de corte adotada, estando estes relacionados entre si. Desta forma, o projeto de quebra-aparas pressupõe um conhecimento das condições de corte, dos fluxos de formação da apara e da forma como cada parâmetro de corte pode influenciar a forma e dimensão das aparas.

Choi e Lee [57] propõem um método sistemático de previsão de rotura da apara para corte tridimensional, usando o conceito de parâmetros equivalentes com o objetivo de desenvolver quebra-aparas eficientes. Para tal, cada parâmetro do quebra-aparas é escolhido de forma a

umentar a capacidade de rotura da apara, Figura 39, e os valores ótimos são seleccionados recorrendo ao método *Taguchi*.

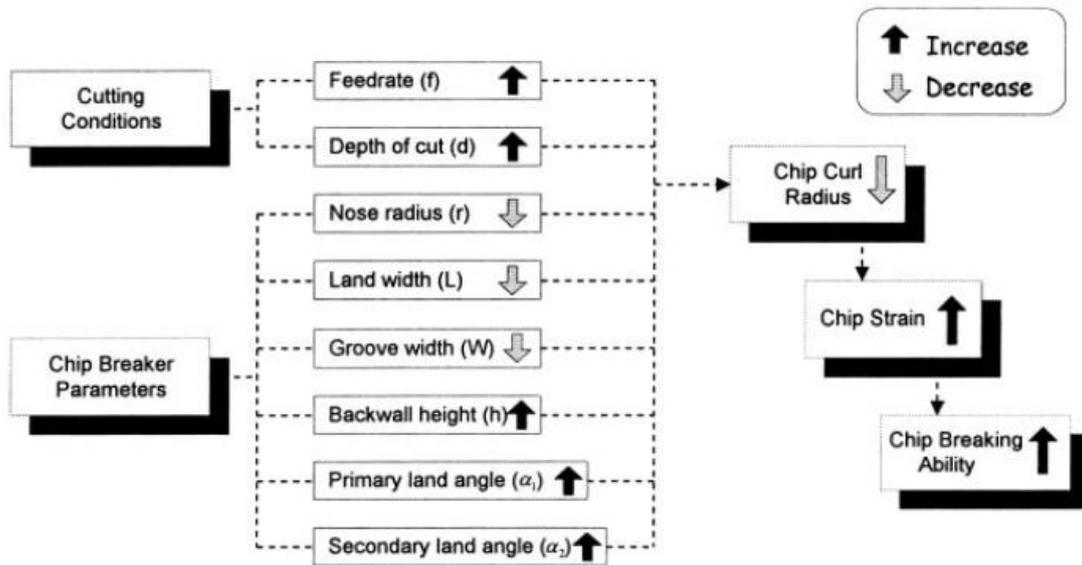


Figura 39 - Parâmetros que influenciam a rotura da apara [57].

Diversos autores, nas suas metodologias usam o conceito de parâmetros equivalentes, que permite a simplificação de todo o processo de corte e definição dos parâmetros geométricos ao caso de corte ortogonal, isto é, em que apenas se considera o fluxo bidimensional [53, 57].

Numa outra abordagem, Gonzalo *et al.* [3] procedem à definição do quebra-apanas para ferramentas de corte em PCD, recorrendo a uma metodologia baseada em simulação por elementos finitos, dividida em duas importantes fases:

- A definição da direção do fluxo de formação da apara;
- Definição da geometria do entalhe.

A definição da direção do fluxo de formação da apara, é um fator extremamente importante pois permite o correto posicionamento, tanto do entalhe, como do obstáculo. Para tal, foi efetuada uma simulação tridimensional obtendo-se desta forma uma aproximação para o fluxo de formação da apara, (ver Figura 36, Capítulo 4.2.). Posteriormente, sabendo a disposição do entalhe, perpendicular ao fluxo da apara, procede-se a uma simulação bidimensional, Figura 40, o que simplifica o processo iterativo, para obtenção das dimensões do entalhe.

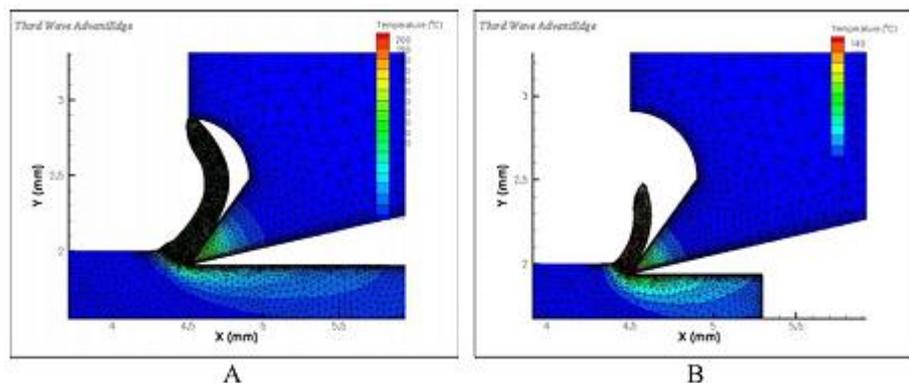


Figura 40 - Definição da geometria do entalhe recorrendo a simulação bidimensional: (A) semidesbaste; (B) acabamento [3].

Porém, a obtenção das corretas dimensões e posicionamentos são um processo mais complicado que apenas a avaliação do ponto de vista de rotura da apara, sendo por isso fundamental a avaliação e produção sob outros pontos de vista.

Jawahir e Fang [53] avaliam a influência dos parâmetros geométricos de diferentes estilos do entalhe nos mecanismos de enrolamento e rotura da apara, com o objetivo de apresentar uma estratégia de projeto de ferramentas, segundo o ponto de vista de consumo energético. De facto, partindo de geometrias disponíveis em mercado e avaliando, através de testes de maquinagem, é possível concluir que cada solução construtiva apresenta elevada influência nas forças envolvidas no processo de corte [29, 57, 62].

De elevada importância é também a resistência e o desgaste das ferramentas com quebra- aparas. Estes são fatores determinantes no projeto e desempenho dos entalhes, influenciando tanto as dimensões da zona neutra (l , ver Figura 34) e do entalhe (B , ver Figura 34), como o seu próprio posicionamento relativamente à aresta de corte, pois estão correlacionados com o fluxo de formação da apara e com o atrito entre apara/face de ataque [53, 55, 56, 63].

Sadik e Lindström [64] estudaram o efeito do comprimento de contacto apara/ferramenta no desempenho da ferramenta com quebra- aparas, em termos de desgaste, onde concluíram por experimentação que para uns dados parâmetros de corte, o comprimento total de contacto apara/ferramenta, em pastilhas com obstáculos deverá ser de 55-65% do comprimento de contacto natural.

A geometria do entalhe do quebra- aparas deve estar inteiramente relacionada com a espessura da apara não deformada. Desta forma, para aumentar a gama de utilização das ferramentas de corte, sem que o seu desempenho seja prejudicado, os parâmetros geométricos são projetados de forma a não serem constantes ao longo de toda a aresta de corte. De facto, ao longo da aresta de corte, o comprimento da zona neutra e do entalhe vai aumentando e conseqüentemente, a distância do obstáculo à aresta, Figura 41. Desta forma, a ferramenta apresenta um melhor desempenho para uma maior gama de parâmetros de corte, possibilitando ferramentas mais versáteis e por conseguinte, mais económicas [3, 57].

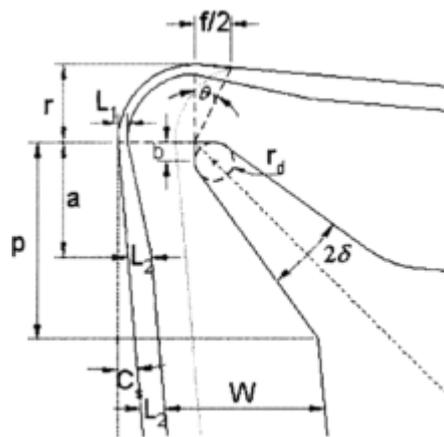


Figura 41 - Parâmetros do quebra- aparas cuja geometria varia ao longo da aresta de corte [57].

O método de simulação por elementos finitos possibilita a obtenção da forma, fluxos e roturas da apara, distribuição de temperaturas e forças envolvidas no processo, utilizando modelações de diversas geometrias de quebra- aparas, podendo neste caso ser usados como forma de projeto de ferramentas [1, 3, 5, 29, 60, 62, 64].

A definição de cada parâmetro geométrico do quebra- aparas é um processo, tal como visto, complexo, devido à quantidade de parâmetros envolvidos, pois estes não só influenciam

diretamente o controlo da apara, mas também, influenciam a durabilidade das ferramentas, distribuição de temperaturas, forças de corte e acabamento superficial do produto maquinado.

Desta forma, existe uma necessidade de abordar cada um dos parâmetros geométricos que constituem o quebra-apanas, avaliando a sua influência em todo o processo de corte, sendo parte essencial no projeto e conceção de novas geometrias.

4.4.1 Configurações de Entalhe

Numa fase inicial da caracterização de cada parâmetro geométrico dos quebra-apanas é importante avaliar a própria configuração do entalhe, pois poderão ser do tipo curvo ou em "V", e para além disso a própria parede de retorno pode ser inexistente ou até apresentar um desnível face à superfície de ataque.

Sreekala e Visweswararao [5], recorrendo à modelação por elementos finitos, concluíram que para baixas velocidades de corte, a geometria curva apresenta melhores resultados no que diz respeito à obtenção de aparas de tamanho mais reduzido face à geometria em "V", Figura 42.

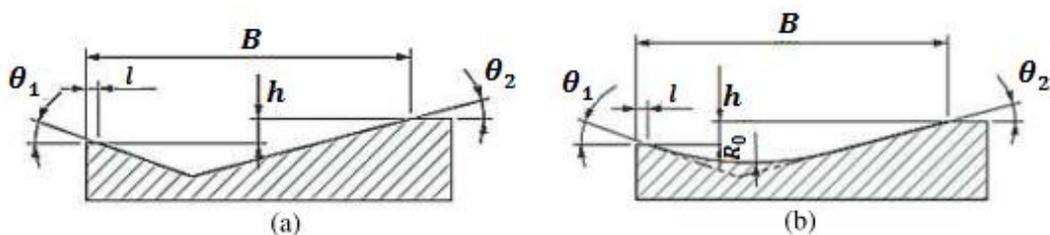


Figura 42 - Configurações do entalhe: (a) geometria em V; (b) geometria curva (adaptado de [5]).

Por outro lado, considerando apenas a geometria curva, Jawahir e Fang [53] avaliaram as formas do quebra-apanas segundo a existência e altura do obstáculo (h), de onde concluíram que a existência de uma parede de oposição ao fluxo de formação da apara com altura superior à zona neutra (estilo A, Figura 43), apresenta melhor capacidade de produção de aparas de menores dimensões, por outro lado, a configuração que não apresenta o referido obstáculo (estilo D, Figura 43) apresenta as piores características em termos de quebra-apanas.

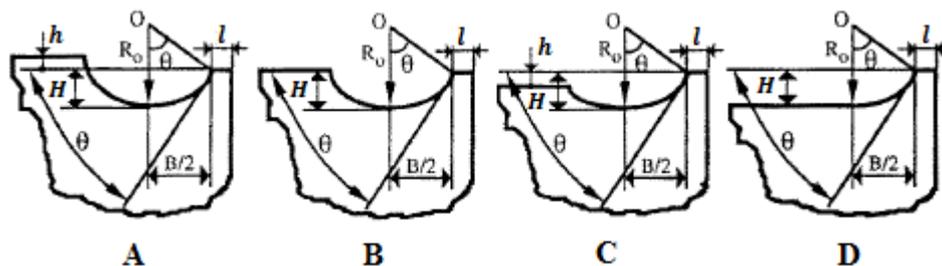


Figura 43 -Configurações de quebra-apanas, avaliação da forma da parede de retorno (adaptado de [53]).

4.4.2 Comprimento da Zona Neutra

O comprimento da zona neutra (*Rake Land Length*, l) é um dos parâmetros geométricos mais importantes e está diretamente relacionado, quer com a resistência da aresta de corte, quer com o comprimento natural do contacto apara/ferramenta.

Quando numa operação de maquinagem a ferramenta utilizada não apresenta quebra-
 aparas, o material contacta com a ferramenta de corte desde a aresta de corte até à zona em
 que começa a enrolar, ou se dá a sua rotura, a este comprimento de contacto entre a apara e a
 ferramenta, na face de ataque, dá-se o nome de comprimento natural de contacto
 apara/ferramenta (l_n).

Desta forma, é perceptível que no caso de $l > l_n$ (ver Figura 44), o fluxo de apara não é
 influenciado pelo entalhe na face de ataque, isto é, a ferramenta comporta-se de forma
 idêntica ao caso em que a ferramenta não apresenta quebra-
 aparas, pressupondo claro que a
 altura do obstáculo não é suficiente para influenciar o fluxo da mesma.

Como primeira aproximação, esta dimensão tem um limite inferior que se prende com a
 resistência da aresta de corte e da própria ferramenta e, como limite superior, o comprimento
 natural de contacto da apara.

Este comprimento da face de ataque apresenta um importante papel no desgaste da
 ferramenta pois possibilita um menor contacto apara/ferramenta. Tal facto implica
 necessariamente, menores temperaturas e desgastes da ferramenta, quando comparadas a
 ferramentas ditas normais. O reduzido valor de l , proporciona um aumento no ângulo do fluxo
 de retorno, que como visto anteriormente, gera uma maior capacidade da apara entrar no
 entalhe do quebra-
 aparas e adquirir a sua forma, diminuindo, desta forma, o raio de curvatura,
 fornecendo um estado de tensão/deformação favorável à rotura. Porém no caso de esta
 superfície não apresentar a resistência mecânica para as condições de maquinagem aplicadas,
 ocorre a rotura da mesma.

Com o aumento da espessura da apara não deformada, o comprimento da zona neutra
 poderá aumentar (aumento de resistência), dando origem a ferramentas de secção transversal
 variável. Por outras palavras, ao longo da sua aresta de corte, a zona neutra vai apresentando
 comprimentos cada vez maiores, sendo esta normalmente uma variação linear (Figura 41,
 Secção 4.4) [57].

Em suma, o comprimento da zona neutra (l) terá de ser projetado de forma a garantir
 resistência da aresta de corte mediante as condições de maquinagem, de forma a permitir a
 utilização do quebra-
 aparas, através da sua relação com o comprimento natural (l_n) e
 proporcionar um ângulo (η_b) adequado, isto é, não prejudicial do ponto de vista de atrito e
 desgaste da ferramenta.

Em termos de dimensões disponíveis na literatura para vários quebra-
 aparas, as dimensões
 da zona neutra para diversos materiais e mediante condições de maquinagem encontram-se
 listadas na Tabela 12 [3, 29, 57, 65].

Tabela 12 - Dimensões da zona neutra para maquinagem de aço e alumínio.

<i>Ferramenta</i>	<i>Material</i>	<i>Acabamento</i>	<i>Desbaste</i>
WC	Aço	0.05-0.15mm	0.15-0.32mm
PCD	Alumínio	0.02mm	0.02mm

4.4.3 Geometria do Entalhe

A geometria do entalhe na face de ataque da ferramenta apresenta elevada importância na
 diminuição do raio de curvatura da apara, proporcionando um estado de tensão/extensão
 favorável à rotura da mesma. Esta geometria é normalmente caracterizada por um ângulo

tangente à curvatura do entalhe (θ_1), profundidade (H) e largura (B) e por fim, no caso do entalhe ser curvo, o raio de curvatura (R_0) (Figura 44).

De uma forma geral, entalhes com uma dimensão reduzida implicam, por si só um raio de curvatura menor que favorece a rotura da aparas. Pressupondo que o comprimento da zona neutra, Secção 4.4.2, e o fluxo da aparas, Secção 4.2, permitem condições favoráveis à maximização da utilização do entalhe do quebra-aperas por parte da aparas formada, esta irá adquirir o raio de curvatura igual ao raio do entalhe, que quanto menor for, menor será a dimensão das aparas obtidas [53].

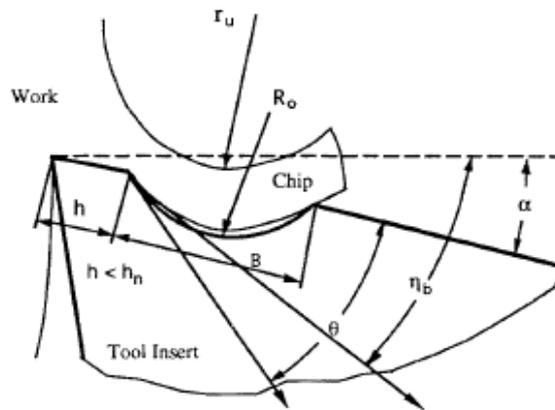


Figura 44 - Efeito do ângulo de fluxo de retorno da aparas [53].

Segundo Jawahir e Fang [53], pressupondo que $h < h_n$, o ângulo tangente à curvatura do entalhe (θ_1), junto da superfície de corte, determina a entrada da aparas no entalhe e como se verifica na Figura 44, está relacionado com o fluxo de formação da aparas (η_b) e do ângulo de ataque (α) da seguinte forma:

- $\theta_1 < \eta_b$, existe atrito excessivo entre a aparas e a superfície do entalhe, conduzindo a desgaste e maior consumo energético;
- $\theta_1 = \eta_b$, a aparas usa toda a configuração do entalhe;
- $\theta_1 > \eta_b$, a aparas adquire um raio cada vez maior deixando de contactar com a superfície do entalhe;
- $\theta_1 = \alpha$, a aparas não entra no entalhe.

No projeto deste tipo de ferramentas, a relação entre o ângulo de fluxo de retorno (η_b), o ângulo de ataque da ferramenta (α) e o ângulo da tangente do entalhe (θ) é normalmente expressa pela equação (4.5) [53]:

$$\frac{(\eta_b - \alpha)}{\theta_1} = 1.2 \quad (4.5)$$

Geralmente, os entalhes apresentam reduzidas dimensões pelo que os ângulos de inclinação situam-se entre o 15-30° [65].

Apesar do que foi abordado anteriormente, no projeto de algumas ferramentas, o ângulo (θ_1) poderá ser dividido, isto é, a entrada do entalhe pode ser projetada com duas inclinações, que na literatura se designam por ângulos de inclinação da zona neutra [29].

A profundidade e comprimento do entalhe são maioritariamente projetados em função das condições de corte e do estado de tensão que se pretende obter, de forma a favorecer a rotura

da aparas. Em suma, para condições de acabamento estas dimensões são mais reduzidas do que para operações de desbaste.

Do ponto de vista energético, segundo Jawahir e Fang [53], o comprimento do entalhe (B) deve variar entre 1mm para acabamento e cerca de 2mm para operações de desbaste. O raio de curvatura e a profundidade do entalhe são dados pelas equações (4.6) e (4.7):

$$R_0 = \frac{B}{2 \sin \theta_1} \quad (4.6)$$

$$H = R_0 - \sqrt{R_0^2 - \left(\frac{B}{2}\right)^2} \quad (4.7)$$

No caso de geométricas disponíveis no mercado, para condições de acabamento e desbaste caracterizadas na literatura, mais concretamente para a maquinagem de aços, é possível estimar um intervalo de dimensões para o comprimento do entalhe (B) utilizado pela indústria.

Todavia, no caso da profundidade do entalhe e também para o raio de curvatura (R_0), Tabela 13, não se verifica um dimensionamento de acordo com as operações de maquinagem, não sendo possível estimar relações inequívocas de projeto [29, 65].

Tabela 13 - Dimensões do entalhe, dados disponíveis na literatura.

<i>Parâmetro geométrico</i>	<i>Acabamento</i>	<i>Desbaste</i>
B	1.4 - 2 mm	2 - 2.8 mm
R_0	0.7 - 3 mm	
H	0.17 - 0.72 mm	

Gonzalo *et al.* [3], no projeto de quebra- aparas em ferramentas PCD para maquinagem de ligas de alumínio utilizando simulação, concluem que, uma secção variável do quebra- aparas é benéfica, pois permite a sua utilização em condições de desbaste a acabamento. Desta forma, as dimensões mais próximas da ponta da ferramenta são mais reduzidas do que as mais afastadas. As dimensões características do quebra- aparas proposto apresentam-se na Tabela 14.

Tabela 14 - Dimensões do entalhe projetado em ferramentas PCD para maquinagem de liga de alumínio da série 2000 [3].

<i>Parâmetro geométrico</i>	<i>Desbaste</i>	<i>Acabamento</i>
Profundidade entalhe (H) [mm]	0.4	0.27
Ângulo de entrada (θ_1) [°]	25	25
Raio de Curvatura (R_0) [mm]	0.2	0.2

Importa salientar, que no caso das ferramentas em PCD, a profundidade máxima do entalhe apresenta como limitação a espessura da plaqueta de material, que normalmente assume um valor na ordem dos 0,5-1 mm.

4.4.4 Geometria do Obstáculo

A geometria do obstáculo do quebra- aparas exerce um papel notório no controlo da aparas e na potência de corte. Um aumento da altura do obstáculo implica melhor controlo na forma da aparas à custa de maiores forças de corte e consequentemente maiores potências de maquinagem[53].

Segundo Jawahir e Fang [53], a altura do obstáculo relativamente à aresta de corte (h) deverá relacionar-se com a profundidade do entalhe (H) pelas equações (4.8) e (3.31), para condições de acabamento e desbaste, respetivamente.

$$h = (0.3 - 0.7)H \quad (4.8)$$

$$h = (0.3 - 0.5)H \quad (4.9)$$

Dimensões maiores que as obtidas por estas equações conduzem à obtenção de aparas de dimensão mais reduzidas porém existe uma correlação entre este controlo e potências/desgastes.

4.4.5 Parâmetros Geométricos no Corte Tridimensional

Considerando a abordagem anterior, em que todos os parâmetros geométricos do quebra- aparas são estabelecidos considerando apenas o processo bidimensional, torna-se necessário agora definir estas geometrias em função do ângulo de fluxo lateral da aparas, através do conceito de parâmetros equivalentes.

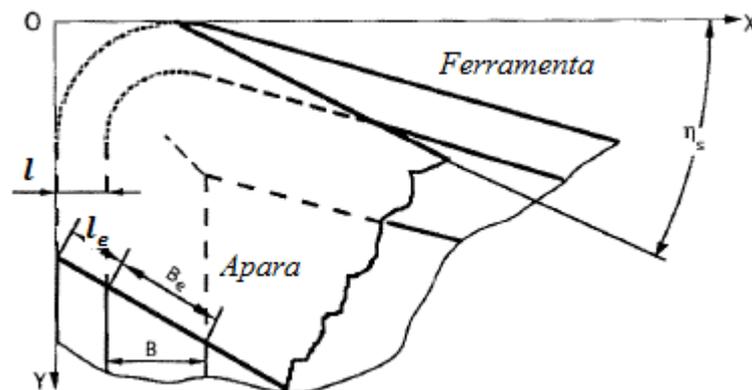


Figura 45 - Influência do ângulo de fluxo lateral (η_s) no comprimento da zona neutra (l) e do entalhe (B) (adaptado de [53]).

Tal como se torna perceptível na Figura 45 e Figura 46, o ângulo de fluxo lateral (η_s) da aparas, no caso do corte tridimensional, conduz à redefinição do comprimento da zona neutra

(l) e do comprimento do entalhe (B), no comprimento equivalente da zona neutra (l_e) e no comprimento do entalhe equivalente (B_e), respetivamente, através das equações (4.10) [53].

$$l_e = \frac{l}{\cos \eta_s}, \quad B_e = \frac{B}{\cos \eta_s} \quad (4.10)$$

Porém, não só são estas duas dimensões que são afetadas pelo fluxo lateral. O fenómeno é mais complexo ainda, pois devido ao corte não ser ortogonal, devido ao ângulo de posição entre a ferramenta e a peça (χ), todos os parâmetros terão de ser redefinidos, incluindo a secção da aparã não deformada.

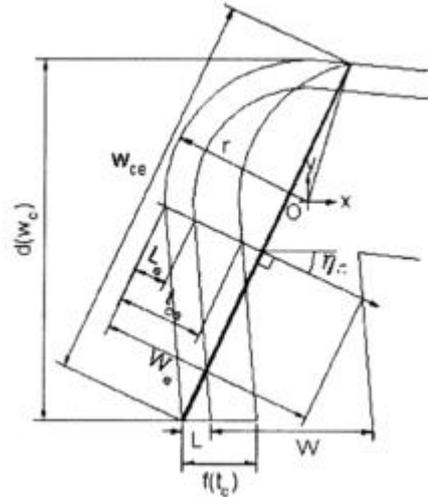


Figura 46 - Definição dos parâmetros equivalente [57].

A profundidade de corte equivalente (a_{pe}) é definida partindo da direção do fluxo lateral (Figura 46), isto é a profundidade de corte equivalente é a dimensão perpendicular à direção do fluxo, a distância entre os dois pontos extremos da secção não deformada, equação (4.11). É importante realçar que a profundidade de corte equivalente não se refere à espessura de material removido na peça que anteriormente se referiu.

$$a_{pe} = \frac{a_p}{\cos \eta_s} \quad (4.11)$$

Avaliando agora a secção transversal do entalhe, na direção do fluxo lateral (Figura 47), e considerando a existência da altura do obstáculo (h), o enrolamento da aparã apresenta um raio de curvatura (R_e), que é dependente do ângulo de fluxo equivalente (η_{be}) e do ângulo (β), equação (4.12) [57].

$$R_e = \frac{B_e \sec \beta}{2 \sin(\eta_{be} + \beta)} \quad (4.12)$$

em que (β) é dado pela equação (4.13).

$$\beta = \tan^{-1} \left(\frac{h}{B_e} \right) \quad (4.13)$$

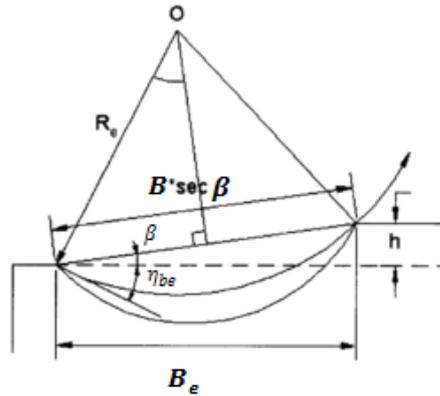


Figura 47 - Raio de enrolamento da aparas considerando a altura do obstáculo (adaptado de [57]).

4.5 Geometrias Disponíveis em Mercado

Atualmente existem diversos fornecedores de pastilhas de corte para torneamento e uma vez que, o projeto de quebra- aparas é baseado numa metodologia experimental não sistemática, baseada numa abordagem "tentativa-erro" ou "try and see", cada fornecedor apresenta uma diversidade de soluções geométricas de quebra- aparas para ferramentas de carbonetos sinterizados, com e sem revestimento.

No que toca a ferramentas de diamante policristalino (PCD), a utilização de quebra- aparas não é muito frequente, sendo que a maior parte dos fabricantes, produz apenas pastilhas cuja face de ataque é plana, pois os quebra- aparas terão de ser produzidos por processos de maquinagem do próprio PCD.

Durante a pesquisa de produtos existentes em mercado verificou-se a existência de duas geometrias de quebra- aparas, C1 e C2, da marca Mapal, sendo a geometria C1 indicada para operações de acabamento e a geometria C2, mais indicada para desbaste, como se pode verificar na Figura 48.

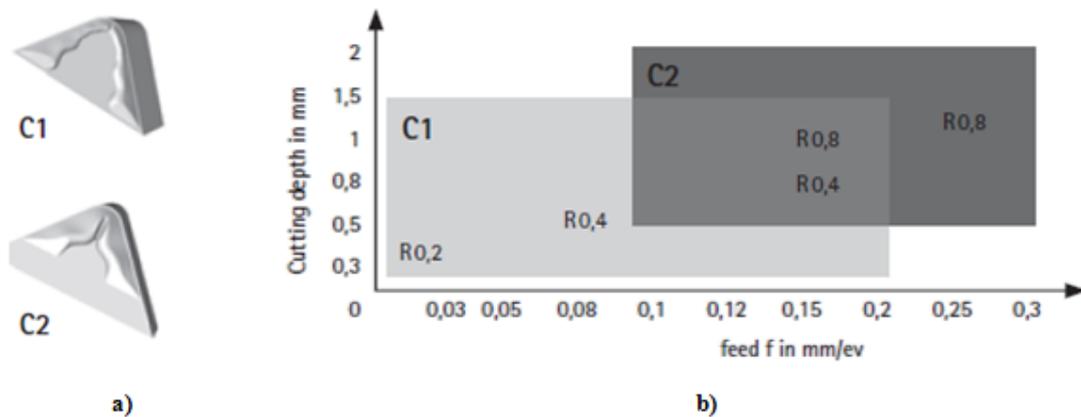


Figura 48 - Geometrias de quebra- aparas em PCD: a) representação esquemática; b) parâmetros de corte aplicáveis [40].

4.6 Fabrico de Quebra-Aparas em Ferramentas PCD

As operações de maquinagem em ligas de Alumínio com elevadas velocidades de corte, usando ferramentas de diamante policristalino (PCD), com faces de ataque plana, conduzem à produção de aparas tipo fita. Tal como visto anteriormente, estas aparas causam problemas de acabamento superficial, desgaste da ferramenta e dificuldades de maquinagem em processos automatizados, sendo que tais inconvenientes podem ser ultrapassados através da produção de quebra-aparas na face de ataque.

O processo de eletroerosão (EDM - *Electric Discharge Machining*) surge como o processo mais convencional para produção do entalhe na face de ataque da ferramenta em PCD. Este processo representa algumas limitações em termos da forma pretendida e o tempo de maquinagem da geometria [66].

Atualmente, o processo de micromaquinagem por laser tem surgido como um processo de elevada precisão e flexibilidade, para a produção de formas tridimensionais complexas e de reduzida dimensão [3, 66]. Desta forma, com este processo, é possível a obtenção de formas tridimensionais e complexas de quebra-aparas garantindo a precisão e a rugosidade superficial, necessárias ao controlo eficaz do processo de formação da aparas.

Gonzalo *et al.* [3] apresentam uma metodologia para o projeto de quebra-aparas em ferramentas PCD, baseada na simulação por elementos finitos e testes experimentais cujo objetivo se prende na compreensão da formação e rotura da aparas, com vista à melhoria da geometria quebra-aparas. Posteriormente, através da maquinagem por laser produzem uma nova geometria em que, por testes, provam ser mais eficaz no controlo da aparas.

Esta nova geometria foi produzida recorrendo a um laser Qswitched Nd-YAG de 100W de potência, com um comprimento de onda de 1064 nm e um pulso de 20ns. O feixe laser é focado, sendo o tamanho do ponto de 30 μm e a máxima velocidade de avanço de 400 m/s. Desta forma, a estratégia de maquinagem passa por contornar a geometria, com uma distância de 10 μm entre contornos consecutivos, desde a parte mais externa para a parte mais interna, em camadas de 2 μm (Figura 49) [3].

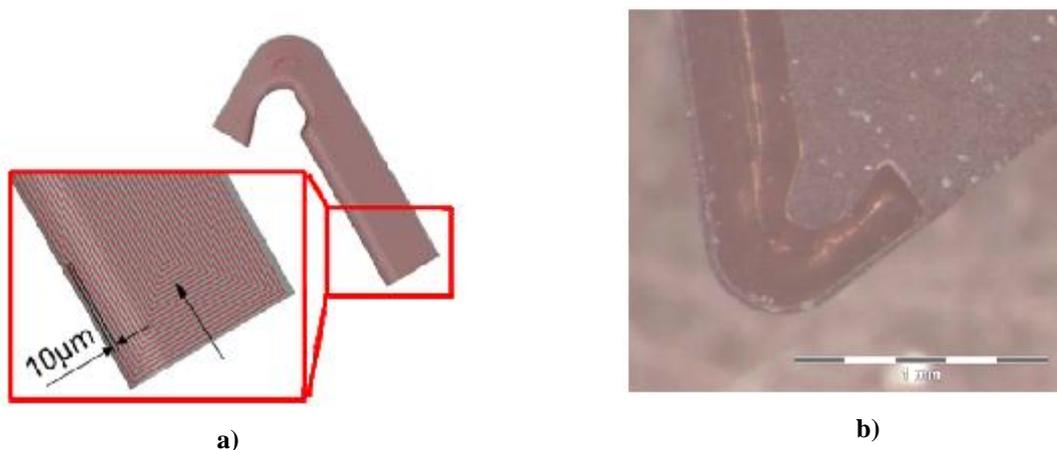


Figura 49 - Geometria quebra-aparas em ferramentas PCD produzidas por laser: a) estratégia de maquinagem laser para produção de quebra-aparas; b) geometria quebra-aparas resultante [3].

Por outro lado, Miyazawa *et al.* [66] apresentaram uma metodologia para produção de quebra-aparas em PCD que consiste na maquinagem por laser no seio de um líquido, Figura 50. Quando comparado o material base antes e após maquinagem ao ar ou no seio do fluido,

verificam-se resultados bastante distintos. No caso da tecnologia laser quando utilizado um fluido, a composição superficial do componente obtido é praticamente idêntica ao material base pelo que, a existência de contaminação da zona afetada pelo calor é muito reduzida. Desta forma, é evitado o aparecimento de uma camada de grafite ou mesmo de Cobalto, devido à resolidificação de material que não foi devidamente removido da zona de trabalho [66]

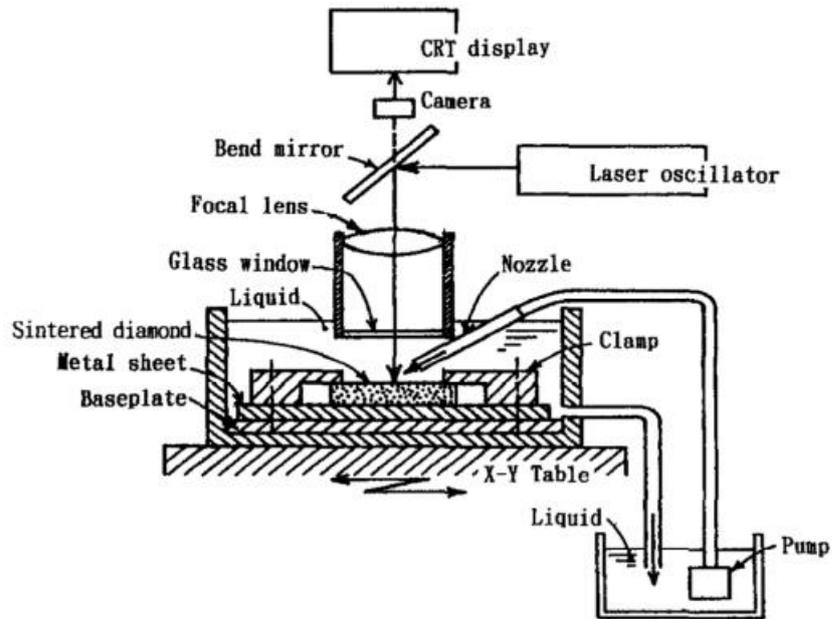


Figura 50 - Esquemática do processo de maquinagem de diamante sinterizado por laser, no seio de um fluido [66].

5 Procedimento experimental

5.1 Considerações Gerais

A parte experimental da presente dissertação centra-se essencialmente no estudo da influência, tanto das pastilhas de corte (material e geometria quebra-apanas), como os parâmetros de corte nas forças, acabamento superficial e aparas obtidas, na maquinagem da liga AlSi9Cu3. Os ensaios de maquinagem consistiram em torneamento cilíndrico exterior de varões cilíndricos que foram montados no torno com bucha e contra-ponto. Desta forma, o presente trabalho exigiu a utilização de diversos equipamentos e diversas técnicas, podendo ser dividido em três tópicos:

1. Obtenção dos provetes e caracterização do material	Fusão e vazamento Metalografia Ensaio mecânicos
2. Caracterização das pastilhas de Corte	Porta-ferramentas Tipologias e classes de pastilhas Caracterização geometria quebra-apanas
3. Ensaio de maquinagem	Máquinas-ferramentas Planeamento: programa de ensaios Instrumentação: medição forças de corte Caracterização das aparas Integridade superficial

A intenção deste capítulo não é meramente de descrição de equipamento e técnicas utilizadas, mas também, a de salientar, dentro de cada tópico, as dificuldades que foram surgindo ao longo do trabalho, bem como identificar o trabalho preparatório realizado imprescindível à execução do trabalho proposto.

5.2 Obtenção dos Provetes de Maquinagem e Caracterização do Material

5.2.1 Fusão e Vazamento

O processo de fusão e vazamento envolveu todo um conjunto de etapas necessárias à obtenção dos provetes da liga AlSi9Cu3 das quais se destacam:

- Fusão do material em forno de resistências;
- Ajuste dos teores mássicos dos elementos de liga;
- Desgaseificação;
- Descorificação;
- Pré-aquecimento da coquilha;
- Vazamento manual em coquilha de cobre.



Figura 51 - Fusão e vazamento dos provetes de maquinagem: a) forno de resistências utilizado; b) vazamento manual em coquilha de cobre.

A desgaseificação, remoção do hidrogénio do banho de fusão, foi efetuada recorrendo a pastilhas de Nitral 19C, pastilhas à base de azoto, que atuam como substituto da desgaseificação por injeção de gás inerte no banho de fusão. Posteriormente, foi adicionado um descorificante, que permitiu a remoção fácil de todas as partículas indesejáveis, através da aglomeração destas na superfície do material, facilitando a sua remoção manual.

O vazamento manual dos provetes ocorreu a uma temperatura de $730^{\circ}\text{C} \pm 20^{\circ}\text{C}$ para uma coquilha de cobre, pré-aquecida num forno de resistências a 300°C (Figura 51) com cavidade cilíndrica de 58 mm de diâmetro. O processo de obtenção dos dezasseis provetes, no estado bruto de fundição, foi efetuado em duas fases. Na primeira foram obtidos sete provetes e posteriormente, decorrente do aumento do número de ensaios que se pretendiam efetuar, foi necessário efetuar um novo vazamento, perfazendo desta forma o total dos provetes necessários, Figura 52.



Figura 52 - Provetes (cilíndricos) em bruto de fundição.

É de salientar a existência de um rechepe na extremidade superior dos provetes, resultante da contração do material durante a solidificação e para além disto, diferenças em termos de diâmetros nominais nas duas extremidades, decorrente do ângulo de saída da moldação. Para obtenção de provetes com superfícies e dimensões adequadas aos ensaios, estes foram pré-maquinados, tal como será descrito de seguida.

5.2.2 Pré-Maquinagem dos Provetes

Após a obtenção dos provetes em estado bruto de fundição, estes foram pré-maquinados com o objetivo de produzir uma superfície mais homogênea, com um diâmetro definido e de faces planas, de forma a proporcionar uma correta e fácil fixação na máquina. Foi produzido ainda um furo de centragem para garantir a maior estabilidade no corte possível, usando para tal o contra-ponto.

Embora não exista normalização referente ao provete para os ensaios de maquinagem que se pretendiam efetuar, foi consultada a norma ISO 3685:1993 [30], que embora diga respeito ensaios de tempo de vida, para ferramentas de torneamento, apresenta algumas especificações para as peças de trabalho, nomeadamente para um rácio comprimento/diâmetro ser menor que 10 e o furo de centragem deve ser de 6,3 mm de diâmetro e com chanfro de 120°.

Desta forma, foram produzidos provetes para ensaio de maquinagem, com diâmetro nominal de 55 mm, comprimento de aproximadamente 180 mm e com furo de centragem, tal como especificado na Figura 53.

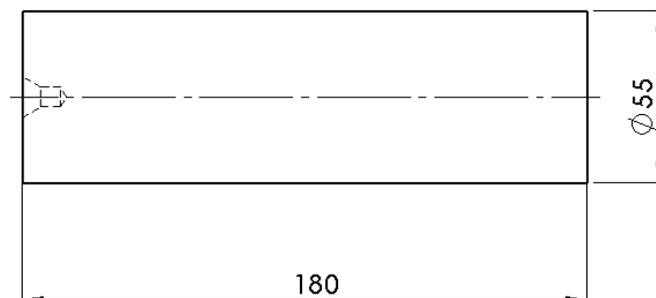


Figura 53 - Desenho dos provetes de maquinagem utilizados nos ensaios.

5.2.3 Análise de Composição Química

Uma vez que os provetes foram obtidos por fusão e tal como é prática comum, procedeu-se a uma análise de composição química do material, Tabela 15 e Tabela 16. A totalidade dos provetes foi obtida recorrendo a dois processos de fusão e vazamento. Desta forma e tal como é expectável, fruto da necessidade de afinação dos elementos de liga, a composição química variou de processo para processo, embora esteja dentro dos parâmetros referidos pela normalização aplicável, tal como se pode verificar por comparação com a Tabela 17.

Tabela 15 - Composição química do material resultante do primeiro vazamento.

<i>Composição química (% em massa)</i>										
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Pb	Sn	Ti
9,58	0,181	2,84	0,013	0,004	0,003	0,004	0,141	0,007	0,005	0,082

Tabela 16 - Composição química do material resultante do segundo vazamento.

<i>Composição química (% em massa)</i>										
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Pb	Sn	Ti
9,88	0,159	3,35	0,012	0,139	0,005	0,005	0,347	0,018	0,008	0,062

Tabela 17 - Composição química da liga segundo a norma NP EN 1706 [14]

<i>Composição química (% em massa)</i>															
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ni	Zn	Pb	Sn	Ti	Outros		Al.	
												Cada	Total		
Min.	8,0		2,0		0,05										Rest.
Max.	11,0	1,3	4,0	0,55	0,55	0,15	0,55	1,2	0,35	0,25	0,25	0,05	0,25		

Esta diferença de composição química terá necessariamente alguma influência na microestrutura e propriedades do material, contudo, tal como é prática comum e desde que os intervalos de composição química respeitantes à liga em questão, não sejam ultrapassados, as diferenças ao nível de propriedades mecânicas e consequentemente ao nível da maquinabilidade não são relevantes.

5.2.4 Análise da Microestrutura

Após a obtenção dos provetes por fundição, procedeu-se ao corte de uma secção para avaliação da sua microestrutura. Tal envolveu o polimento das amostras, ataque químico (Mo saturado) e visualização ao microscópio ótico *Olympus PMG3* (Figura 54).

É importante referir que, a análise microestrutural efetuada permitiu avaliar diferenças decorrentes dos dois processos de fusão e vazamento e, para além disso, a visualização em três zonas distintas de cada provete, possibilitando a visualização de eventuais diferenças ao longo da secção transversal. Assim, a secção em análise foi subdividida em três zonas distintas: zona central do provete, zona intermédia e zona periférica (tal como ensaio de dureza, Figura 58 a)).



Figura 54 - Microscópio óptico *Olympus PMG 3* utilizado na análise microestrutural.

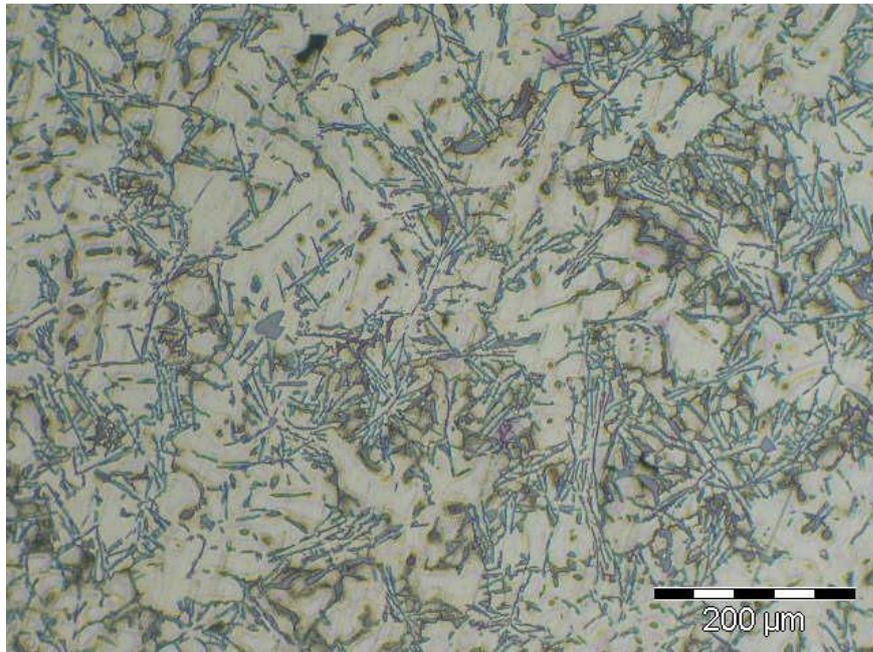


Figura 55 - Microestrutura da liga AlSi9Cu3 que constitui os provetes de maquinagem.

Por análise comparativa com microestruturas presentes na literatura [15-17], a microestrutura dos provetes, Figura 55, é constituída maioritariamente por uma fase α -Al e Silício eutético na forma lamelar, interdendrítica para além de fases intermetálicas, como seria de esperar. Destas destacam-se a presença de fases ricas em Ferro, na forma de cristais poliédricos e a fase rica em Cobre do tipo Al_2Cu .

Ao longo da secção transversal dos provetes, verifica-se de facto alguma alteração microestrutural decorrente do processo de arrefecimento. Na periferia (Figura 56 a)) encontra-se um tamanho de grão mais fino, enquanto em zonas mais centrais se observa um tamanho de grão substancialmente maior (Figura 56 b) e c)). Tal implica uma alteração nas propriedades mecânicas da liga, ao longo das sucessivas passagens no torneamento cilíndrico longitudinal, contudo, esta alteração não foi considerada como fator de grande influência nos resultados obtidos.

Na zona mais central do provete, como se pode visualizar na Figura 56 c), verifica-se a existência de porosidade excessiva, devida ao procedimento de vazamento e arrefecimento a que o metal foi sujeito. Devido a só ser possível diminuir esta excessiva porosidade com recurso a coquilha mais adequada, optou-se por definir à partida o diâmetro mínimo para a maquinagem de 25 mm, exatamente para que esta porosidade, ou até inclusões, não sejam um fator de elevada relevância nos resultados experimentais obtidos.

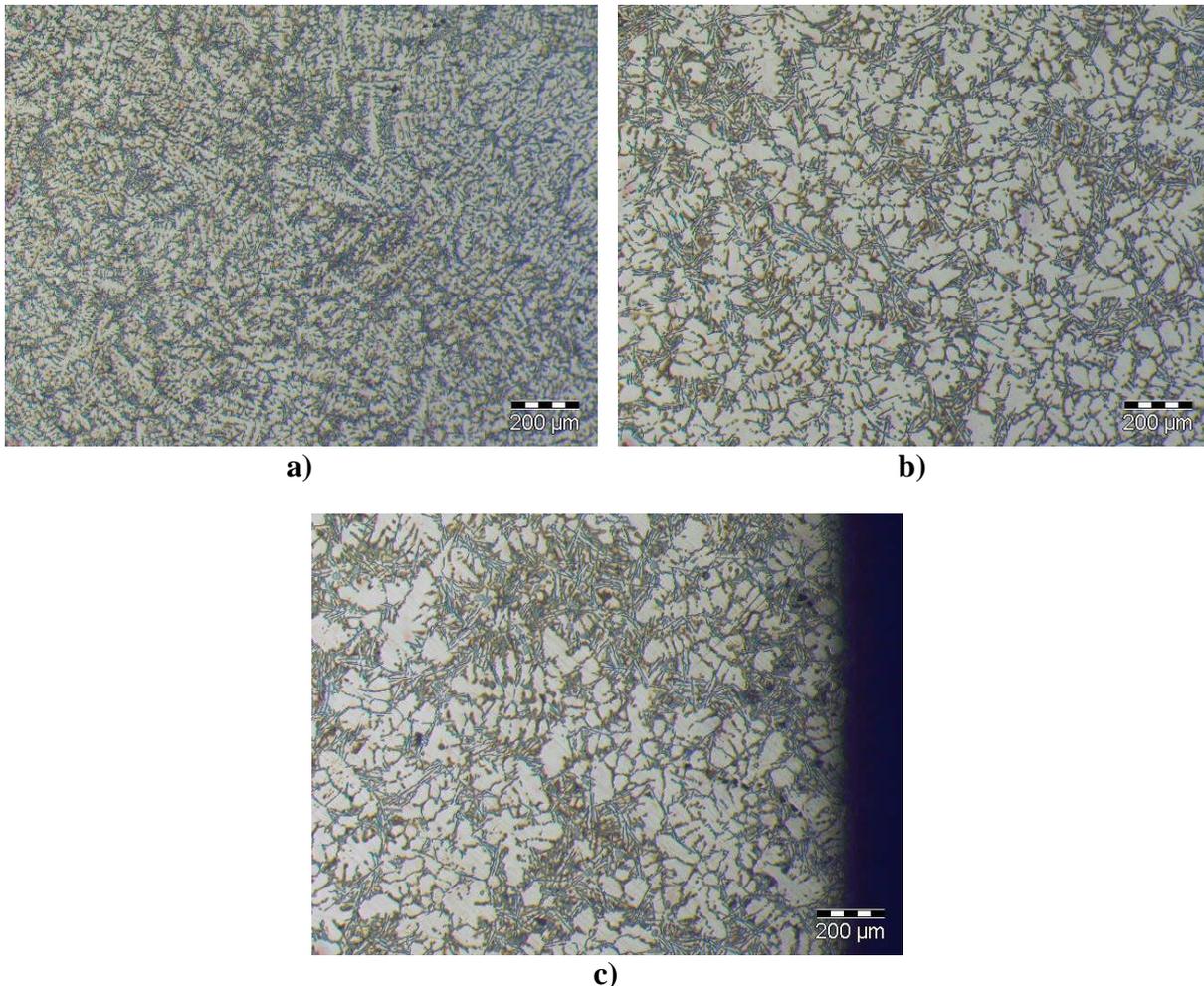


Figura 56- Análise de variação de microestrutura da liga ao longo da secção transversal: a) zona periférica; b) zona intermédia e c) zona interna.

Efetuada ainda uma análise a provetes resultantes dos dois processos de vazamento, verifica-se que as diferenças em termos microestruturais não são muito relevantes, diferindo ligeiramente no tamanho de grão, algo que pode ser explicado pela análise ter sido feita em zonas não exatamente equidistantes da periferia, embora sejam tratadas como sendo da zona intermédia.

No que diz respeito à maquinagem deste tipo de provetes a própria microestrutura irá influenciar, uma vez que, na periferia as partículas de Silício apresentam uma reduzida granulometria, enquanto para zonas mais centrais estas poderão apresentar dimensões consideráveis, prejudicando a durabilidade da ferramenta, porém, dadas as ferramentas utilizadas e o tempo de maquinagem a que estas foram sujeitas este é um fator que pode ser desprezado. Com efeito, nos ensaios realizados não são previsíveis níveis de desgaste significativos nas ferramentas.

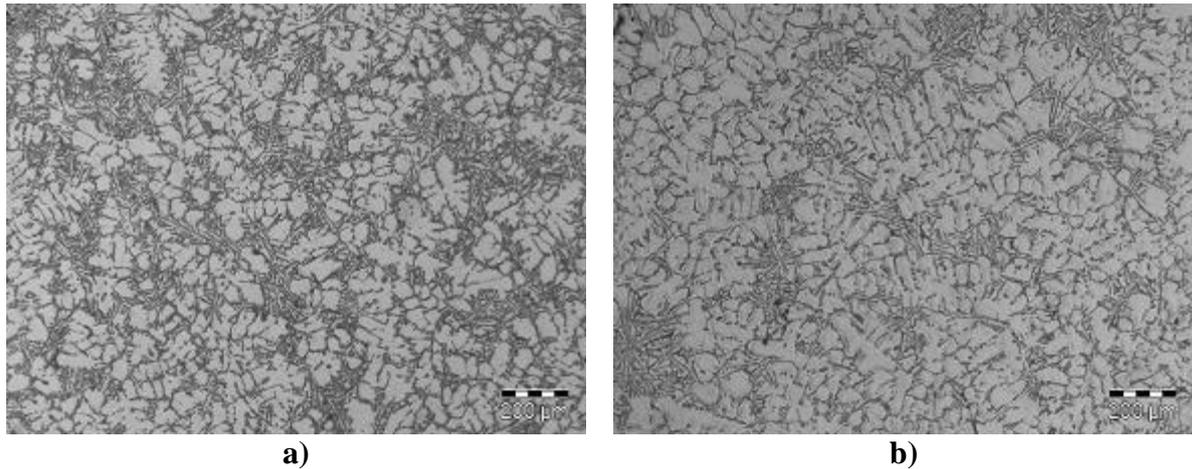


Figura 57 - Análise comparativa entre microestruturas resultantes de cada processo de vazamento, na zona intermédia do provete: a) provete resultante do primeiro vazamento; b) provete resultante do segundo vazamento.

5.2.5 Ensaios de Dureza

Após a análise de microestrutura e utilizando os mesmos provetes, procedeu-se à medição da dureza. Para tal, utilizou-se um durómetro *EMCO M4U - 075* (Figura 58 b) e realizou-se um ensaio de dureza Brinell (ϕ 2,5mm; 62,5kgf; 10s), em três zonas distintas, ao longo da sua secção transversal (Figura 58 a)).

Para um provete resultante de cada processo de vazamento, efetuou-se uma medição de dureza em três pontos desde a periferia até ao centro do provete (ver esquematização na Figura 58 a)). A zona mesmo central do provete, zona 4, Figura 58, apresenta elevada porosidade, tal como se tinha verificado anteriormente na análise microestrutural, pelo que não foram efetuadas medições no centro do provete. Os resultados estão listados na Tabela 18.

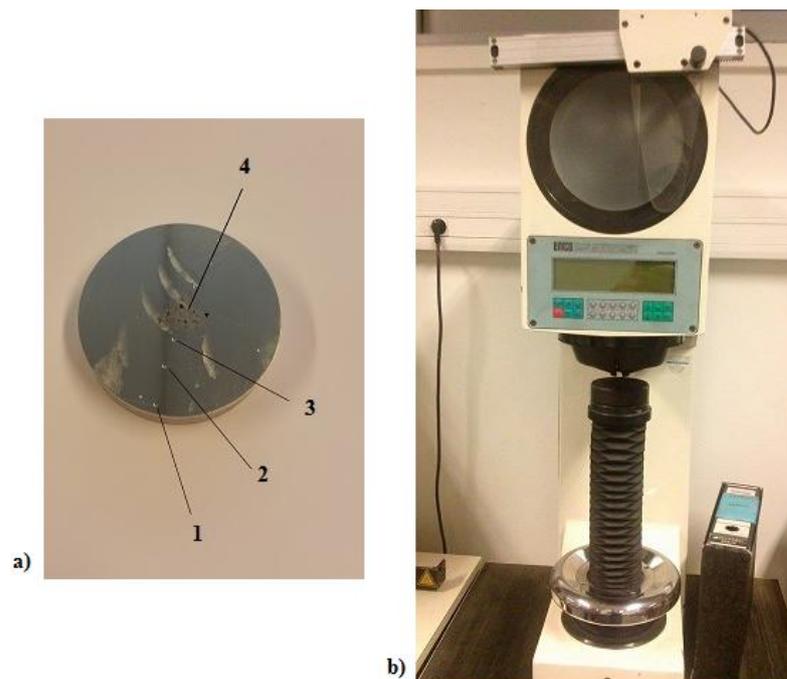


Figura 58 - Provetes e equipamento ensaios de dureza: a) provete utilizado; b) durómetro EMCO M4U-075 utilizado.

No que diz respeito à variação da dureza do material ao longo da secção transversal dos provetes de maquinagem, verificam-se algumas diferenças. Durezas mais elevadas verificam-se na zona periférica dos provetes e à medida que nos deslocamos para a zona interna dos mesmos, esta tende a diminuir.

Tabela 18 - Resultados dos ensaios de dureza para os dois provetes resultantes de cada processo de vazamento.

<i>Zona de Medição</i>	<i>1º Vazamento (HB)</i>	<i>2º Vazamento (HB)</i>
1	90	86
2	89	82
3	83	80
Valor Médio	87	82

Comparando os dois processos de vazamento, existem também, diferenças ao nível das durezas, embora se encontrem de acordo com o que seria esperado, em termos de propriedades para este tipo de ligas, e de acordo com valores mínimos especificados na normalização aplicável.

Estas diferenças verificadas ao nível da dureza de material podem ainda ser influenciadas pelo procedimento de medição não garantir o mesmo posicionamento relativamente à superfície externa para cada um dos provetes.

5.2.6 Ensaios de Tração e Compressão

Para além da análise microestrutural e medições de dureza efetuadas, foram executados ensaios de tração e compressão, com vista à caracterização das propriedades mecânicas do material utilizado nos ensaios de maquinagem. Com este intuito, da zona mais central do provete, parte restante dos ensaios de maquinagem, foram executados provetes de ensaios de tração e compressão tal como ilustrado na Figura 59 e Figura 60, respetivamente.



Figura 59 - Desenho dos provetes produzidos para ensaios de tração segundo a norma EN 10002.

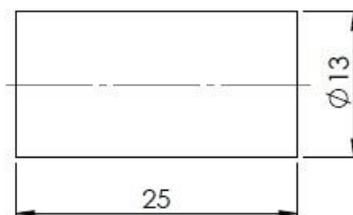


Figura 60 - Desenho dos provetes produzidos para ensaios de compressão segundo a norma ASTM E9 - 89a.

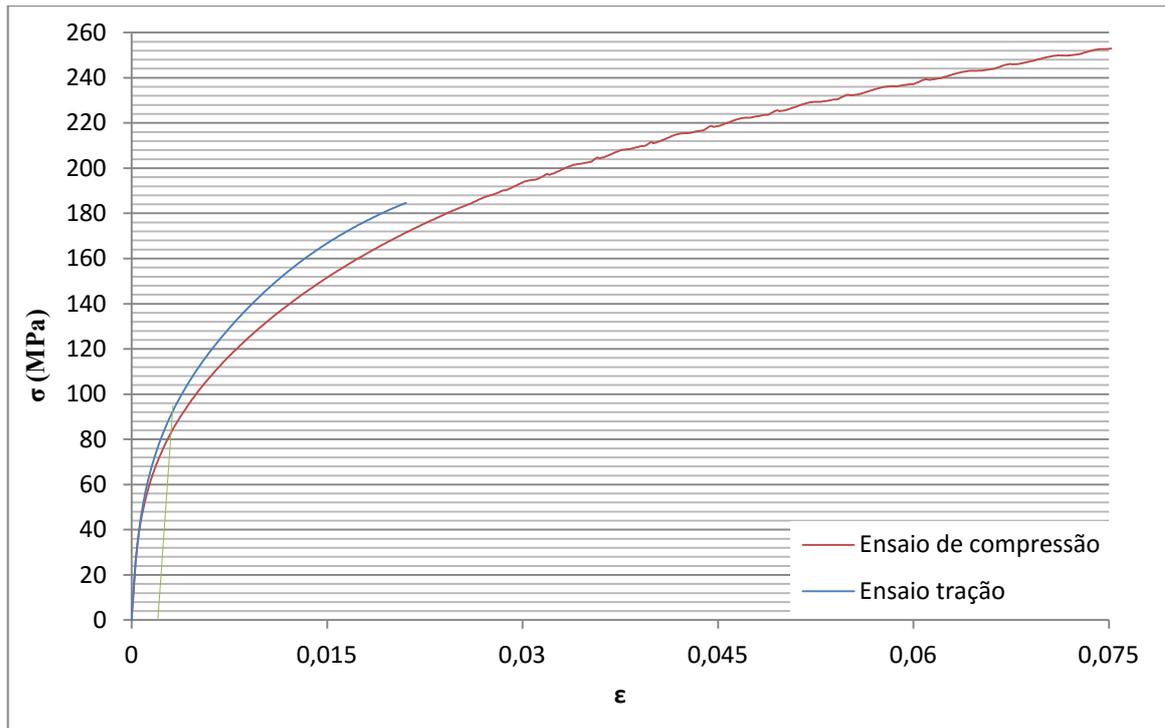


Figura 61 - Resultados obtidos para os ensaios de tração e compressão realizados.

As curvas características do material, obtidas com a execução dos ensaios de tração e compressão encontram-se representadas na Figura 61. É possível concluir que existe uma aproximação nos resultados obtidos com as duas metodologias, especialmente na zona elástica, tendo-se obtido valores para o módulo de elasticidade (E) na ordem dos 80 GPa e tensões limite de elasticidade de aproximadamente 92 MPa à tração e sensivelmente inferior à compressão (83 MPa). Os valores tanto da tensão de cedência do material como da tensão de rotura são bastante inferiores aos apresentados na literatura para este tipo de ligas e ainda, reduzidos face aos valores mínimos para a liga segundo a norma NP EN 1706, tal como se pode verificar na Tabela 19.

Tabela 19 - Comparação entre valores de tensão de cedência e tensão de rotura obtidos para ensaio de tração e valores mínimos estabelecidos pela norma.

	R_m (MPa)	$R_{p0,2}$ (MPa)
NP EN 1706	240	140
Tração	185	92

Os resultados obtidos na execução dos referidos ensaios, Figura 61, foram muito influenciados pela porosidade interna da região do material de onde os provetes foram produzidos. De facto, tanto os provetes de tração, como de compressão foram obtidos da zona central dos provetes de maquinagem, zona que pela análise microestrutural revelou a existência de porosidade resultante do processo de vazamento, não sendo desta forma propriedades completamente representativas do material que foi maquinado, sendo ainda uma explicação para a disparidade de valores obtidos face aos valores referenciados para este tipo de ligas.

Como forma de contornar esta situação, os provetes de tração e compressão, deveriam ser retirados de zonas mais externas do material que se submeteu aos processos de maquinagem,

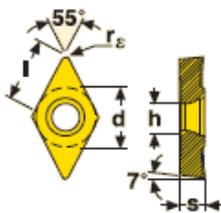
podendo obter-se desta forma propriedades mais representativas e consistentes com a literatura.

5.3 Caracterização das Ferramentas de Corte

Um dos objetivos fundamentais do presente trabalho é a avaliação da influência dos parâmetros geométricos, mais concretamente na geometria do quebra- aparas, nas forças e potências de maquinagem, dimensão das aparas e qualidade superficial da peça maquinada.

Resultado da necessidade da avaliação de diferentes geometrias do quebra- aparas na face de ataque da ferramenta, foram selecionadas pastilhas da mesma tipologia mas com diferentes classes de materiais e de diferentes fornecedores, apresentando geometrias de quebra- aparas distintas.

A tipologia da pastilha foi invariante em todo o estudo e resultou de aconselhamento por parte de fornecedores e do tipo de porta ferramentas disponível para execução dos ensaios. Desta forma, segundo a norma ISO 1832, todas as pastilhas apresentam designação DCGT 11T304, que corresponde a uma pastilha de forma rômbrica de 55°, cujas dimensões da aresta de corte (l), raio da ponta da ferramenta (r_ϵ), espessura (s) e ângulo de folga (γ) estão representadas na Figura 62.



l (mm)	d (mm)	r_ϵ (mm)	s (mm)	α
11,6	9,52	0,4	3,97	7°

Figura 62 - Tipologia e dimensões genéricas das pastilhas selecionadas.

5.3.1 Porta-Ferramentas

Na fixação das pastilhas de corte foi utilizado um porta-ferramentas *SECO SDJCL 2020 K11*, ilustrado na Figura 63, adequado à tipologia das pastilhas e sentido de corte (esquerdo) adequado à realização do procedimento experimental. Tanto as dimensões genéricas do porta-ferramentas, como a geometria de corte decorrente da utilização deste em conjunto com as pastilhas de corte, permitiram obter os valores apresentados na Tabela 20.



Figura 63 - Porta-ferramentas SECO SDJCL 2020K 11, utilizado em todo o procedimento experimental.

Tabela 20 - Geometria do porta-ferramentas *SECO SDJCL 2020K 11* [41].

<i>Designação</i>	<i>Ângulo de ataque</i> (γ)	<i>Ângulo de posição</i> (χ)	<i>Ângulo de inclinação</i> (λ)
SDJCL 2020K 11	0°	93°	0°

5.3.2 Classes de Material das Ferramentas

Resultado da pesquisa de fornecedores para as pastilhas de corte com diferentes geometrias de quebra- aparas conduziu à aquisição de um total de sete pastilhas de corte, três pastilhas em diamante policristalino e quatro ferramentas em carbonetos sinterizados de dois fornecedores distintos. As principais características (classes de material) encontram-se expressas nas Tabela 21 e Tabela 22.

Tabela 21 - Classes de material das pastilhas em PCD [40].

<i>Marca</i>	<i>Designação</i>	<i>C.Material</i>	<i>Descrição</i>
<i>MAPAL</i>	DCGW11T304F01N-0AA	PU620	PCD de grão fino universal para maquinagem eficiente de metais não ferrosos com superfícies estáveis e boa resistência ao desgaste obtendo-se bons acabamentos superficiais.
	DCGT11T304F01N-C1A	PU660	PCD de grão fino, com substrato de carbonetos, proporcionado um bom grau de agudeza da aresta. Esta classe é utilizada em combinação com o quebra- aparas CB1.
	DCGT11T304F01N-C2A	PU670	PCD de grão médio, com um substrato de carboneto, proporciona uma excelente resistência mecânica e ao desgaste para condições de maquinagem de desbaste. Esta classe é utilizada em combinação com o quebra- aparas CB2.

Tabela 22 - Descrição das classes de pastilhas utilizadas [34, 41].

<i>Marca</i>	<i>Designação</i>	<i>C.Material</i>	<i>Descrição</i>
<i>SECO</i>	DCGT11T304F-AL	KX	Classe de metal duro sem revestimento, com granulometria otimizada para maquinagem de alumínio e outras ligas não ferrosas, devido à resistência ao desgaste e agudeza da aresta.
	DCGT11T304-MF2	CP500	Classe de metal duro, com revestimento PVD de (Ti,Al)N+TiN, com microgrão projetado para acabamento de aço inoxidável com aplicabilidade também em ligas de alumínio e ainda em cortes intermitentes.
<i>SANDVIK</i>	DCGX11T304-AL	H10	Classe de metal duro sem revestimento, para operações desde desbaste a acabamento de ligas de alumínio que combina resistência ao desgaste e agudeza da aresta.
	DCGT11T304-UM	H13A	Classe de metal duro sem revestimento, cuja granulometria permite a combinação de resistência ao desgaste e tenacidade, sendo indicada para operações de maquinagem médias e desbaste de ligas de alumínio.

Tendo em conta os tempos de maquinagem previstos neste estudo, não são esperadas alterações das geometrias das pastilhas por desgaste das ferramentas. Esta observação faz mais sentido nas pastilhas PCD. Para ter uma ideia do tempo da vida das pastilhas em carboneto sinterizado, apresenta-se no Anexo C uma estimativa da vida para as ferramentas Sandvik. Pelo exposto a geometria do quebra- aparas apresenta-se aproximadamente constante no decorrer de todos os ensaios de maquinagem. Assim sendo, para além da determinação de diferentes geometrias do quebra- aparas disponíveis em mercado, é possível avaliar os efeitos dos parâmetros de corte sem que a superfície de ataque da ferramenta se altere por mecanismos de desgaste.

5.3.3 Geometrias Quebra - Aparas

5.3.3.1 Quebra- aparas em ferramentas de PCD

Decorrente da seleção das pastilhas de corte anteriormente referida, foram adquiridos insertos em PCD com duas geometrias de quebra- aparas distintas. A geometria *CB1* indicada para operações de acabamento (Figura 64) e a geometria *CB2* indicada para operações de desbaste (Figura 65).

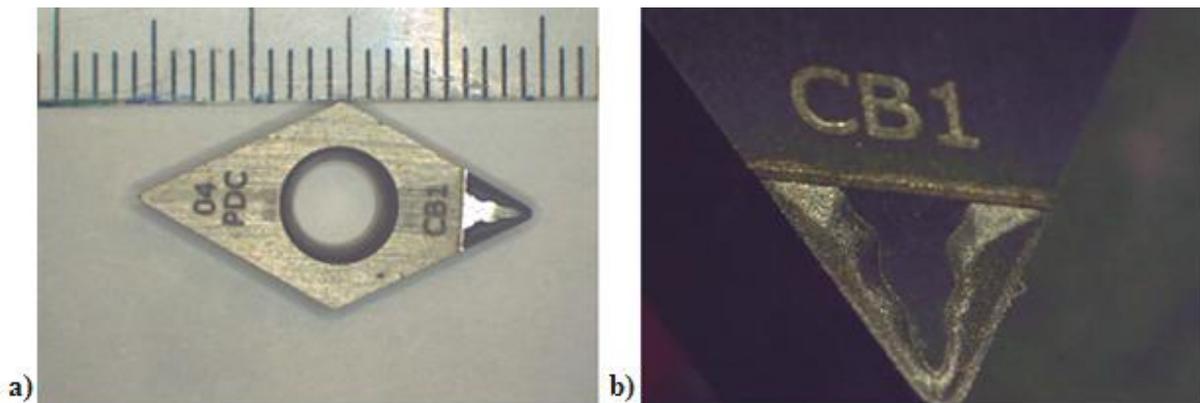


Figura 64 - Pastilha PCD, geometria de quebra- aparas CB1: a) vista de topo; b) vista do quebra- aparas em detalhe.

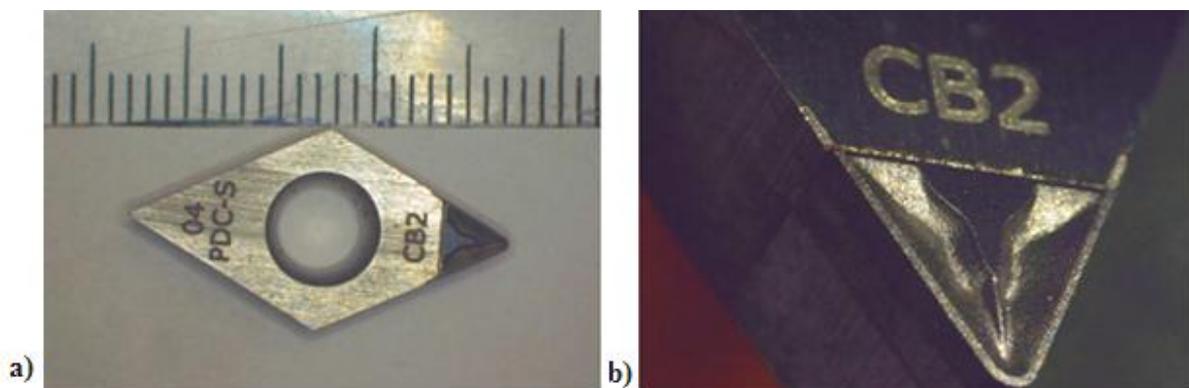


Figura 65 - Pastilha PCD, geometria de quebra- aparas CB2: a) vista de topo; b) vista do quebra- aparas em detalhe.

Por comparação efetuada pelas duas pastilhas é perceptível diferenças ao nível do dimensionamento do entalhe e posicionamento do obstáculo relativamente à aresta de corte. No que diz respeito à geometria *CB1*, o posicionamento do obstáculo encontra-se mais

próximo da aresta de corte resultando num entalhe de menores dimensões, é pouco notória alguma diferença em termos de comprimento da zona neutra, apesar de esta parecer ser mais inclinada para esta geometria.

Por sua vez, a geometria *CB2* apresenta um entalhe de maior comprimento e maior profundidade e desta forma, o obstáculo apresenta-se substancialmente mais distante da aresta de corte. Uma similaridade entre as pastilhas prende-se com a variação da secção do entalhe ao longo da aresta de corte. À medida que a distância da ponta da ferramenta aumenta, a largura do entalhe aumenta e conseqüentemente, o posicionamento do obstáculo torna-se mais afastado da aresta de corte.

5.3.3.2 Ferramentas em Carboneto de Tungsténio (Metal Duro)

Relativamente às geometrias de quebra-apas em ferramentas de metal duro, foram adotadas quatro geometrias distintas. Destaca-se a utilização de duas geometrias mais simples *Seco AL,KX* e *Sandvik AL,H10* (Figura 66 e Figura 67, respetivamente), que apresentam arestas de corte muito vivas, sem a presença de zona neutra, e com obstáculos ao fluxo da apara de altura inferior à aresta de corte ou até inexistentes.

A visualização da aresta de corte permite ainda constatar um ligeiro desnível/ curvatura entre a ponta da ferramenta e a aresta de corte ao longo da ferramenta.

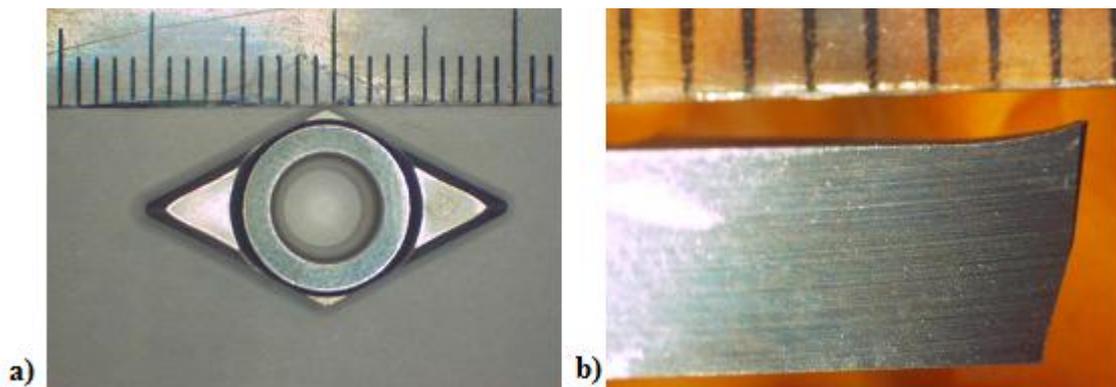


Figura 66 - *Seco* DCGT11T304F-AL, KX: a) vista de topo; b) vista da face de saída.

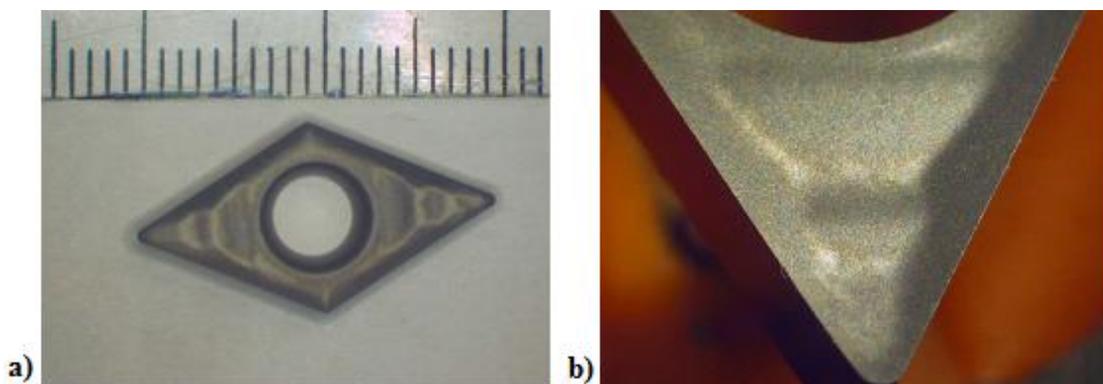


Figura 67 - *Sandvik* DCGT11T304-AL, H10: a) vista de topo; b) vista do quebra-apara em detalhe.

Contudo, a utilização de geometrias mais complexas é também recomendada para maquinagem deste tipo de ligas. Estas geometrias pressupõem a utilização de obstáculos de dimensões variáveis embora mais reduzidos que no caso da geometria *CB2* anteriormente evidenciada. Relativamente à geometria *MF2,CP500* (Figura 68) é notória a existência de

uma zona neutra embora substancialmente reduzida, obstáculo de secção variável ao longo da aresta de corte e ainda geometria favorável à lubrificação.

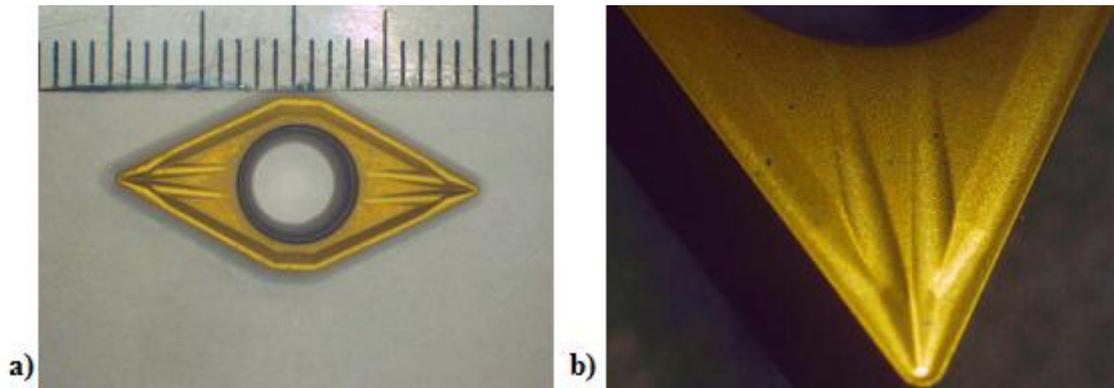


Figura 68 - *Seco* DCGT11T304-MF2, CP500: a) vista de topo. b) vista do quebra-apara em detalhe.

Por fim, a geometria *UM, H13A* (Figura 69), apresenta algumas aproximações às pastilhas mais simples. É perceptível a inexistência de zona neutra resultando em arestas de corte muito vivas, que facilitam a entrada da apara no entalhe, contudo verifica-se a existência de obstáculos de altura superior à aresta de corte e para além disso entalhes de secção variável.

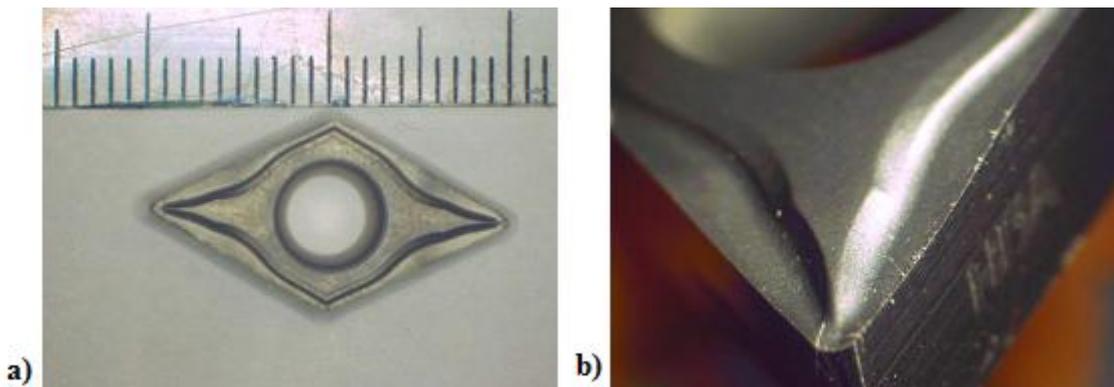


Figura 69 - *Sandvik* DCGT11T304-UM, H13A: a) vista de topo; b) vista do quebra-apara em detalhe.

5.4 Testes de Maquinagem

5.4.1 Máquinas Ferramentas

A experimentação no domínio do corte por arranque de apara requer preferencialmente a utilização de máquinas ferramentas de elevada potência, rigidez e precisão. O presente trabalho experimental decorreu nas oficinas mecânicas do DEMec tendo sido utilizadas as seguintes máquinas - ferramentas:

- Torno paralelo EFI DU20, Figura 70 com 5.9 kW de potência e variação escalonada de velocidades, com velocidade máxima de rotação de 2500 rpm, no qual se realizaram os ensaios com instrumentação adequada à medição das componentes das forças de corte (dinamómetros piezoelétricos);



Figura 70 - Torno paralelo EFI DU20 utilizado nos ensaios instrumentados.

- Torno CNC GILDEMEISTER CXT400, Figura 71, com 36 kW de potência e velocidade de rotação máxima de 5000 rpm, no qual se realizaram os ensaios com maior velocidade de corte;



Figura 71 - Torno CNC GILDEMEISTER CTX 400 utilizado nos ensaios de maquinagem.

A utilização de duas máquinas ferramentas prende-se essencialmente com a necessidade de testar a maior gama de velocidades de corte possível e com a disponibilidade das células de carga piezoelétricas apenas para o torno paralelo convencional.

5.4.2 Programa de Ensaios de Maquinagem

Os ensaios de maquinabilidade realizados tiveram como principal objetivo a determinação da influência da geometria do quebra- aparas nas componentes das forças de corte, aparas obtidas e rugosidades da superfície, com especial interesse nas ferramentas em PCD.

Um dos principais entraves à realização de todos os ensaios na mesma máquina ferramenta (torno CNC) prendeu-se essencialmente com a instrumentação de medição de forças de corte, células de carga piezoelétricas. Estas apenas poderiam ser utilizadas no torno paralelo convencional, o que limitava a gama de velocidades de corte a aplicar.

Desta forma, devido à necessidade de instrumentação contraposta com velocidades de corte elevadas os ensaios de maquinagem foram subdivididos em dois grupos:

- Ensaios de maquinagem realizados no torno paralelo, que permitiram a obtenção de forças de corte, avaliação da forma das aparas obtidas e da rugosidade superficial dos provetes;
- Ensaios de maquinagem realizados no torno CNC, que permitiram a utilização de velocidades de corte mais elevadas e a avaliação da forma das aparas obtidas e da rugosidade das superfícies maquinadas.

5.4.2.1 Programa de ensaios para o torno convencional

Uma característica do torno paralelo convencional prende-se com a variação escalonada da velocidade de rotação. Tal facto impossibilita a utilização de uma velocidade de corte constante ao longo de todos os ensaios realizados e para cada pastilha de corte, apresentando portanto uma desvantagem em termos de estudos de maquinagem face ao torno CNC.

Como forma de contornar a situação, decidiu-se que cada pastilha previamente selecionada seria submetida a uma mesma sequência de maquinagem, permitindo desta forma que a comparação dos resultados entre cada uma destas, fosse efetuada para os mesmos parâmetros de corte.

Um outro fator importante, ainda relacionado com as características construtivas da máquina-ferramenta, prende-se com a gama de velocidades de avanço possíveis, para uma dada gama de velocidades de rotação. Desta forma foram selecionadas duas velocidades de rotação 2500 e 900 rpm, três profundidades de corte, 0.25, 0.5 e 1.5 mm, para avanços de 0.05, 0.14, 0.25 mm/rot.

A gama de avanços e profundidades de corte foram estabelecidas tendo em conta os parâmetros indicados pelo fabricante das ferramentas PCD (Figura 72) e ainda, segundo o material disponível (no caso da profundidade de corte) e dependendo da gama disponibilizada pelo torno convencional para a gama de velocidades de rotação pretendida (no caso do avanço).

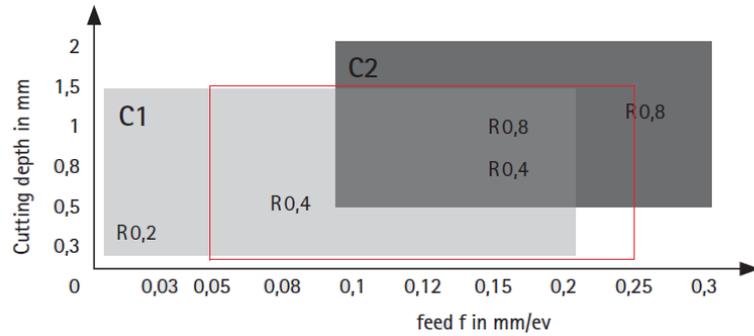


Figura 72 - Gama de parâmetros de corte indicados por fabricantes para pastilhas PCD e intervalo de parâmetros onde se inserem os utilizados.

A sequência de ensaios, realizada para cada pastilha pode ser visualizada na Tabela 23. Importa realçar que para cada pastilha de corte foi utilizado um novo provete, sendo que o diâmetro final do mesmo, aproximadamente de 28 mm. Este diâmetro final resulta de uma relação entre ajuste de parâmetros de corte e necessidade de evitar as zonas mais internas dos provetes, uma vez que, pela análise da microestrutura, verificou-se que são zonas com elevada probabilidade de aparecimento de porosidade, devido essencialmente ao processo de solidificação do material. Esta porosidade nas zonas internas colocaria a estabilidade do ensaio em causa e conseqüentemente a obtenção de resultados válidos para o processo de corte.

Tabela 23 - Parâmetros de corte dos ensaios de maquinagem efetuados no torno paralelo

n (rpm)	a_p (mm)	f (mm/rot)	v_c (m/min)
2500	0,25	0,05	432
	0,25	0,14	428
	0,25	0,25	424
	0,5	0,05	420
	0,5	0,14	412
	0,5	0,25	404
	1,5	0,05	397
	1,5	0,14	373
	1,5	0,25	350
900	0,25	0,05	117
	0,25	0,14	116
	0,25	0,25	115
	0,5	0,05	113
	0,5	0,14	110
	0,5	0,25	107
	1,5	0,05	105
	1,5	0,14	96
	1,5	0,25	88

Todos os ensaios realizados foram efetuados sem fluido de corte, embora na prática industrial tal não aconteça, seria mais uma variável a considerar, que aumentaria o número de ensaios a realizar, para além claro, de exigir uma maior proteção de equipamentos de instrumentação utilizados. No entanto, a maquinagem da liga de Alumínio considerada neste estudo suporta a maquinagem a seco.

Na apresentação de resultados utilizou-se, normalmente, as velocidades reais do ensaio. Contudo, em alguns casos, refere-se a gama de velocidades, 400 m/min e 100 m/min, apesar de não serem as reais, sendo valores representativos das duas frequências de rotação. Tal designação prende-se com a facilidade de apresentação de resultados e uma vez que, a sequência de ensaios é exatamente a mesma para cada pastilha, os resultados retirados da comparação das mesmas, pressupondo o mesmo avanço e profundidade de corte, na mesma gama de velocidades, são efetuados para a mesma velocidade de corte, sendo desta forma válidos.

A comparação entre etapas consecutivas do ensaio, para a mesma pastilha é que terá de ser efetuada tendo em conta também a variação de velocidade de corte, que embora reduzida terá sempre alguma influência nos resultados obtidos.

5.4.2.2 Programa experimental para o torno CNC

O torno CNC utilizado, capaz de atingir uma velocidade máxima de rotação de 5000 rpm, e com a vantagem de manter a velocidade de corte constante, permitiu a seleção de uma velocidade de 690 m/min na realização da primeira sequência de ensaios, o que levou à obtenção de velocidades de corte substancialmente mais elevadas, comparativamente ao torno convencional.

Desta forma, foram adotadas duas velocidades de corte, a primeira de 690 m/min, que correspondia à velocidade máxima de rotação da máquina para o diâmetro mais reduzido obtido na sequência de ensaios, e uma velocidade substancialmente mais reduzida, 300 m/min, adotada como base de comparação entre as duas máquinas ferramentas.

A sequência de ensaios efetuada, Tabela 24, permitiu a variação do avanço e profundidade de corte na mesma gama de valores adotados nos ensaios de maquinagem efetuados no torno convencional. Mais uma vez, todos os ensaios foram efetuados a seco e com o mesmo suporte de pastilhas usado no torno paralelo.

Tabela 24 - Parâmetros de corte da sequência de ensaios efetuados no torno CNC.

v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/rot)
690	0,25	0,05
	0,25	0,14
	0,25	0,25
	0,5	0,05
	0,5	0,14
	0,5	0,25
	1,5	0,05
	1,5	0,14
	1,5	0,25
300	0,25	0,05
	0,25	0,14
	0,25	0,25
	0,5	0,05
	0,5	0,14
	0,5	0,25
	1,5	0,05
	1,5	0,14
	1,5	0,25

5.4.3 Medições das Forças e Potências de Maquinagem

A interação entre a estrutura cortante e a peça a maquinar, durante o processo de corte, origina o aparecimento de forças de contacto responsáveis pelo fenómeno de arranque de aparas. Correntemente, por simplificação, no caso do torneamento, consideram-se estas forças aplicadas num ponto de referência cuja posição não varia com alteração dos parâmetros de corte, embora na realidade atuem sobre uma determinada área de contacto.

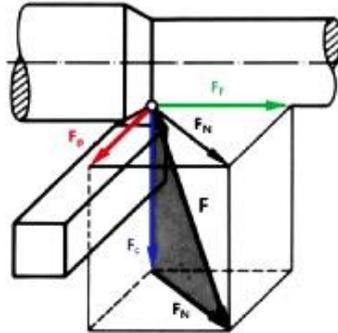


Figura 73 - Componentes das forças de corte.

No torneamento, tal como se pode visualizar na Figura 73, é comum definir as cargas aplicadas pelas três componentes ortogonais à força de maquinagem (F):

- A força de corte (F_c);
- A força de avanço (F_a);
- A força de penetramento (F_p).

A determinação das referidas componentes das forças de maquinagem, pressupõe a utilização de plataformas dinamométricas, o que por sua vez, requer a utilização de equipamento de amplificação de sinal e sistema de aquisição de dados adequados, tal como será abordado de seguida.

5.4.3.1 Dinamómetro piezoelétricos para torneamento

Para a medição das forças de corte ($F_x = F_a$, $F_y = F_p$, $F_z = F_c$) durante as operações de maquinagem realizadas no torno mecânico paralelo, foi utilizada uma plataforma dinamométrica piezoelétrica *KISTLER 9257B*, com suporte de fixação de ferramentas adequado, projetado com base no sistema de fixação *KISTLER 9403* (Anexo A), permitindo a correta fixação da ferramenta de corte tal como indicado pelo fabricante, Figura 74.

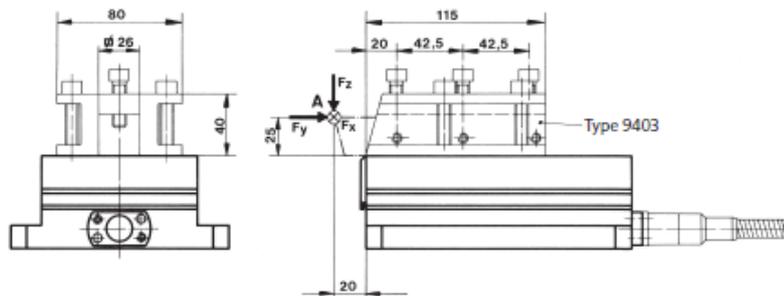


Figura 74 - Representação da montagem do porta ferramentas 9403 no dinamómetro piezoelétrico 9257 B [67].

A utilização desta célula de carga levou ao projeto de um sistema de fixação adequado ao seu correto posicionamento, de tal modo que a ferramenta se encontre alinhada com o centro de rotação da bucha do torno mecânico convencional (Anexo A). Para tal, foi projetada uma chapa base e sistema de aperto, que permite, por um lado, a fixação da célula de carga ao carro móvel do torno e por outro fornece a espessura necessária à centragem da ferramenta relativamente ao eixo de rotação da máquina, Figura 75.

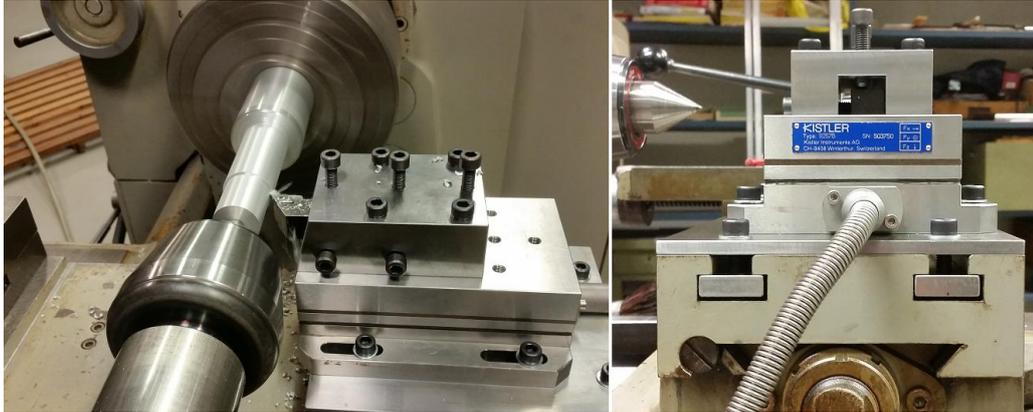


Figura 75 - Aspectos de montagem e posicionamento das células de carga e ferramentas de corte.

5.4.3.2 Sistema de amplificação do sinal

Os sinais provenientes dos três canais (F_x , F_y , F_z) do dinamómetro piezoelétrico 9257B são introduzidos num amplificador de carga de três canais (KISTLER 5007), Figura 76, convertendo-se assim os sinais de carga elétrica (pC) em sinais proporcionais de tensão (V).

No painel frontal do amplificador de sinais apresenta-se a interface em que terão de se fazer ajustes nos parâmetros desejados, nomeadamente escalas, constante de tempo, sensibilidade em cada canal correspondente às características das células de carga e com o tipo de ensaio que se pretende.



Figura 76 - Sistema de amplificação de sinal Kistler 5007 utilizado.

5.4.3.3 Sistema de aquisição de dados

O sistema de aquisição utilizado *HBM Spider8*, em conjunto com *software Catman* adequados para este tipo de medições, permitiu a aquisição de dados provenientes do sistema de amplificação, anteriormente referido, por meio de computador, permitindo posteriormente um fácil tratamento de dados das três componentes das forças de corte em função do tempo de maquinagem (Figura 77).

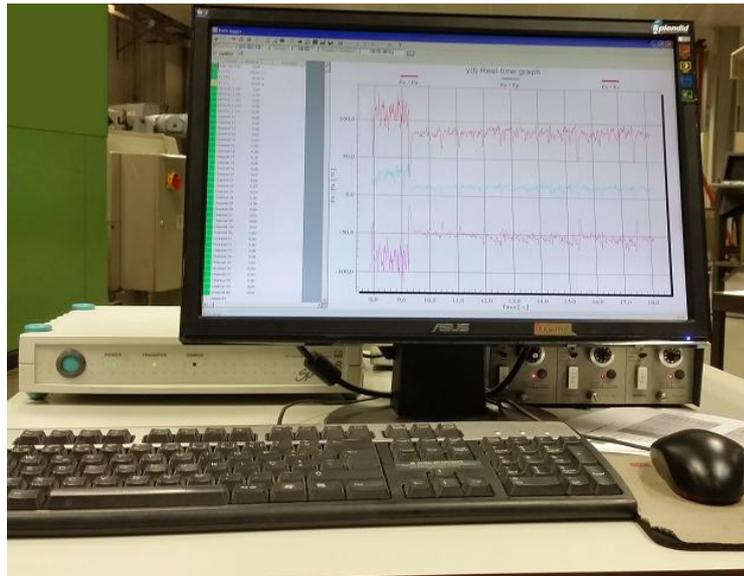


Figura 77 - Sistema de aquisição de dados em funcionamento e visualização da evolução das forças no decorrer de um ensaio.

5.4.4 Classificação das Aparas

Após o decorrer de cada ensaio de maquinagem, foram retiradas amostras de todas as aparas obtidas, tendo estas sido fotografadas e organizadas em tabelas função dos parâmetros de corte característicos de cada ensaio.

Tal procedimento tem em vista a caracterização da sua forma e tipo segundo a norma ISO 3685:1993, Figura 78, e a elaboração de um quadro comparativo entre pastilhas pressupondo a adequada classificação.

Tipos de Aparas							
1. Em Fita	2. Tubular	3. Espiral	4. Helicoidal em Gume	5. Helicoidal Cônica	6. Em Arco	7. Em Lasca	8. Em Agulha
1.1. Longa 	2.1. Longa 	3.1. Plana 	4.1. Longa 	5.1. Longa 	6.1. Ligada 		
1.2. Curta 	2.2. Curta 	3.2. Cônica 	4.2. Curta 	5.2. Curta 	6.2. Fragmento 		
1.3. Enrolada 	2.3. Enrolada 		4.3. Enrolada 	5.3. Enrolada 			

Figura 78 - Classificação aparas segundo a norma ISO 3685 (adaptado de [30]).

De facto, uma vez que o principal objetivo do trabalho se prende essencialmente com a influência do quebra- aparas, torna-se extremamente importante, caracterizar e posteriormente comparar o tamanho e a forma da aparas obtida para cada pastilha e ainda para cada parâmetro de corte adotado.

5.4.5 Caracterização do Acabamento Superficial

Para além da medição de forças de corte e caracterização das aparas obtidas no processo de corte, foi efetuada uma caracterização do acabamento superficial (rugosimetria), que constitui um importante critério de avaliação de maquinabilidade do material. Desta forma, após cada ensaio de maquinagem foi utilizado um rugosímetro portátil *Hommel Tester T500*, tal como representado na Figura 79.

Este equipamento é de fácil manuseamento, permitindo o posicionamento adequado à obtenção de medida de rugosidades. É um equipamento de classe de precisão 1, de resolução máxima $0.01\mu\text{m}$ e com três cursos de palpação.

O equipamento permite efetuar medições de três critérios de estado de superfície (R_a , R_{max} e R_z), segundo a norma DIN 4777, em medições efetuadas perpendicularmente às estrias de maquinagem, tal como é recomendado.



Figura 79 - Rugosímetro portátil *T500* utilizado para efetuar medições entre cada ensaio.

A medição dos referidos parâmetros de rugosidade do componente maquinado, após cada ensaio, foi efetuada em três pontos distintos, separados de aproximadamente 120° , sendo que os parâmetros de palpação utilizados foram:

- Comprimento de avaliação ou palpagem (L_t) de 4.8mm;
- Comprimento de base (L_c) de 0.8 mm.

No tratamento dos dados foram usadas as médias das três medições de rugosidades efetuadas em cada ensaio.

6 Análise e Discussão dos Resultados Obtidos

6.1 Forças e Potências de Corte.

A monitorização da evolução ao longo do processo de torneamento das forças de corte e potência de maquinagem permite a avaliação de uma perspectiva de maquinabilidade da liga de alumínio vazada. Deste modo será possível avaliar a influência das várias pastilhas de corte selecionadas para este estudo na maquinabilidade da liga de alumínio, em particular a influência das várias soluções de quebra-apas e materiais das pastilhas nos esforços de corte em operações de torneamento cilíndrico externo.

Um conjunto de 126 ensaios de maquinagem foi executado num torno paralelo convencional, e com a utilização de instrumentação adequada, tornou-se possível a obtenção da evolução das componentes das forças associadas ao processo de corte, ao longo de cada operação, sendo representado a título de exemplo, Figura 80, um registo típico das três componentes de força registadas num ensaio particular.

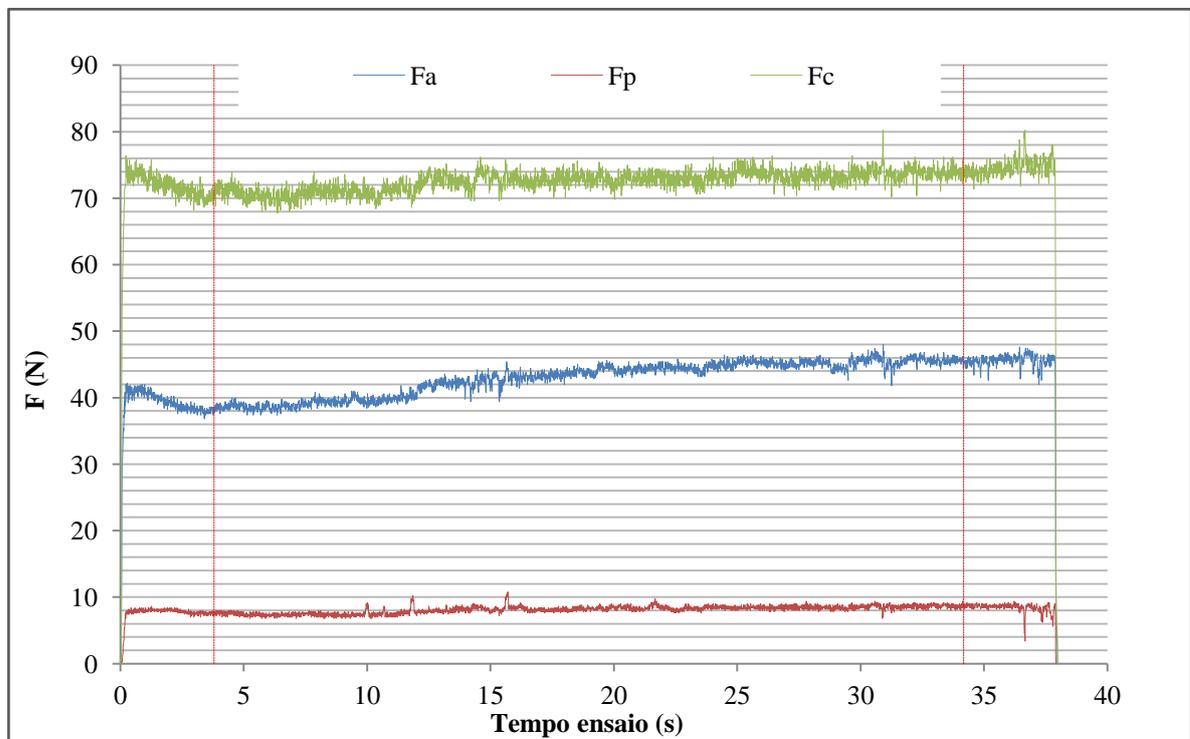


Figura 80 - Exemplo de resultados obtidos para as componentes das forças de corte para a pastilha DCGT11T304F01N-0AA-PU620: $v_c=424$ m/min; $a_p=1.5$ mm/min; $f=0.05$ mm/rot.

Importa salientar que a aquisição das componentes referentes às forças de avanço, penetramento e de corte nos ensaios de torneamento foi efetuada segundo uma frequência de amostragem de 100 Hz. Procurou-se avaliar valores médios dessas forças para as condições de maquinagem em que o corte se mostrou mais estável. Assim, foi apenas considerado 80% do tempo total de maquinagem, tendo sido excluído da análise os resultados relativos a dois períodos de tempo inicial e final, correspondendo cada um a 10% do tempo total de maquinagem. Tal procedimento efetuado no tratamento de dados traduz-se em termos práticos na alteração do gráfico representado na Figura 80, resultando o gráfico representado na Figura 81, estando este último na base do cálculo dos esforços de corte médios que foram usados no tratamento apresentado nesta secção.

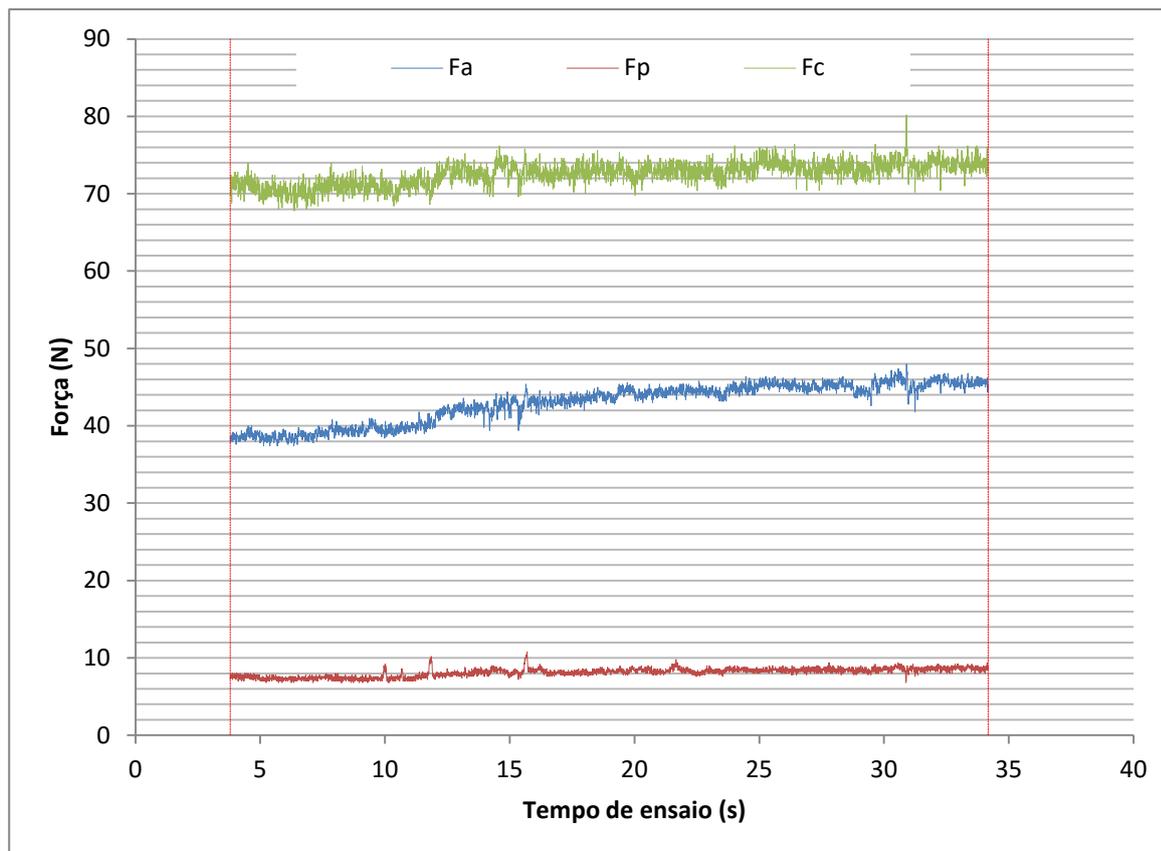


Figura 81 - Componentes das forças de corte obtidas com a pastilha DCGT11T304F01N-0AA-PU620 ($v_c=424$ m/min; $a_p=1.5$ m/min; $f=0.05$ mm/rot) – valores experimentais selecionados como representativos.

Fruto da extensa quantidade de resultados experimentais, existe uma impossibilidade de apresentação de todos os resultados em pormenor, em particular a apresentação dos gráficos temporais das várias componentes dos esforços de corte. Posto isto, optou-se por iniciar a análise de resultados pela comparação da evolução das componentes das forças de avanço (F_a) e de penetramento (F_p) que, no caso geral, apresentam valores muito inferiores às forças principais de corte (F_c). De facto, F_c é a principal componente das forças envolvidas em todo o processo de corte por arranque de aparas, no processo de torneamento, tal como se pode visualizar na Figura 80. Esta força é a principal responsável pela potência de corte, pelo que se justifica uma análise mais aprofundada em torno desta componente.

Um aspeto de enorme relevo observado na evolução dos esforços de corte para a gama de velocidades de corte mais reduzidas (gama de 100 m/min), tem a ver a observação de um comportamento quase periódico balizado por picos/vales periódicos, Figura 82. Tal comportamento é consistente com a formação de aparas aderente à aresta de corte,

acontecendo para todas as ferramentas testadas, sendo este comportamento ainda mais notório nas ferramentas com quebra- aparas (ver Anexo D). Este fenómeno revela não só que deveria ser utilizada uma maior velocidade de corte, como também que a utilização de fluido de corte poderia influenciar de forma drástica este fenómeno. A instabilidade no corte, resultante desta apara postiça, verificada na aquisição destas forças de corte, irá repercutir-se na tipologia das aparas obtidas (menores dimensões) e nas rugosidades superficiais dos componentes.

Justifica-se desta forma, que os resultados obtidos para maior gama de velocidades de corte são mais representativos das aplicações industriais, o que os torna mais relevantes ao nível de comparação de ferramentas de corte.

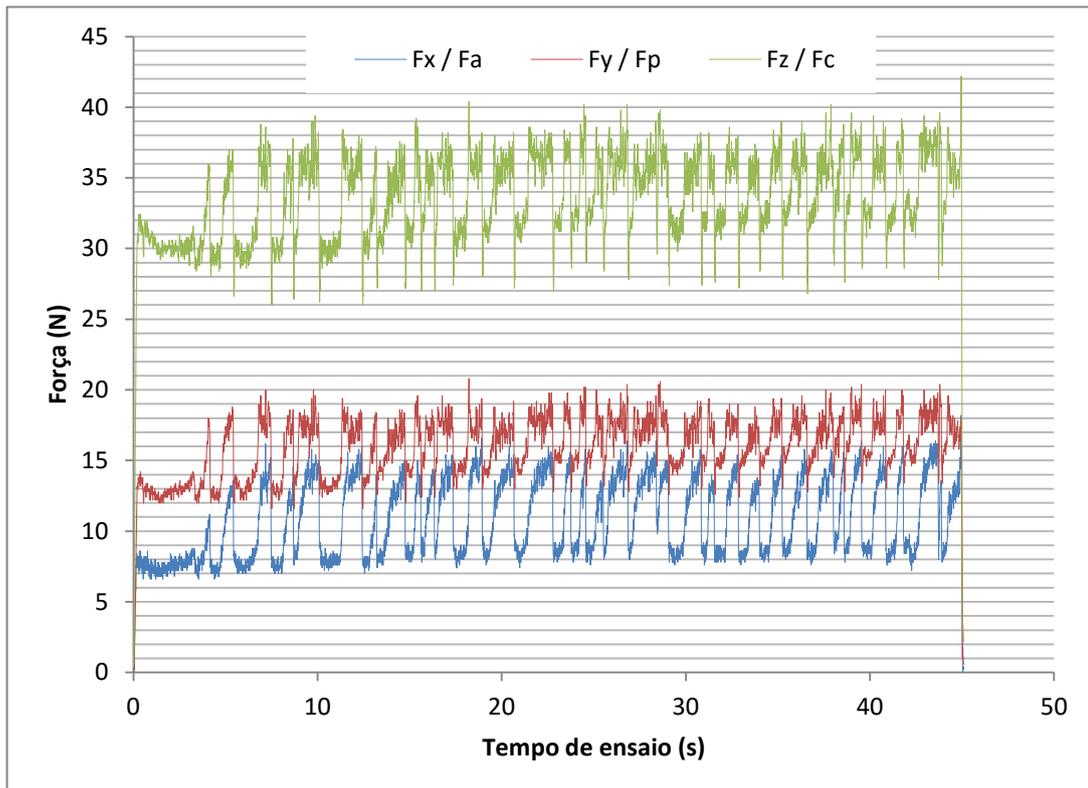


Figura 82 - Componentes dos esforços de corte para a pastilha DCGT11T304F01N-0AA-PU620 ($v_c=116$ m/min; $a_p=0.25$ m/min; $f=0.14$ mm/rot) – formação de aresta postiça.

6.1.1 Evolução das Forças de Avanço e de Penetramento

Nesta secção é apresentada uma análise às componentes das forças na direção de avanço e de penetramento. Embora menos relevantes do que a força principal de corte, também importa analisar quais as suas evoluções em função dos parâmetros de corte. É importante referir que, esta comparação é realizada com resultados de ensaios realizados com pequenas variações das velocidade de corte (frequências de rotação constantes & redução de diâmetros), podendo apresentar alguma influência sobre as conclusões daqui extraídas. No entanto, apesar das velocidades de corte não terem sido constantes ao longo da variação dos parâmetros de avanço e penetramento, as sequências foram repetidas entre pastilhas o que permite fazer uma comparação do comportamento entre cada pastilha.

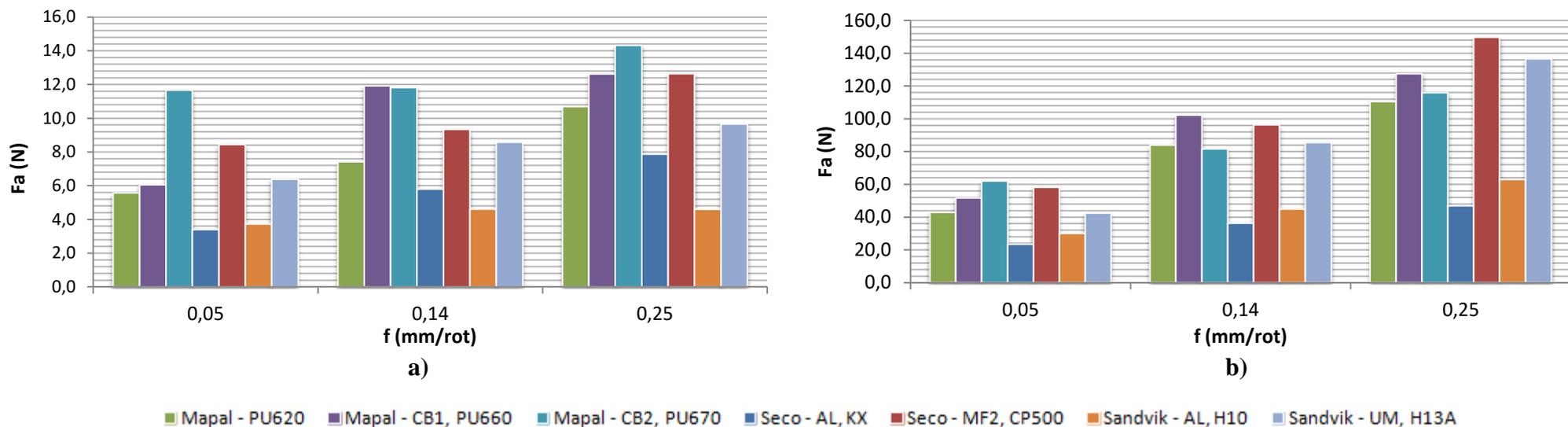


Figura 83 - Evolução da força de avanço e da profundidade de corte: a) $v_c=400$ m/min, $a_p=0.25$ mm; b) $v_c=400$ m/min, $a_p=1.5$ mm;

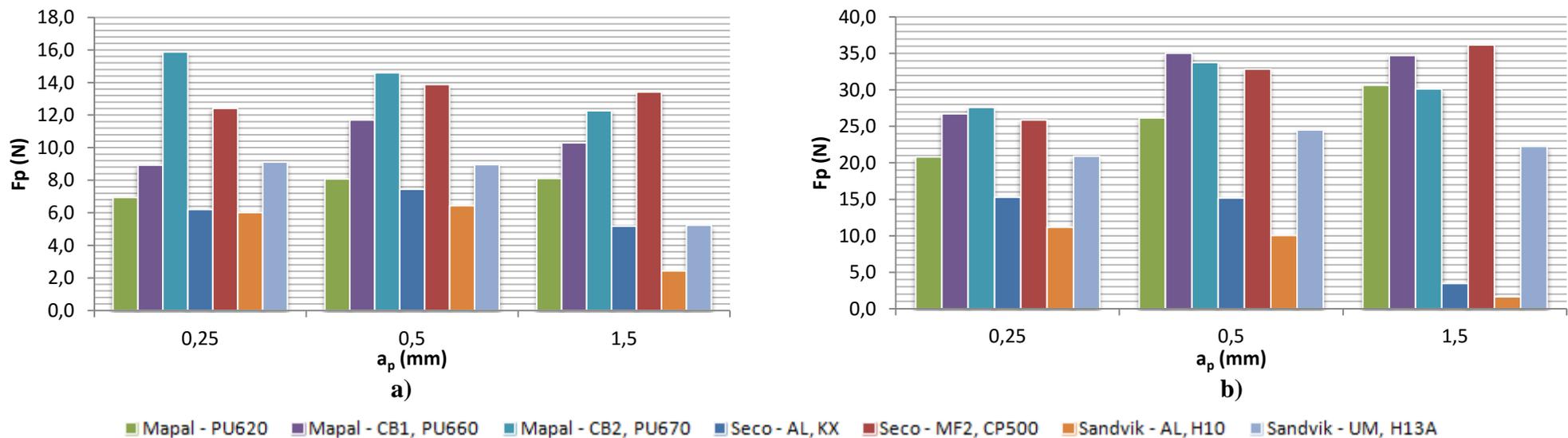


Figura 84 - Evolução da força de penetração função do avanço e da profundidade de corte: a) $v_c=400$ m/min, $f=0.05$ mm/rot; b) $v_c=400$ m/min, $f=0.25$ mm/rot.

Analisando a componente da força de avanço (F_a), em função da profundidade de corte, Figura 83 a) e b), verifica-se que estas são significativamente dependentes da profundidade de corte/penetramento adotado. Um aumento da profundidade de corte provoca um aumento muito sensível da carga na direção de avanço. O próprio avanço exerce também alguma influência na força de avanço, embora não tão pronunciado quando o efeito do penetramento, verificando-se um aumento da força de avanço com o aumento do avanço. De todas as pastilhas testadas, as pastilhas *SECO-AL,KX* e *Sandvik-AL,H10* registaram as menores forças de avanço.

Analisando a componente da força de penetramento (F_p), em função do avanço e profundidade de corte, Figura 84 a) e b), verifica-se que o avanço tem uma influência importante na força na direção do penetramento, aumentando esta força com o aumento do avanço. Relativamente à influência do penetramento na força de penetramento, nota-se para a maioria das pastilhas um aumento deste esforço com o penetramento, havendo no entanto algumas exceções a esta tendência. Do mesmo modo que verificado com a força de avanço, as pastilhas *SECO-AL,KX* e *Sandvik-AL,H10* apresentam as menores forças de penetramento.

A comparação das Figura 83 e Figura 84 mostra que as forças de avanço são claramente superiores às forças de penetramento, para os mesmos valores de penetramento e avanço. Este resultado evidencia a proximidade do processo de torneamento cilíndrico exterior ao processo de corte ortogonal, especialmente para elevadas profundidades de corte em que a influência relativa do raio de ponta da ferramenta é inferior.

Das três pastilhas PCD testadas nota-se que a pastilha sem quebra-apara apresenta sistematicamente esforços de corte inferiores às duas pastilhas PCD com quebra-aperas. Tal facto é justificável pela maior deformação induzida na apara pelo quebra-aperas que se traduz num aumento dos esforços de corte.

6.1.2 Evolução da Força Principal de Corte

Na Figura 85 apresenta-se os valores médios das forças de corte principal (F_c) em função dos parâmetros velocidade de corte, avanço e penetramento, para o conjunto das sete pastilhas testadas. Por análise dos gráficos da Figura 85, verifica-se que a força principal de corte torna-se mais elevada à medida que o avanço e a profundidade de corte aumentam. Com efeito, com o aumento destes parâmetros, aumenta a secção das aperas e por conseguinte o esforço de corte para cortar essa apara. Esta observação acontece para todas as pastilhas seleccionadas, estando de acordo com o que seria espectável, até pela análise da evolução das restantes componentes dos esforços anteriormente efetuada.

Quanto à velocidade de corte, é visível que o aumento da velocidade de corte provoca uma diminuição das forças de corte, algo que se encontra de acordo com a literatura [62]. Este decréscimo das forças de corte pode ser explicado com a conversão da energia despendida para o aumento da velocidade de corte em temperatura. Este aumento de temperatura, no torneamento, facilita a formação da apara no processo de maquinagem. Por outro lado, a formação da apara aderente para maiores velocidades de corte é também menos notória, traduzindo-se, por si só, numa diminuição das forças de corte. No entanto o efeito da velocidade de corte na força de corte, para a gama de velocidades testada, é menos importante do que os efeitos do avanço e penetramento, nas gamas testadas. Este efeito da velocidade de corte é também dependente do tipo de pastilha testada, havendo pastilhas mais sensíveis à velocidade de corte do que outras.

No que se refere às pastilhas PCD, verifica-se que a pastilha sem quebra-aperas apresenta geralmente forças principais de corte inferiores às pastilhas com quebra-aperas, nas condições

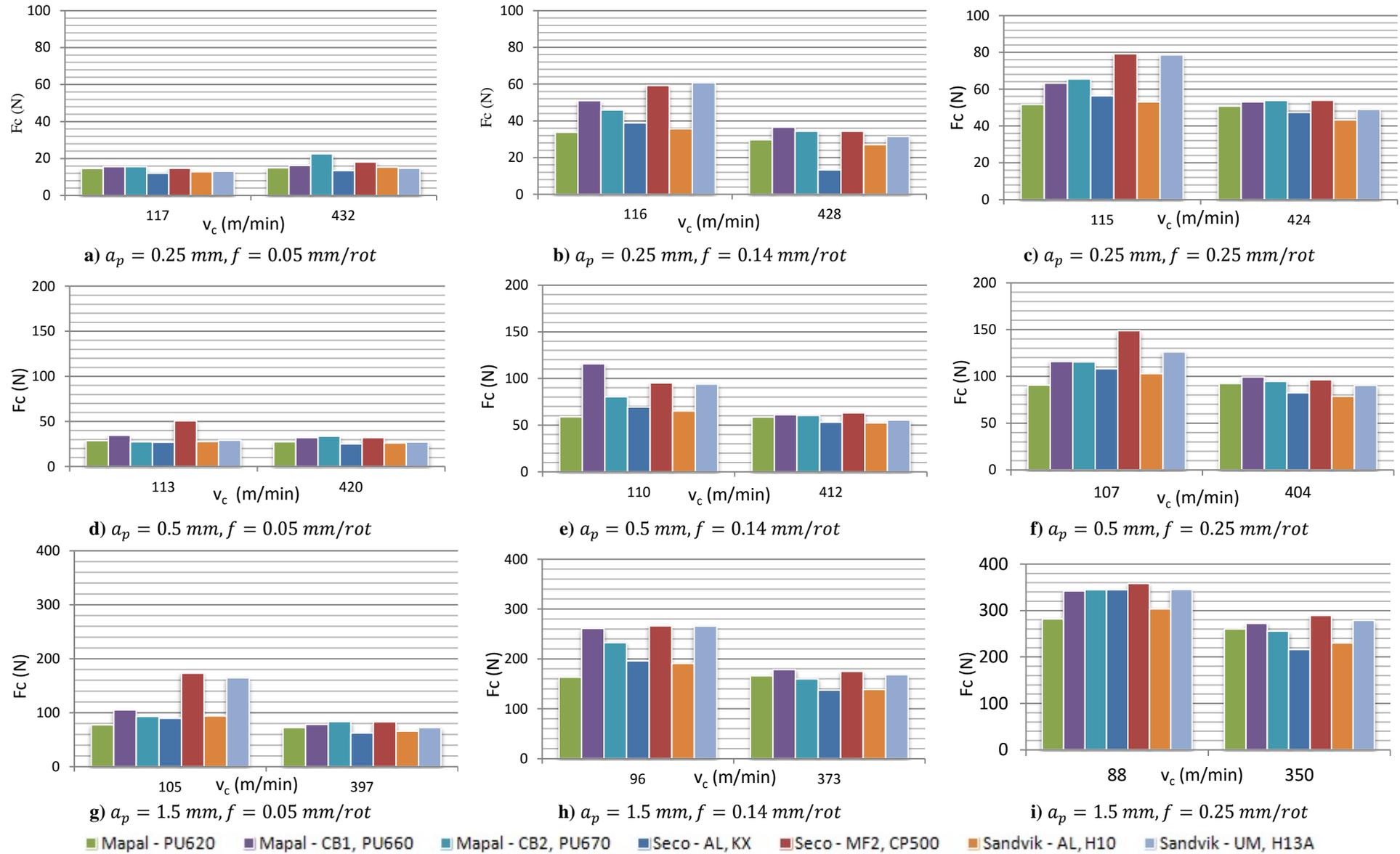


Figura 85 - Comparação da força de corte para cada pastilha utilizada.

de corte adotadas e praticamente invariável com a velocidade corte. Tal pode ser explicado pela geometria do quebra-aparas presente nas restantes ferramentas. De acordo com Gurbuz et al. [62], geometrias de quebra-aparas complexas tendem a apresentar forças principais de corte mais elevadas, podendo estas serem mais elevadas do que no caso de ferramentas com face de ataque plana. Estes resultados dependem necessariamente da extensão da área de contacto apara/ferramenta, das forças necessárias à criação de um estado de tensão favorável à rotura do material, devido à própria existência de um obstáculo e ainda da própria adesão do material à face de ataque.

Nas pastilhas de WC, verifica-se igualmente, que as menores forças de corte são obtidas para as pastilhas cuja geometria do quebra-aparas é mais simplista, em que não se verifica a presença de obstáculos pronunciados, pastilhas *AL, KX* e *AL, H10*.

A maior componente da força principal de corte está associada à pastilha *MF2, CP500*. Resultados experimentais mostraram uma maior tendência desta pastilha à formação de apara aderente, explicando a grande sensibilidade desta pastilha à velocidade de corte utilizada. Por outro lado, o quebra-aparas nesta tipologia de pastilha é de dimensões muito reduzidas, podendo apresentar até dimensões exageradamente reduzidas no caso de operações de desbaste, resultando num atrito excessivo entre apara e ferramenta.

Em suma, do ponto de vista das forças de corte, a geometria do próprio quebra-aparas influencia drasticamente os resultados obtidos. Pela realização dos ensaios verifica-se que, arestas de corte muito agudas, com comprimentos da zona neutra e com obstáculos reduzidos ou praticamente inexistentes, potenciam a obtenção de menores forças envolvidas no processo de maquinagem, podendo não ser traduzidas em controlo eficaz da apara tal como se irá verificar na secção seguinte.

Relativamente às pastilhas PCD, a utilização do quebra-aparas *CBI* a baixas velocidades de avanço (condições de acabamento), resulta em menores forças de corte comparativamente à utilização de quebra-aparas *CB2*, a última recomendada para operações de desbaste. Tal revela uma adequação da geometria do quebra-aparas *CBI* para operações de acabamento, conduzindo a consumo energético mais favorável. Pelo contrário, em condições ditas de desbaste, a análise das forças permite concluir que o entalhe no quebra-aparas *CBI* é demasiado reduzido face ao quebra-aparas *CB2*, o que conduz a um atrito excessivo da apara na ferramenta traduzindo-se em maiores forças de corte (ver secção 4.4.3).

6.1.3 Potência de Corte

Após obtenção das forças principais de corte (F_c) é possível executar uma análise do ponto de vista energético aos ensaios experimentais realizados. Encarando que a potência associada à força de avanço (P_a) é muito inferior quando comparada com a potência de corte (P_c), podendo ser desprezada, sem que as estimativas obtidas sejam prejudicadas, obtém-se uma estimativa da potência necessária ao processo de corte, dada pelo produto entre a F_c e a correspondente velocidade de corte (v_c).

Tendo-se verificado uma influência significativa dos parâmetros de corte nos valores dos esforços de corte, que se traduzem em alterações sensíveis das potências, justifica-se uma análise detalhada sobre a influência de cada um destes parâmetros, nas potências de corte.

Assim, analisando a variação da potência de corte em função do avanço (f), para cada profundidade de corte testada (0.25, 0.5 e 1.5 mm) e para a maior gama de velocidades de corte experimentada, correspondente a 2500 rpm, verifica-se uma evolução praticamente linear da potência, para todas as pastilhas utilizadas (ver Figura 86, Figura 87 e Figura 88). Isto é, para uma dada profundidade de corte, à medida que o avanço aumenta, observa-se uma evolução de P_c praticamente linear e crescente. Para além disso, verifica-se *à priori* uma elevada influência da profundidade de corte (a_p) nos resultados de P_c .

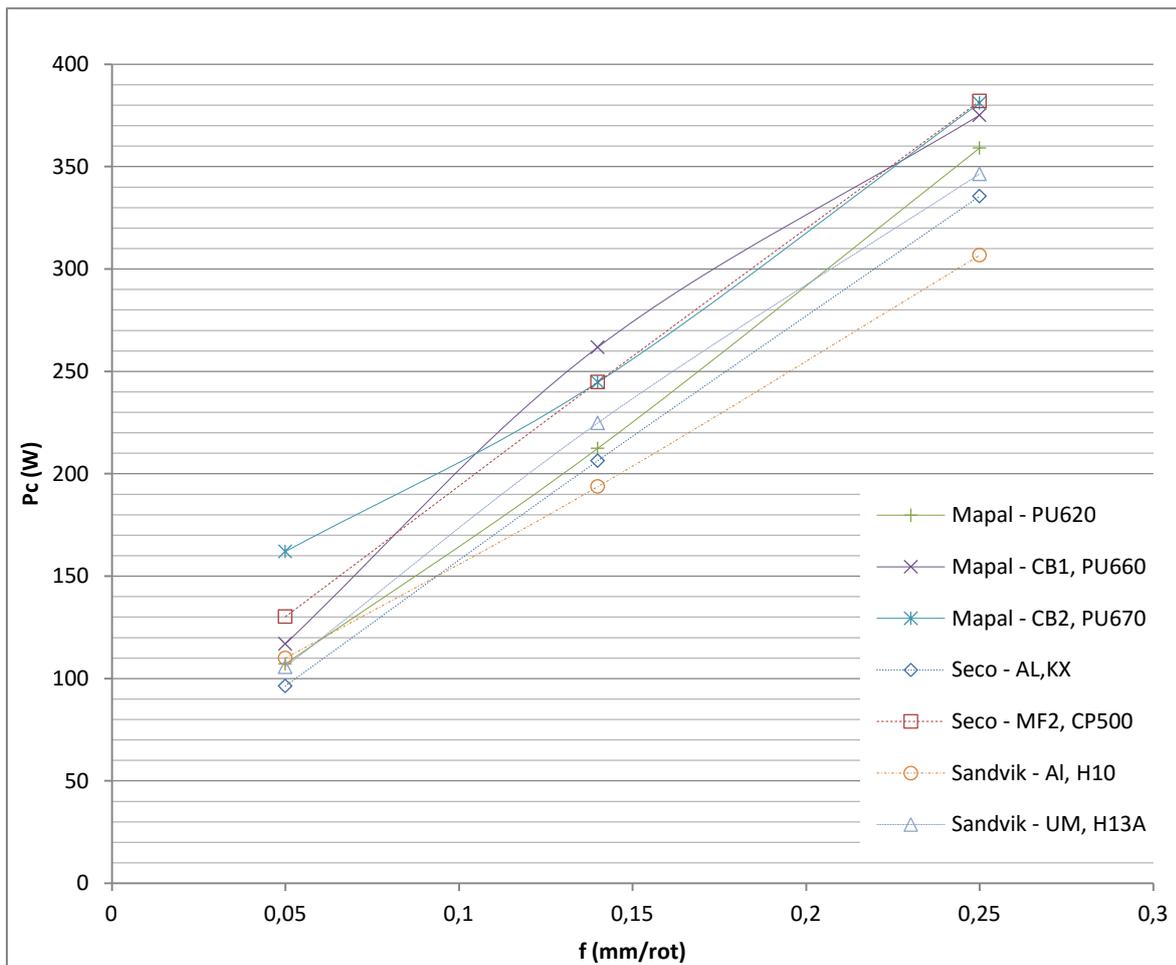


Figura 86 - Potência de corte em função do avanço, para $a_p=0.25$ mm.

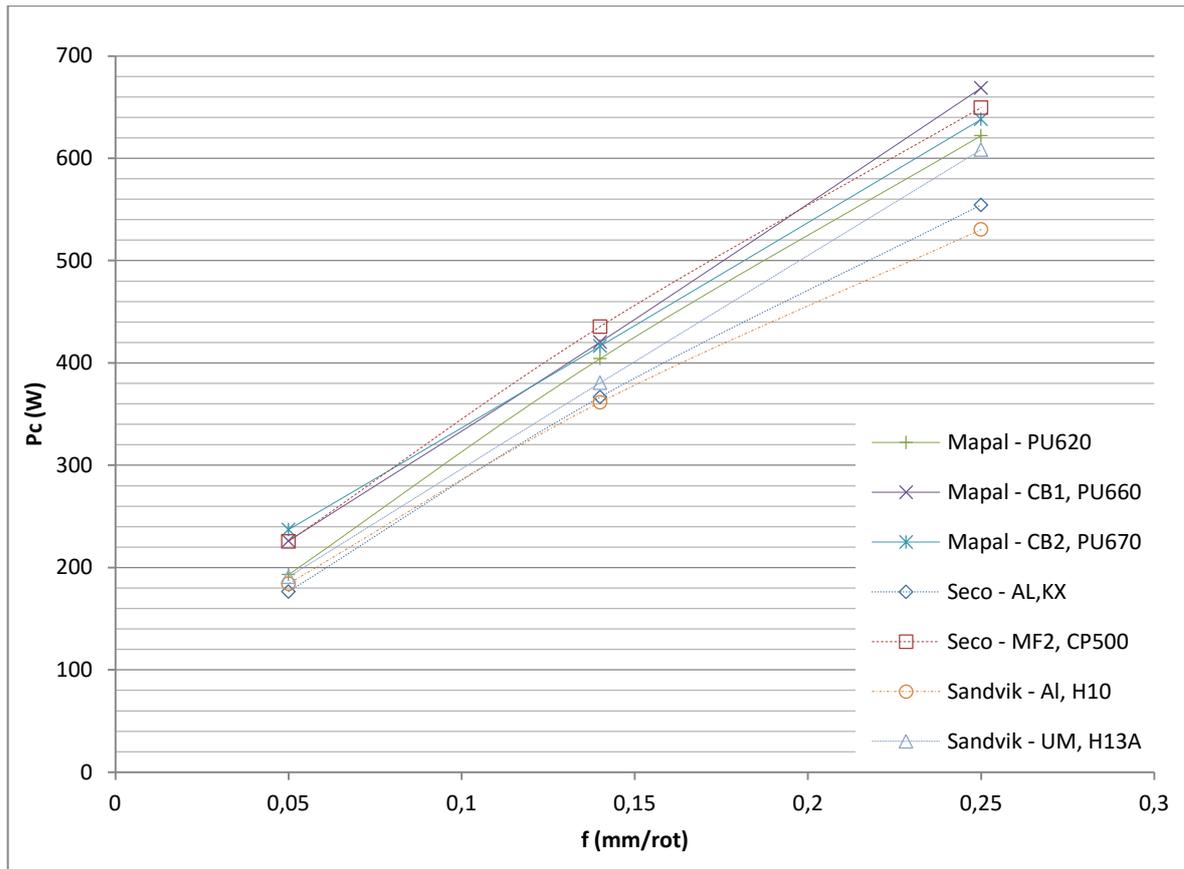


Figura 87 - Potência de corte em função do avanço, para $a_p=0.5$ mm.

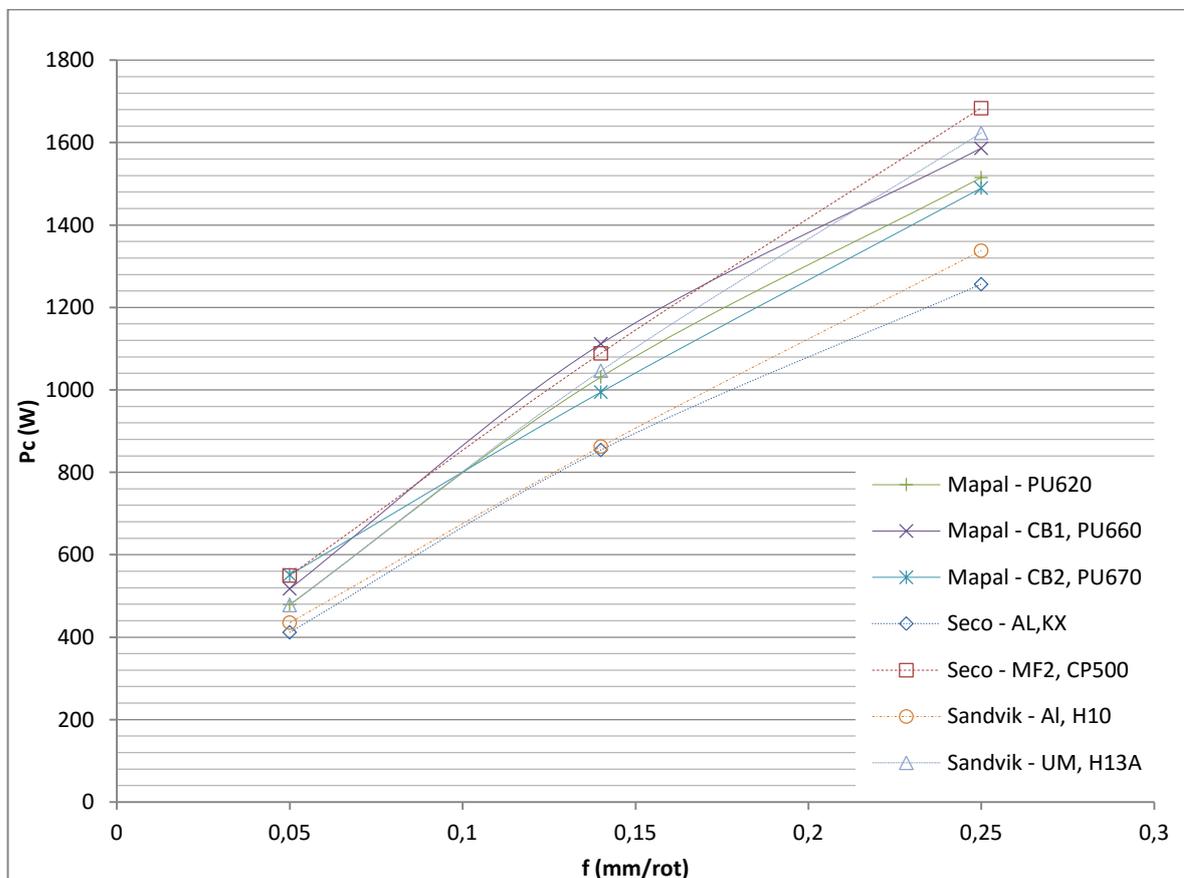


Figura 88 - Potência de corte em função do avanço, para $a_p=1.5$ mm.

Considerando agora os resultados da potência de corte, em função da profundidade de corte (a_p), para cada valor de avanço utilizado experimentalmente (0.05, 0.14, 0.25 mm/rot) resultaram os registos apresentados na Figura 89, Figura 90 e Figura 91. Novamente, verifica-se que para a generalidade das pastilhas, uma evolução praticamente linear de P_c com o aumento de a_p . Para além disso, conclui-se com estas análises que o estabelecimento de uma metodologia comparativa entre pastilhas não é trivial.

Apenas é possível concluir que, no geral, pastilhas com geometrias de quebra-aperas mais simples, *AL,KX* e *AL,H10* estão normalmente associadas a menores potências de corte, como já se tinha referido no caso das forças de corte, sendo estas as preferíveis em situações de pentramentos e avanços elevados.

Contudo, importa salientar que, tal como se irá verificar mais à frente, esta potência de corte está relacionada com a tipologia da apara formada. Por exemplo, no caso de $f = 0.05$ mm/rot, as aperas mais curtas são obtidas para as pastilhas *CB1,PU620* e *MF2,CP500*, ver secção 6.2, estando estas refletidas nas maiores potências de corte nestas condições.

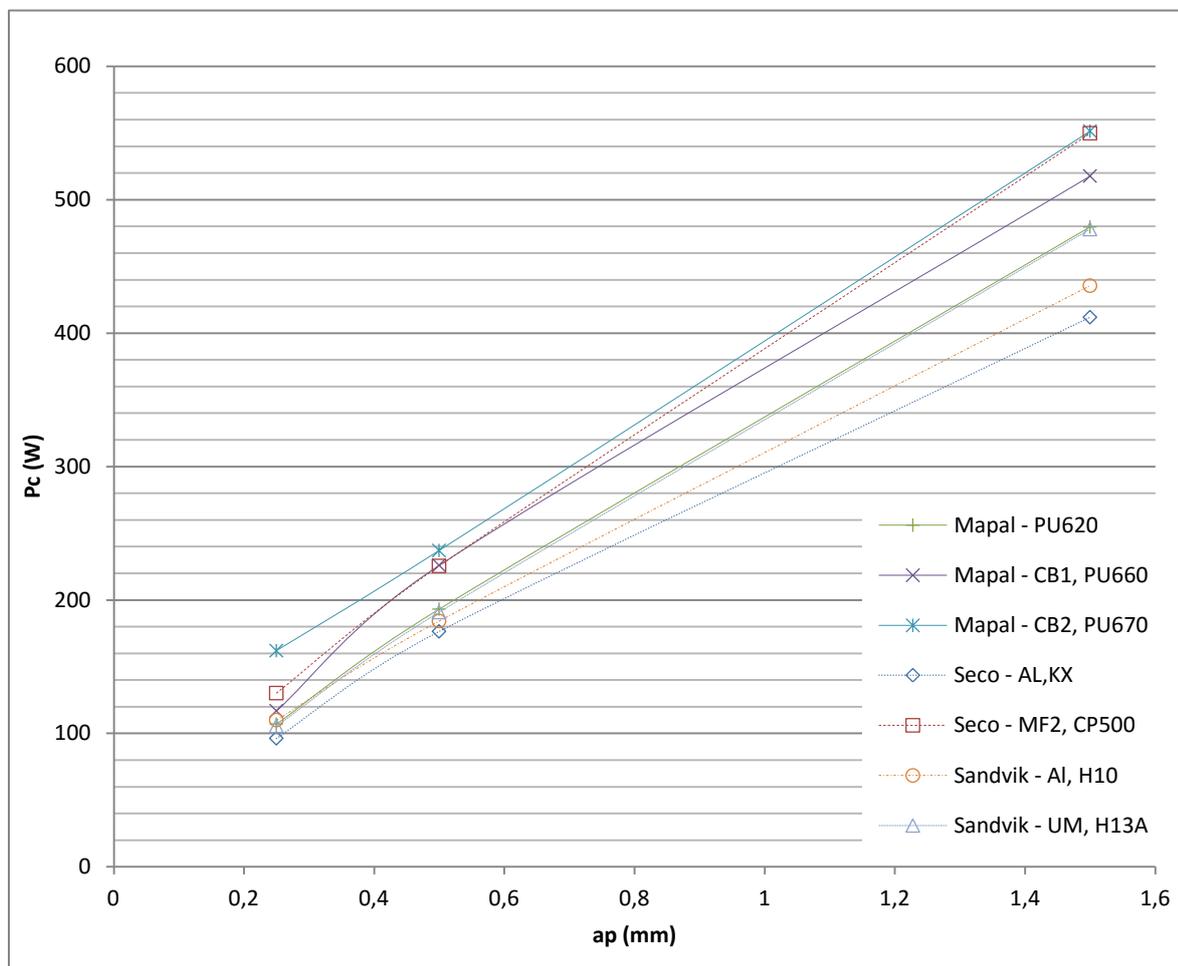


Figura 89 - Potência de corte em função da profundidade de corte, para $f=0.05$ mm/rot.

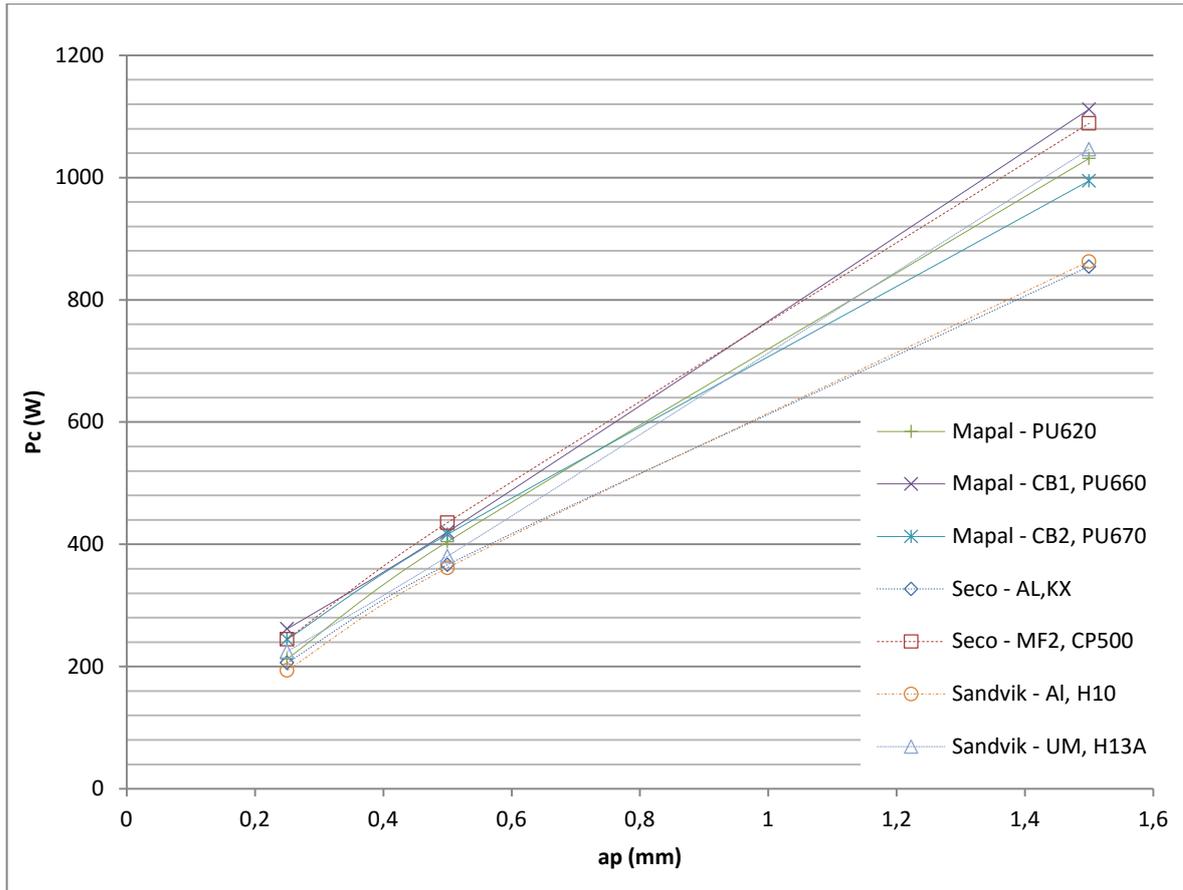


Figura 90 - Potência de corte em função da profundidade de corte, para $f=0.14$ mm/rot.

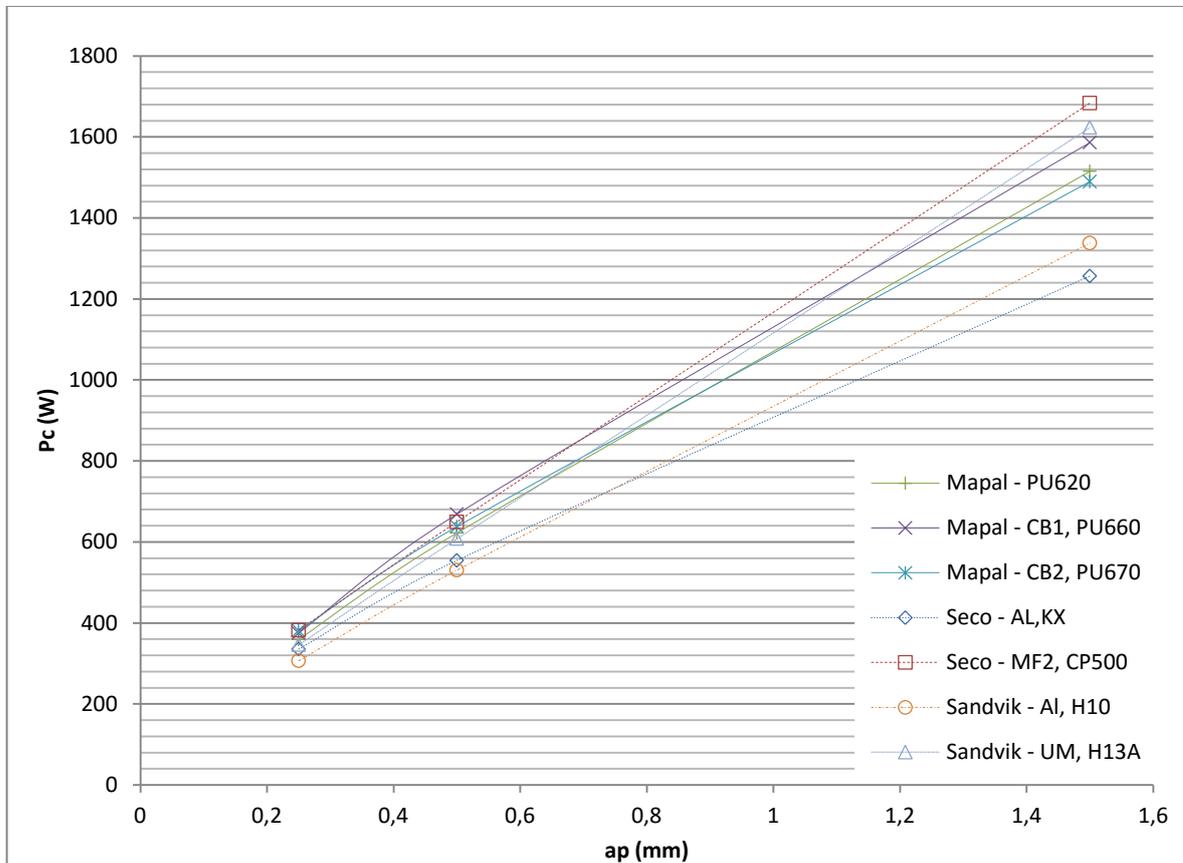


Figura 91 - Potência de corte em função da profundidade de corte, para $f=0.25$ mm/rot.

Finalmente, representando a evolução da potência de corte em função da área de secção média da apara não deformada ($S = a_p \cdot f$), considerando desta forma o avanço e o penetramento de forma conjunta (Figura 92 e Figura 93), é possível verificar, como não poderia deixar de ser, maiores velocidades de corte e maiores espessuras da apara, implicam maiores potências de corte.

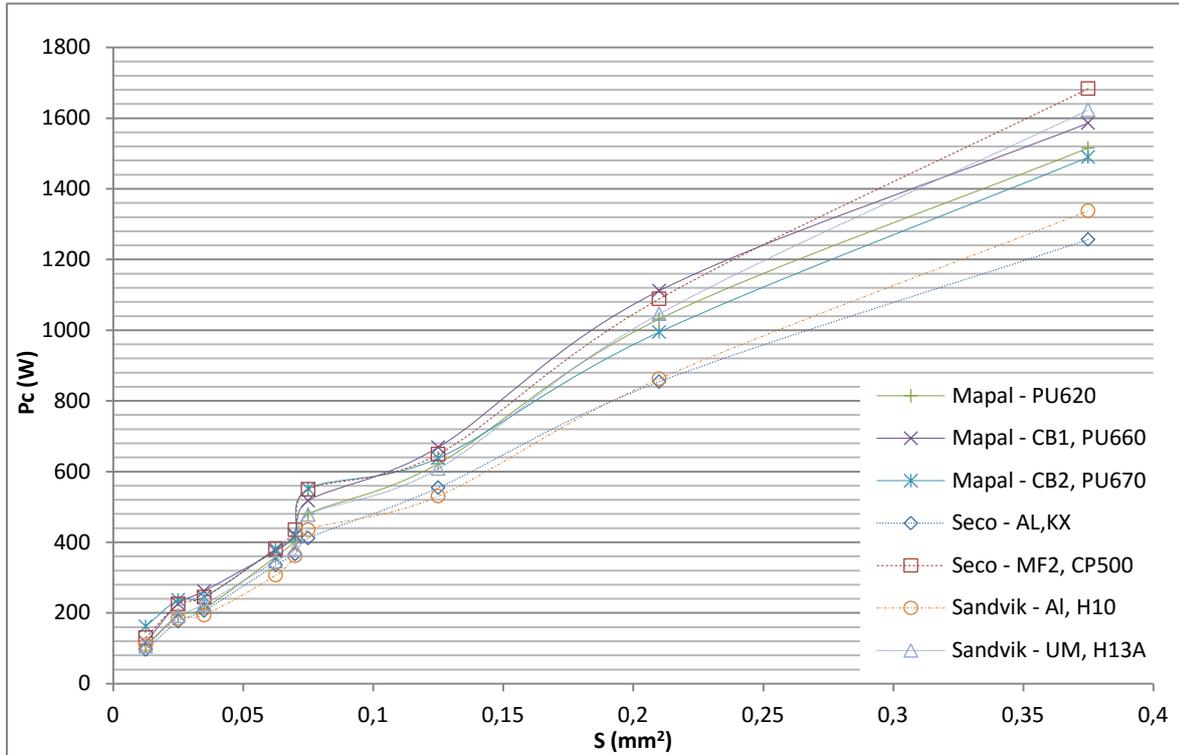


Figura 92 - Potência de corte em função da área de secção da apara ($v_c \approx 400$ m/min).

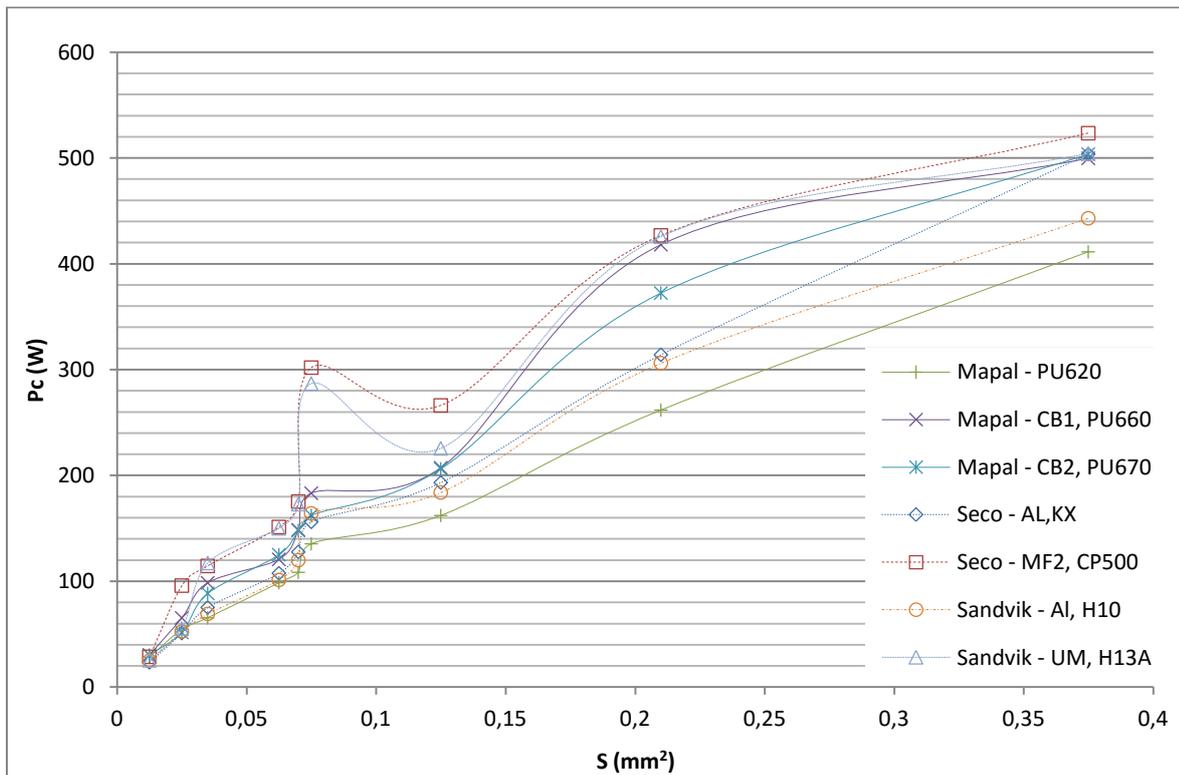


Figura 93 - Potência de corte em função da área de secção da apara ($v_c \approx 100$ m/min).

Uma análise cuidada do gráfico da potência de corte em função da espessura da apara, representado na Figura 92, permite estabelecer algumas considerações referentes às pastilhas PCD que importam referir:

-Para baixas secções de apara (reduzidas profundidades de corte e reduzidos avanços), as potências obtidas para pastilhas sem quebra-apanas e para a geometria *CB1* são muito semelhantes e apesar disso, relativamente mais reduzidas que no caso da geometria *CB2*.

-Para secções de apara mais elevadas, superiores a 0.20 mm^2 ($a_p = 1.5 \text{ mm}$; $f = 0.14 \text{ mm/rot}$), a geometria *CB2* apresenta vantagens em termos energéticos, comparativamente à geometria sem quebra-apanas sendo ainda mais notória esta vantagem face à geometria *CB1*. Tal revela a possibilidade de efetuar um controlo eficaz da apara, aliado a uma redução do consumo energético, neste tipo de ligas.

Na análise da Figura 93, constata-se que o fenómeno de formação de apara aderente representa influência nos resultados obtidos, verificando-se uma menor potência de corte para a ferramenta PCD sem quebra-apanas, ferramenta com menor tendência a este fenómeno. Estes resultados indicam uma menor suscetibilidade deste tipo de ferramentas para a adesão do material à aresta de corte, que pode ser explicado pela inexistência do entalhe na face de ataque, ou até da própria afinidade do material.

Nos gráficos da potência de corte, Figura 92 e Figura 93 verifica-se a existência de alguns picos/comportamento oscilatório, reflexo das diferentes contribuições do avanço e do penetramento nas forças de corte. Embora a área de secção da apara seja crescente resulta do produto das duas componentes, não implicando necessariamente o aumento do avanço e do penetramento simultaneamente. Tal como visto anteriormente, a força principal de corte é mais sensível à variação da profundidade de corte, desta forma, quando existe uma alteração para maiores valores do penetramento a potência sobe de forma mais acentuada, podendo o valor seguinte de S ser dado em função de um maior avanço, mas menor penetramento, resultando numa potência de corte menor, tal explica o comportamento oscilatório obtido nos gráficos.

6.1.4 Pressão Específica de Corte

Analisemos agora a evolução da pressão específica de corte para o processo de torneamento investigado, pressupondo as diversas condições de corte e ferramentas utilizadas. Entenda-se por pressão específica de corte (K_s), a razão entre a força principal de corte (F_c) e a área de secção da apara não deformada (S).

Na Figura 94 e Figura 95 é possível verificar a evolução da pressão específica de corte, em função da secção da apara, para as duas gamas de velocidades de corte adotadas. De um modo geral pode-se constatar que a pressão específica de corte atinge os valores mais baixos para as secções mais elevadas de apara e uma tendência para aumentar a pressão específica de corte para aparas de secção mais reduzida. Para baixas secções de apara nota-se uma maior oscilação nos resultados da pressão específica de corte, sobretudo para a velocidade de corte mais baixa onde a formação de apara aderente é uma forte explicação para esse comportamento. Para a gama de velocidades de corte mais reduzida, a pressão específica de corte chega a ser 2 vezes superior ao valor obtido para a gama de velocidades mais elevada. Contudo, para maiores áreas de secção da apara, estes valores tendem a convergir, deixando a velocidade de corte de exercer um papel preponderante no seu valor.

Nota-se, no entanto, que para as velocidades de corte mais altas, as pressões específicas de corte tendem para valores na gama de 600-800 MPa e para as velocidades de corte mais baixas, as pressões específicas de corte tendem para a gama de 800-1000 MPa.

É bem notório que existe um fator de tamanho (*size effect*) no corte que impede pressões específicas de corte aproximadamente constantes com o tamanho da apara. No caso de secções de apara mais reduzida os efeitos de atrito na ferramenta tornam-se relevantes no valor das forças de corte. Este fenómeno correlacionado com o reduzido valor de S traduz-se num aumento exponencial da pressão específica de corte.

As conclusões sobre o desempenho das pastilhas formuladas previamente aquando da análise dos esforços de corte são igualmente extensíveis para a pressão específica de corte.

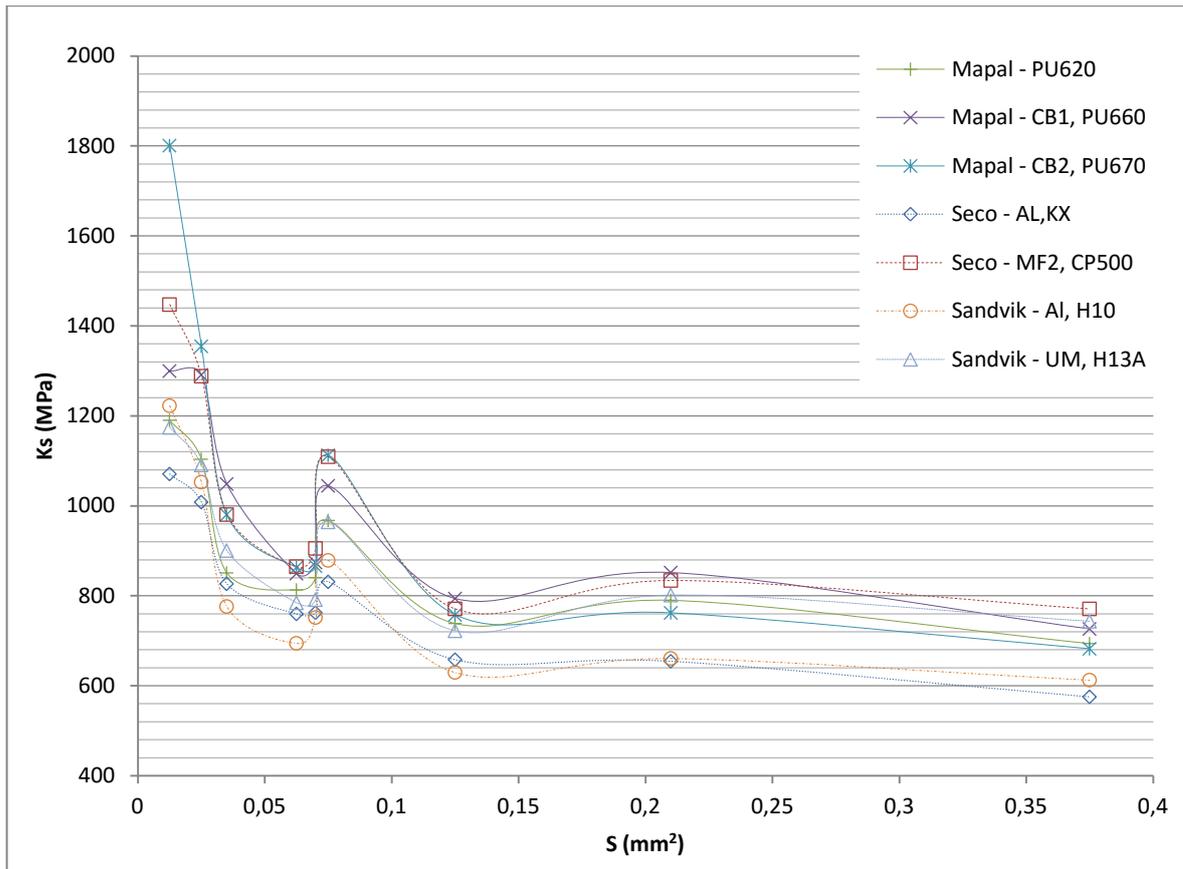


Figura 94 - Evolução da pressão específica de corte em função da área de secção da avara ($v_c \approx 400$ m/min).

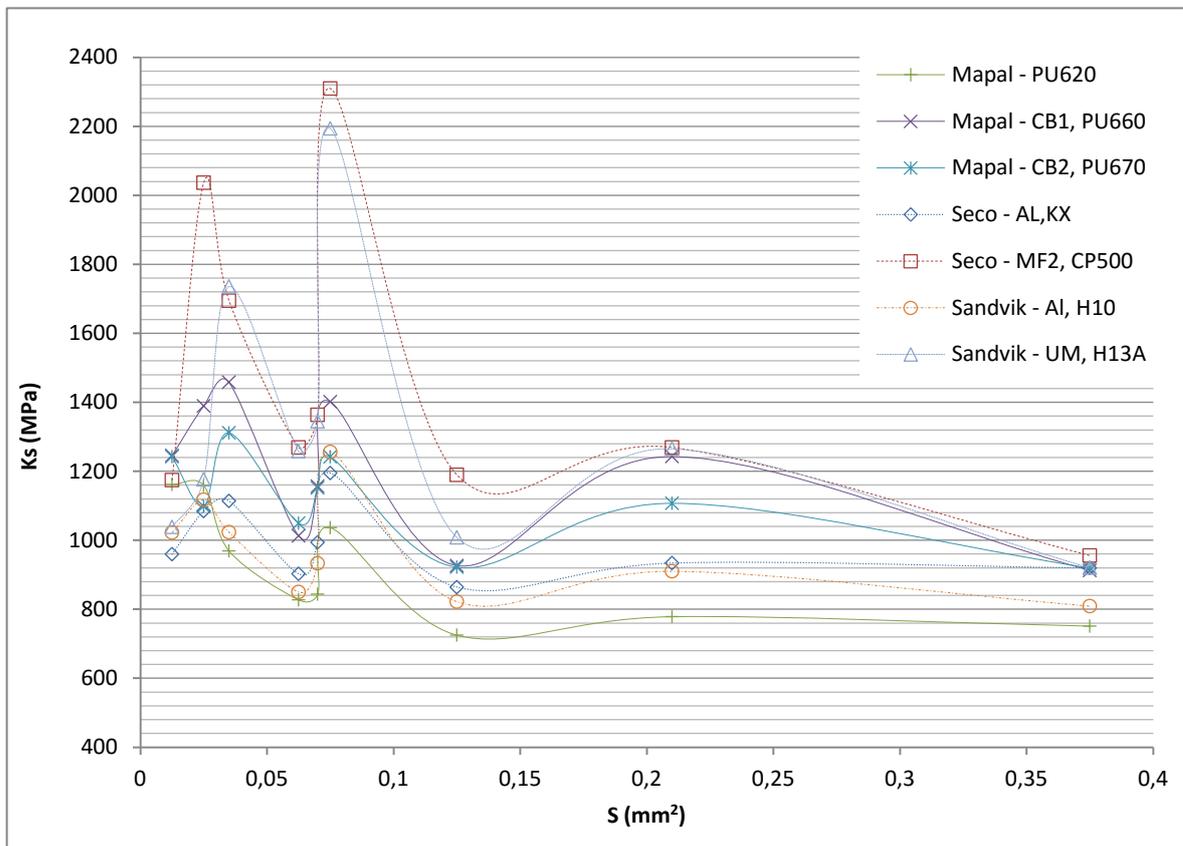


Figura 95 - Evolução da pressão específica de corte em função da seção da avara ($v_c \approx 100$ m/min).

Pela análise comparativa da evolução específica de corte em função da velocidade de corte verifica-se que os resultados da gama de velocidades mais reduzida (100 m/min) reflete um efeito pronunciado da formação da apara aderente, chegando a pressão específica a atingir valores na ordem dos 2300 N/mm², pelo que não fornece valores representativos para o caso real da indústria. Pela impossibilidade de apresentação de todos os resultados, optou-se pela análise da pressão específica de corte apenas para o caso da gama de velocidades de 400m/min.

Considerando agora o penetramento constante, pode verificar-se a evolução da pressão específica de corte em função da área de secção da apara (ou função do avanço), Figura 96, Figura 97, Figura 98 (na gama de 400m/min). Desta forma, é possível concluir que o aumento do avanço permite uma diminuição da pressão específica de corte, de forma exponencial, estando de acordo com resultados experimentais de K_s apresentados na literatura [61].

Por outro lado, para profundidades de corte de 1.5 mm, Figura 98, verifica-se que a variação de K_s é muito menos notória, comparada com o caso de menores profundidades de corte, estando em concordância com a literatura [36]. De acordo com os resultados, para uma dada ferramenta, utilizando elevadas velocidades de corte aliadas a penetramento e/ou elevados avanços, a pressão específica de corte tende a ser constante. É de facto nesta gama de parâmetros de corte, que a pressão específica de corte constitui um parâmetro prático, para estimativa, sem que ocorram grandes erros, das forças de corte envolvidas no processo de corte, sabendo de antemão a espessura da apara não deformada.

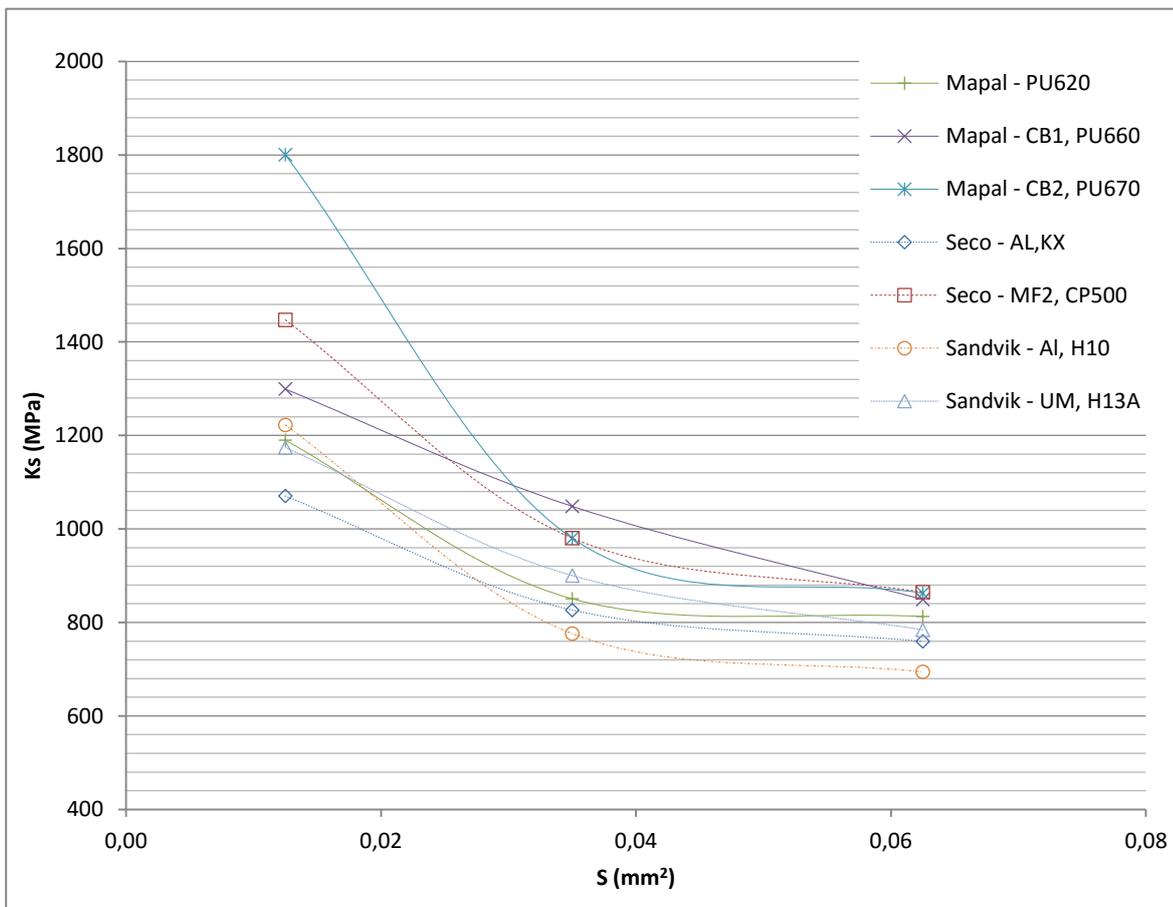


Figura 96 - Evolução da pressão específica de corte função da secção da apara. $a_p = 0.25$ mm.

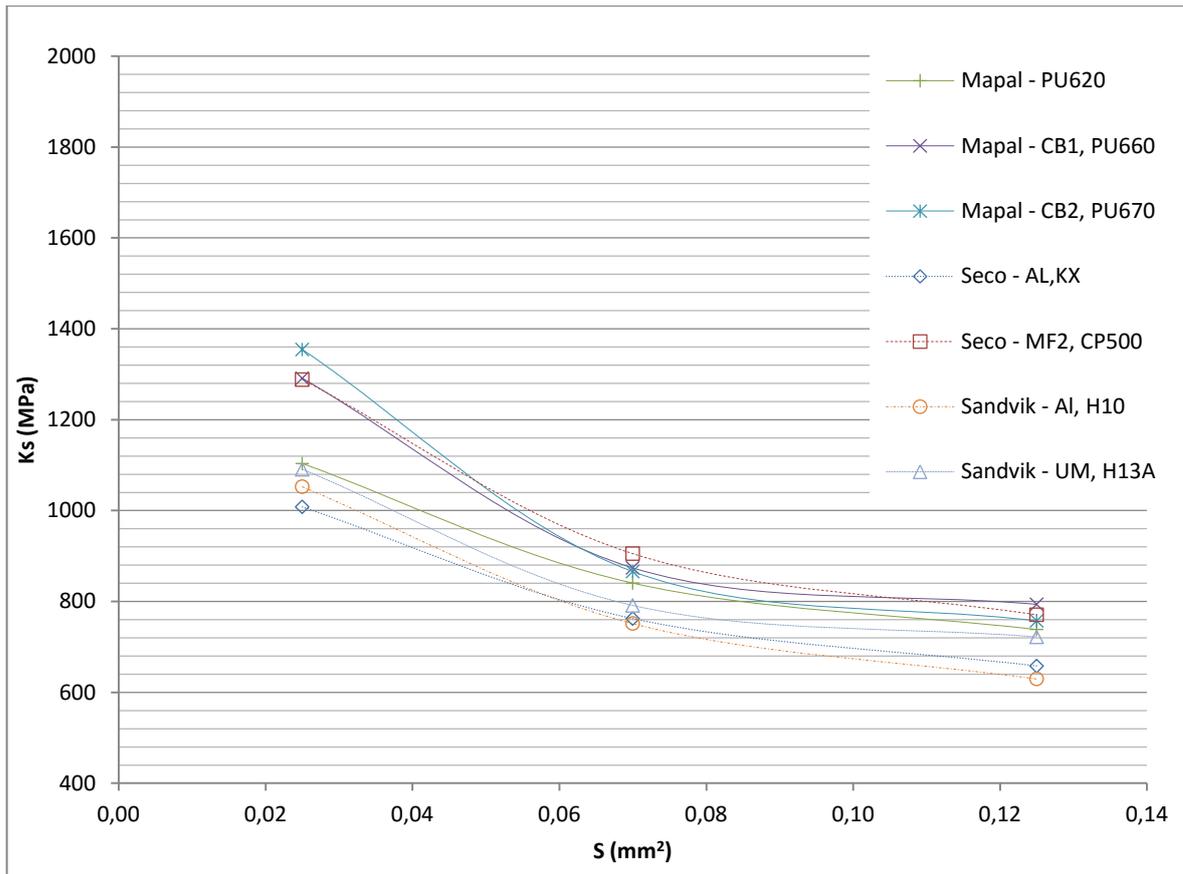


Figura 97 - Evolução da pressão específica de corte função da seção da apanha. $a_p = 0,5$ mm.

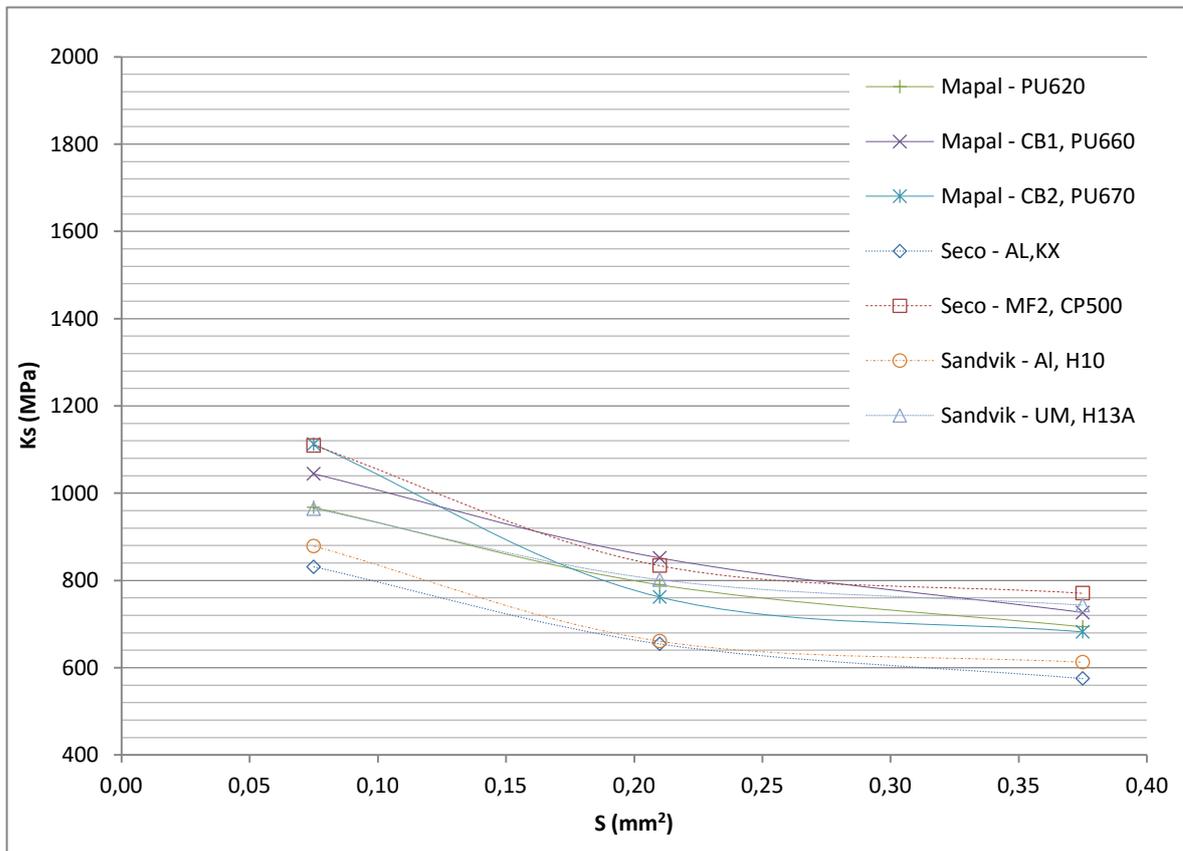


Figura 98 - Evolução da pressão específica de corte função da seção da apanha. $a_p = 1,5$ mm.

Da análise da Figura 96, Figura 97 e Figura 98, verifica-se que as pressões específicas de corte, dependendo da ferramenta utilizada, tendem para valores na ordem dos 570 - 770 N/mm². Comparando os valores obtidos com os valores de K_s presentes na literatura para ligas de alumínio, 700 - 800 N/mm² [25], ou comparando com valores indicados por fabricantes, 350 - 700 N/mm² [44], verifica-se coerência nos resultados obtidos experimentalmente e para além disto, conclui-se que a pressão específica de corte não pode ser encarada como uma propriedade do material, pois está dependente de todas as variáveis envolvidas no processo de corte.

De acordo com o que anteriormente foi verificado, tanto nas forças como nas potências de corte, as geometrias de quebra- aparas *AL, KX* e *AL, H10* fornecem os valores mais reduzidos em termos de pressões específicas de corte, em comparação com as restantes ferramentas ensaiadas.

6.2 Tipos e Formas das Aparas Obtidas

No decorrer dos ensaios realizados (252 ensaios), a forma das aparas tende a ser diversa. De um modo geral, nas velocidades de corte mais elevadas foram obtidas aparas contínuas regulares, enquanto, que para menores velocidades de corte, as aparas contínuas irregulares surgiram em alguns casos mais específicos, devido essencialmente à formação de apra aderente à aresta de corte.

Para velocidades de corte elevadas verificou-se de imediato que a obtenção de aparas longas, mais notória no caso da ferramenta de PCD sem quebra- aparas, se traduz de facto num problema de maquinagem, prejudicando, como seria previsível, a superfície do componente maquinado, Figura 99. A eficiência do quebra- aparas de uma dada ferramenta, do ponto de vista de obtenção de aparas de reduzida dimensão, está muito dependente das condições de corte utilizadas.

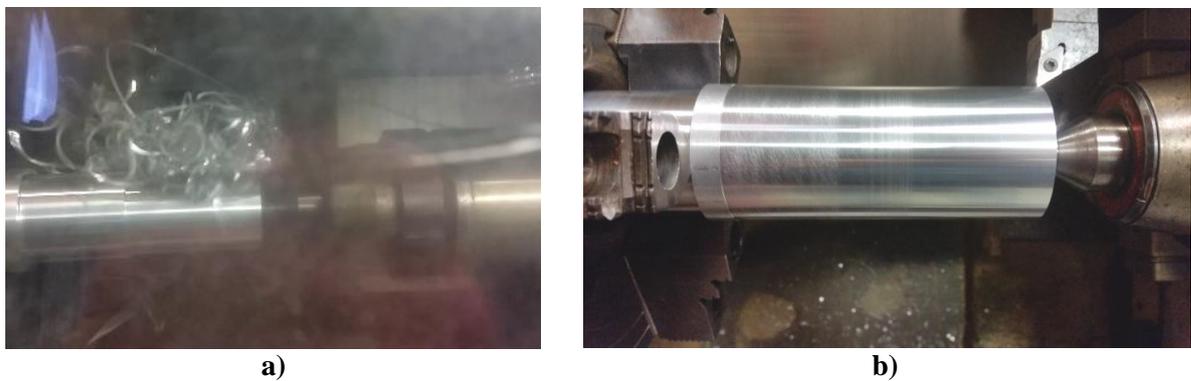


Figura 99- Apra longa obtida com a pastilha PCD sem quebra- aparas: a) formação de apra em fita enrolada; b) reflexo da apra na qualidade superficial obtida.

Da Tabela 25 à Tabela 31 apresentam-se aparas representativas de cada ensaio de maquinagem, para cada pastilha de corte e combinação de parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e penetramento). Destas tabelas pode-se extrair as melhores combinações de parâmetros que possibilitam evitar aparas longas ou excessivamente segmentadas que possam ser prejudiciais quer ao acabamento das peças quer à automatização dos processos.

No que se refere às aparas obtidas com pastilhas em PCD sem quebra- aparas (Tabela 25), assistiu-se a uma predominância de condições de formação de aparas em fita, com maior intensidade para velocidades de corte mais elevadas.

Recorrendo-se a ferramentas PCD com o quebra- aparas *CB1*, indicadas pelo fabricante para operações de acabamento, deixam de se verificar formação de aparas em fita (ver Tabela 26), mostrando-se a solução de quebra- aparas eficiente na gama de parâmetros de maquinagem considerados no estudo. De facto, para a gama de velocidades de corte testada, esta geometria permite a obtenção de aparas de menores dimensões, fundamentalmente do tipo 2.2, 3.2 e 6.2. É ainda notório, que com o aumento do penetramento assiste-se a uma maior fragmentação da apra.

No que toca à ferramenta PCD com quebra- aparas *CB2*, a sua utilização nas gamas de velocidade adotadas no presente trabalho experimental, traduz-se na obtenção de aparas longas, do tipo 1.3 em situações cujo avanço é de 0.05 mm/rot, ou seja em condições ditas de acabamento. Desta forma, de acordo com a literatura, é possível que para estas condições, o comprimento da zona neutra seja demasiado elevado face ao comprimento natural de contacto apra/ferramenta, justificando-se desta forma a existência de duas geometrias distintas de

quebra- aparas. Nota-se perfeitamente a melhor adaptação da pastilha *CB2* para condições de trabalho em desbaste (maiores a_p e f) do que a pastilha *CBI*. A pastilha *CBI* acabou por se mostrar uma solução interessante para controlar a apara na gama de parâmetros de maquinagem testada.

Quanto às ferramentas em carboneto de tungsténio adotadas no presente trabalho, verifica-se que para as pastilhas cuja geometria do quebra- aparas não contempla a presença de um obstáculo e são constituídas apenas por um entalhe, apresentam tendência de formação de aparas longas, excetuando no caso em que a profundidade de corte excede os 1.5mm. Pastilhas com geometrias de quebra- aparas mais complexas, como *MF2,CP500* ou *UM, H13A*, apresentam melhores resultados no que se refere ao controlo da apara, contudo com alguns pontos notórios. Neste tipo de pastilha formam-se aparas excessivamente fragmentadas para velocidade de corte elevadas conjuntamente com profundidades de corte de 0.5 e 1.5 mm. Este é um fator indicativo de atrito excessivo entre apara/ferramenta, estando de acordo com o que foi verificado anteriormente ao nível das forças de corte.

As pastilhas *AL,KX* e *AL,H10* apresentam aparas tendencialmente longas, tendo estas pastilhas revelado forças de corte mais baixas. Pode-se concluir que a formação de aparas longas está tipicamente associada a esforços de corte mais baixos.

Para facilitar a comparação entre pastilhas de corte, optou-se por elaborar a Tabela 32 e Tabela 33, que resumem a classificação do tipo de aparas, representadas anteriormente, segundo a norma ISO 3685. Note-se que os tipos de aparas que são normalmente consideradas na literatura como mais favoráveis são as aparas helicoidais curtas, em espiral e tubulares curtas [29, 65]. Através da execução deste tipo de avaliações é possível estabelecer uma gama de valores para os parâmetros de corte, Tabela 34, para os quais se torna viável a utilização de cada pastilha, tendo em conta a obtenção de aparas mais convenientes. As velocidades de corte inferiores a 400 m/min foram excluídas, uma vez que, para estas gamas de velocidade de corte, a formação da apara aderente influencia de forma drástica os resultados obtidos, não sendo portanto sugeridos para processos de corte reais.

Como conclusão, do ponto de vista de controlo da apara e para processos de corte e de acabamento do material em estudo, a geometria quebra- aparas mais favorável deve ser determinada pela inexistência de uma zona neutra, favorecendo desta forma a entrada da apara em formação no entalhe do quebra- aparas, sendo que o entalhe deve apresentar reduzidas dimensões no caso de acabamento, ou seja o quebra- aparas terá de ser dimensionado para o tipo de operação (desbaste/acabamento).

Tabela 25 - Aparas obtidas para a pastilha MAPAL, DCGW11T304F01N-0AA-PU620.

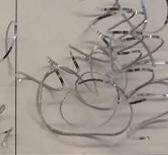
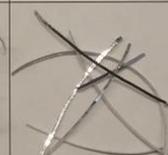
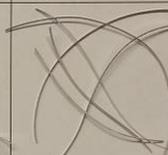
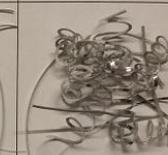
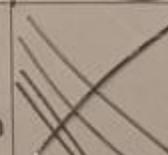
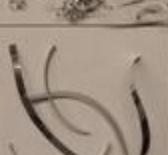
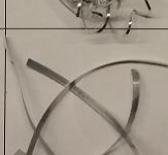
$v_c = 100 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 400 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			
$v_c = 300 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 690 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			

Tabela 26 - Aparas obtidas para a pastilha MAPAL, DCGT11T304F01N-C1A-PU660.

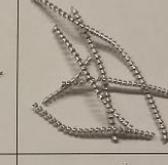
$v_c = 100 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 400 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			
$v_c = 300 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 690 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			

Tabela 27 - Aparas obtidas para a pastilha MAPAL, DCGT11T304F01N-C2A-PU670.

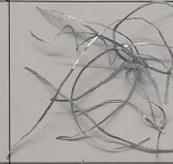
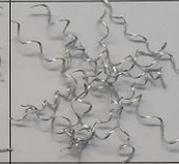
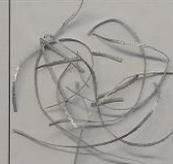
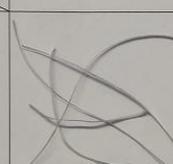
$v_c = 100$ m/min *	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 400$ m/min *	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			
$v_c = 300$ m/min	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 690$ m/min	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			

Tabela 28 - Aparas obtidas para a pastilha SECO, DCGT11T304F-AL, KX.

$v_c = 100 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 400 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			
$v_c = 300 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 690 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			

Tabela 29 - Aparas obtidas para a pastilha SECO, DCGT11T304-MF2, CP500.

$v_c = 100$ m/min*	<table border="1"> <thead> <tr> <th style="text-align: center;">f (mm/rot) ap (mm)</th> <th style="text-align: center;">0.05</th> <th style="text-align: center;">0.14</th> <th style="text-align: center;">0.25</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td style="text-align: center;">0.25</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">0.5</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">1.5</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>				f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	0.25				0.5				1.5				$v_c = 400$ m/min*	<table border="1"> <thead> <tr> <th style="text-align: center;">f (mm/rot) ap (mm)</th> <th style="text-align: center;">0.05</th> <th style="text-align: center;">0.14</th> <th style="text-align: center;">0.25</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td style="text-align: center;">0.25</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">0.5</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">1.5</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>				f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	0.25				0.5				1.5			
	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25																																					
	0.25																																								
	0.5																																								
1.5																																									
f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25																																						
0.25																																									
0.5																																									
1.5																																									
$v_c = 300$ m/min	<table border="1"> <thead> <tr> <th style="text-align: center;">f (mm/rot) ap (mm)</th> <th style="text-align: center;">0.05</th> <th style="text-align: center;">0.14</th> <th style="text-align: center;">0.25</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td style="text-align: center;">0.25</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">0.5</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">1.5</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>				f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	0.25				0.5				1.5				$v_c = 690$ m/min	<table border="1"> <thead> <tr> <th style="text-align: center;">f (mm/rot) ap (mm)</th> <th style="text-align: center;">0.05</th> <th style="text-align: center;">0.14</th> <th style="text-align: center;">0.25</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td style="text-align: center;">0.25</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">0.5</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td style="text-align: center;">1.5</td> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> </tbody> </table>				f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	0.25				0.5				1.5			
	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25																																					
	0.25																																								
	0.5																																								
1.5																																									
f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25																																						
0.25																																									
0.5																																									
1.5																																									

Tabela 30 - Aparas obtidas para a pastilha SANDVIK DCGT11T304-AL, H10.

$v_c = 100 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 400 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			
$v_c = 300 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 690 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			

Tabela 31 - Aparas obtidas para a pastilha SANDVIK, DCGT11T304-UM, H13A.

$v_c = 100 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 400 \text{ m/min}^*$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			
$v_c = 300 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25	$v_c = 690 \text{ m/min}$	f (mm/rot) ap (mm)	0.05	0.14	0.25
	0.25					0.25			
	0.5					0.5			
	1.5					1.5			

* Valores aproximados

Tabela 32 - Classificação das aparas segundo a norma ISO 3685, para ensaios realizados torno mecânico paralelo.

Tipologia das aparas obtidas									
v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/rot)	PCD			WC-Co			
			s/ QA	CB1	CB2	AL,KX	MF2	AL,H10	UM,H13A
100*	0.25	0.05	2.2	4.2	4.3	4.3	2.1	4.3	4.3
	0.25	0.14	4.1	4.2	4.2	4.3	4.2	4.3	4.2
	0.25	0.25	4.2	4.2	4.2	4.2	4.2	4.3	4.2
	0.5	0.05	6.2	4.2	4.2	4.3	6.2	4.3	2.3
	0.5	0.14	6.2	6.2	4.2	4.2	6.2	4.3	4.2
	0.5	0.25	5.2	6.2	4.2	4.2	6.2	4.2	4.2
	1.5	0.05	2.2	6.2	2.2	4.1	6.2	4.1	6.2
	1.5	0.14	6.2	6.2	6.2	6.2	6.2	4.2	6.2
	1.5	0.25	6.2	6.2	6.2	6.2	6.2	6.2	6.2
400*	0.25	0.05	1.3	2.2	1.3	4.2	2.2	1.3	2.3
	0.25	0.14	4.3	2.2	4.1	4.3	2.2	2.3	2.2
	0.25	0.25	4.3	2.2	2.2	4.3	2.2	2.1	6.2
	0.5	0.05	4.3	6.2	1.3	4.3	6.2	2.2	6.2
	0.5	0.14	1.3	6.2	4.2	4.2	6.2	2.1	2.2
	0.5	0.25	4.2	6.2	4.2	4.2	6.2	2.1	2.2
	1.5	0.05	1.3	3.2	1.3	5.1	3.2	2.2	3.2
	1.5	0.14	1.3	3.2	2.2	5.2	6.2	2.2	3.2
	1.5	0.25	6.2	6.2	2.2	5.2	6.2	2.2	6.2

* Valores aproximados

2.2; 3.2; 4.2; 5.2 - Apara favoráveis.

1.3; 2.1; 2.3; 4.1; 4.3; 5.1 - Aparas desfavoráveis (longas).

Tabela 33 - Classificação das aparas segundo a norma ISO 3685, para ensaios realizados torno mecânico CNC.

Tipologia das aparas obtidas									
v_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/rot)	PCD			WC-Co			
			s/ QA	CB1	CB2	AL, KX	MF2	AL, H10	UM, H13A
300	0.25	0.05	2.2	4.3	4.3	1.3	4.2	1.3	2.3
	0.25	0.05	4.1	4.2	4.1	4.2	2.2	4.1	2.2
	0.25	0.05	1.3	4.2	4.2	4.1	2.2	2.2	2.2
	0.5	0.14	6.2	6.2	4.2	2.2	6.2	4.3	6.2
	0.5	0.14	6.2	6.2	6.2	4.1	6.2	2.2	6.2
	0.5	0.14	1.1	4.2	4.2	4.1	6.2	2.2	6.2
	1.5	0.25	1.3	3.2	2.2	5.1	3.2	2.2	6.2
	1.5	0.25	1.3	6.2	2.2	5.2	6.2	2.2	6.2
	1.5	0.25	6.2	6.2	6.2	5.2	6.2	6.2	6.2
690	0.25	0.05	1.3	2.2	1.3	4.2	5.2	1.3	2.3
	0.25	0.05	1.3	2.2	2.2	4.2	5.2	2.3	2.2
	0.25	0.05	1.1/4.1	2.1	2.1	4.2	2.2	2.2	2.2
	0.5	0.14	1.1/4.3	6.2	1.3	4.1	5.2	2.2	6.2
	0.5	0.14	4.2	6.2	6.2	4.1	6.2	2.1	6.2
	0.5	0.14	4.2	6.2	4.2	4.1	6.2	2.1	2.2
	1.5	0.25	1.3	3.2	1.3	5.2	3.2	5.2	3.2
	1.5	0.25	1.3	6.2	2.2	5.2	3.2	5.2	6.2
	1.5	0.25	6.2	6.2	2.2	5.2	6.2	6.2	6.2

2.2; 3.2; 4.2; 5.2 - Aparas favoráveis.

1.3; 2.1; 2.3; 4.1; 4.3; 5.1 - Aparas desfavoráveis (longas).

Tabela 34 - Parâmetros de corte ideais do ponto de vista de controlo da apara para a cada pastilha.

Pastilha	400 (m/min)		690 (m/min)	
	a_p (mm)	f (mm/rot)	a_p (mm)	f (mm/rot)
PU620	0.5-1.5	0.25	0.5	0.14-0.25
CB1, PU660	0.25-1.5	0.05-0.25	0.25-1.5	0.05-0.14
CB2, PU670	0.5-1.5	0.14-0.25	0.5-1.5	0.14-0.25
AL, KX	0.5-1.5	0.14-0.25	0.25-1.5	0.05-0.25
MF2, CP500	0.25-1.5	0.05-0.25	0.25-1.5	0.05-0.25
AL, H10	1.5	0.05-0.25	0.14-0.25	0.5-1.5
UM, H13A	0.25 - 1.5	0.05-0.25	0.25-1.5	0.14-0.25

6.3 Rugosidades da Superfície Maquinada

Para além da obtenção dos esforços de corte e classificação de aparas obtidas, um importante parâmetro indicativo da maquinabilidade do material é o acabamento superficial. Desta forma, na totalidade dos ensaios realizados foram efetuadas três medições de rugosidade, em três zonas distintas, possibilitando desta forma a obtenção de valores para a rugosidade média aritmética (R_a), média aritmética das alturas máximas dos perfis de rugosidades (R_z) e ainda a altura total do perfil de rugosidade (R_{max}), segundo a norma DIN 4777, recorrendo para tal, a um rugosímetro portátil.

Pelas expressões teóricas de estimativa de rugosidade média aritmética, ou rugosidade média teórica, (R_{ta}), presentes na literatura, tanto a velocidade de corte, como o penetramento, não afetam o acabamento superficial. Porém, os resultados obtidos, experimentalmente não corroboram totalmente com estas indicações.

No que se refere à velocidade de corte, esta apresenta elevada influência na rugosidade média do componente maquinado, de especial importância, no caso em que se consideram velocidades de corte inferiores a 400 m/min. Tal facto pode ser explicado pela adesão do material à aresta de corte da ferramenta, formando a designada apara aderente à aresta de corte, tal como anteriormente verificado, tanto nas componentes das forças de corte, como na tipologia de aparas obtidas, cujos efeitos negativos na integridade superficial do material são bastante notórios.

Para velocidades superiores verifica-se ainda algumas diferenças em termos de valores de rugosidade reflexo das diferentes tipologias de quebra- aparas utilizados. Nas Figura 100, Figura 101 e Figura 102 estão representadas as evoluções das rugosidades médias aritméticas em função das velocidades de corte, considerando apenas o avanço de 0.05 mm/rot. Estas figuras indicam também os valores das rugosidades teóricas indicadas pela literatura tendo em conta o avanço e o raio de ponta da ferramenta. As figuras fundamentam, não só a influência da velocidade de corte na rugosidade resultante da maquinagem, como também mostram a influência da profundidade de corte, tal como será abordado mais ao detalhe na presente secção.

A abordagem efetuada, tendo em conta apenas os valores do avanço de 0.05 mm/rot prende-se essencialmente por se para este avanço que teoricamente se obtém os melhores resultados em termos de rugosidades, sendo utilizadas em acabamento, onde a rugosidade apresenta um importante parâmetro avaliativo do desempenho do processo.

Quanto à altura total do perfil de rugosidade (R_{max}), verifica-se igualmente uma influência da velocidade de corte, em particular assiste-se a uma diminuição da rugosidade mesmo para a gama de velocidades mais elevadas, ver Figura 103, Figura 104 e Figura 105.

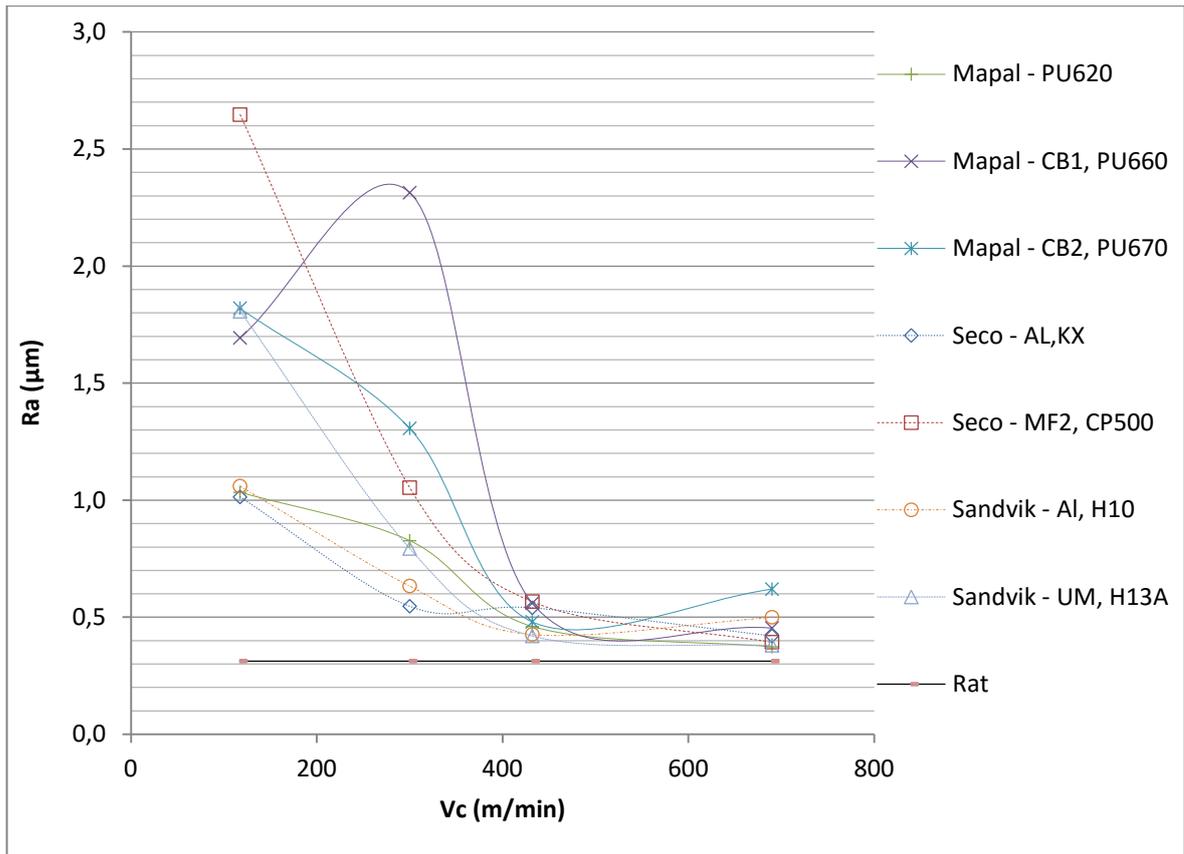


Figura 100 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função da velocidade de corte: $a_p=0.25\text{mm}$; $f=0.05\text{mm/rot}$.

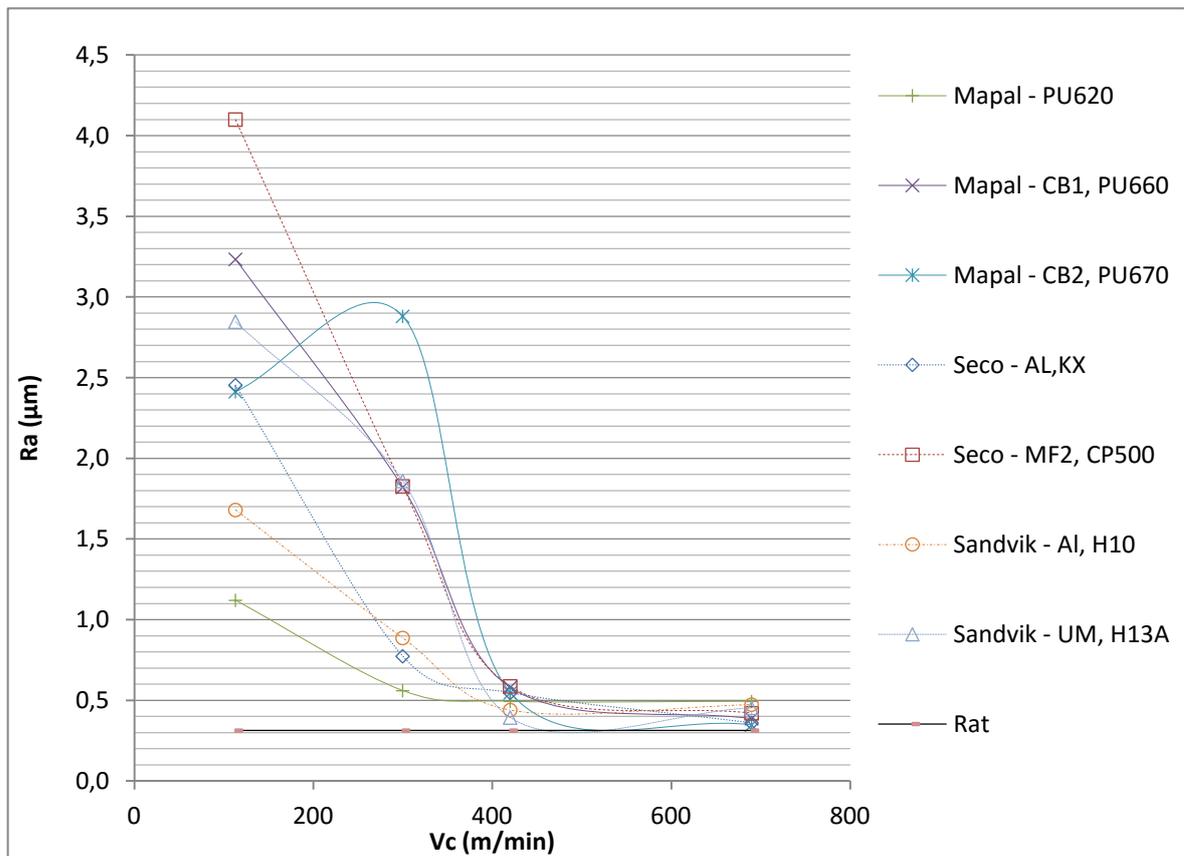


Figura 101 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função da velocidade de corte: $a_p=0.5\text{ mm}$; $f=0.05\text{mm/rot}$.

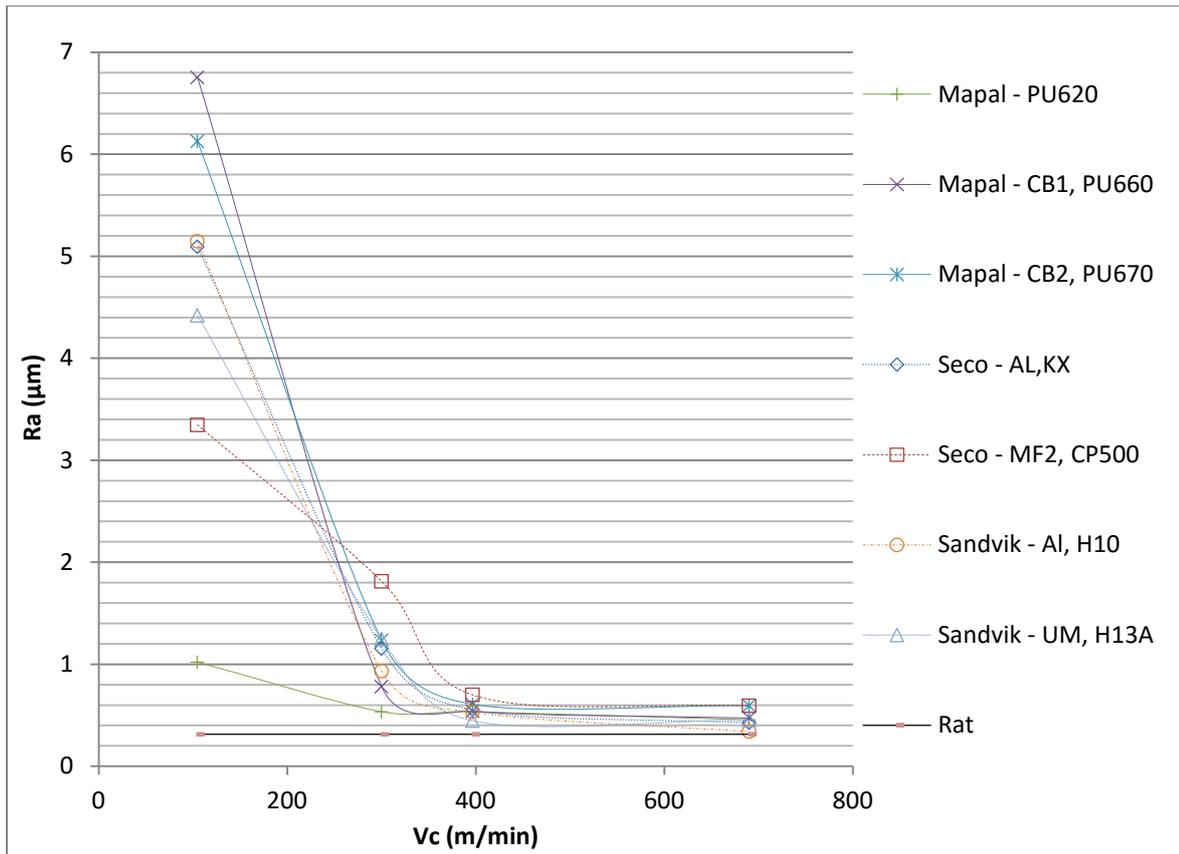


Figura 102 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função da velocidade de corte: $a_p=1.5$ mm; $f=0.05$ mm/rot.

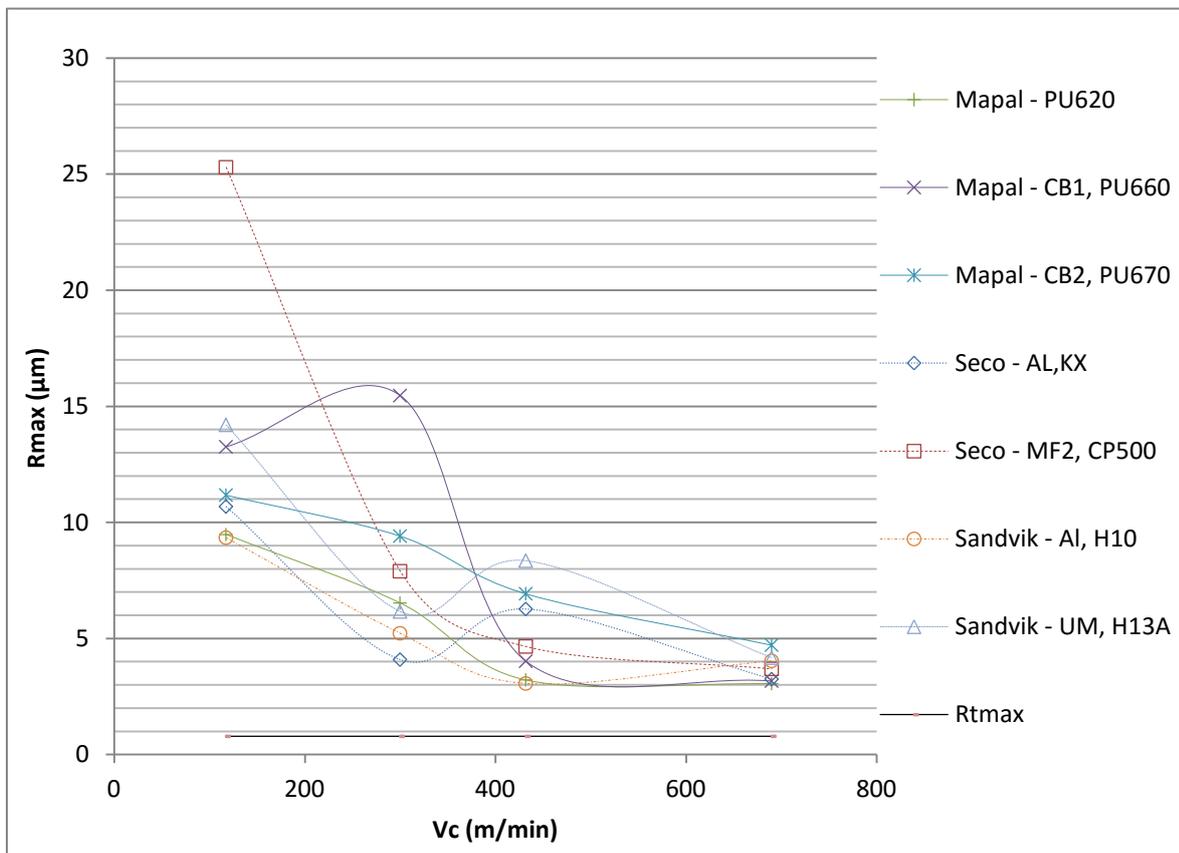


Figura 103 - Evolução da profundidade da rugosidade máxima (R_{max}) em função da velocidade de corte. $a_p=0.25$ mm; $f=0.05$ mm/rot.

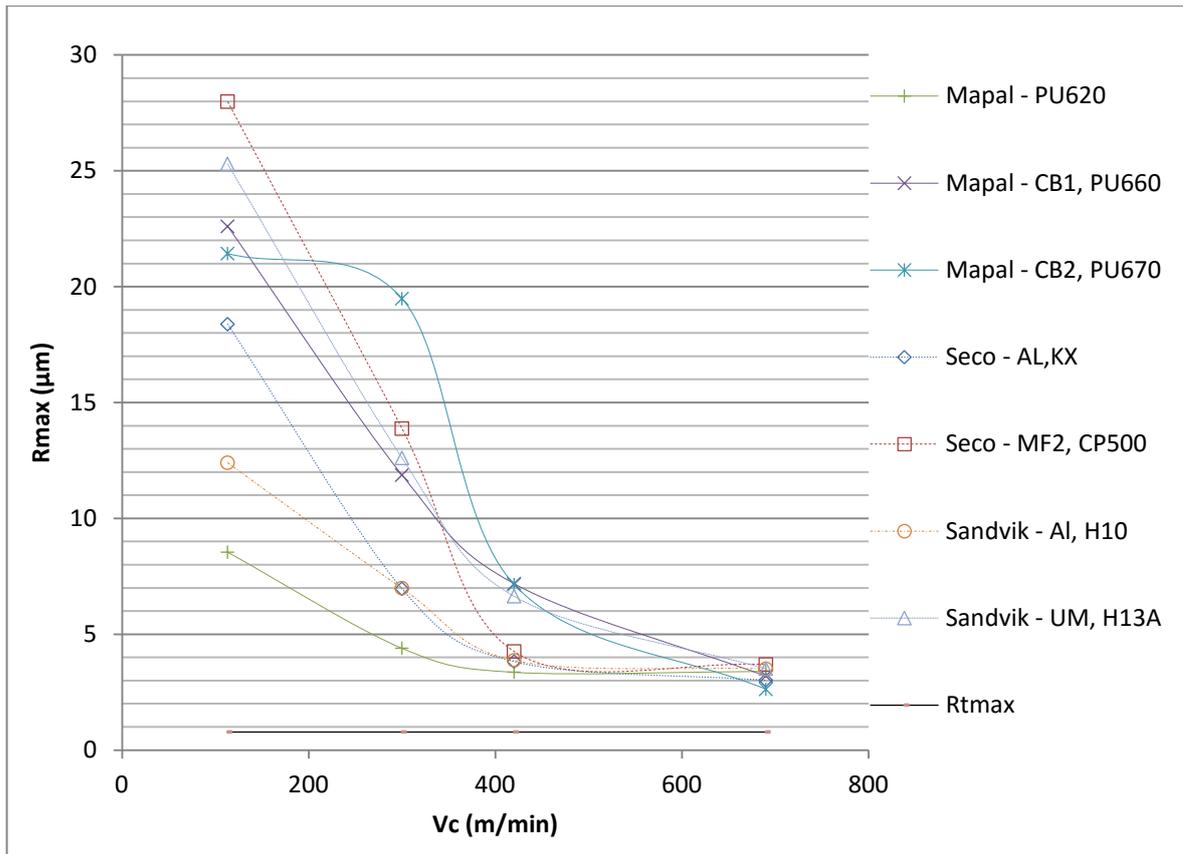


Figura 104 - Evolução da profundidade da rugosidade máxima (R_{max}) em função da velocidade de corte. $a_p=0.5mm$; $f=0.05 mm/rot$.

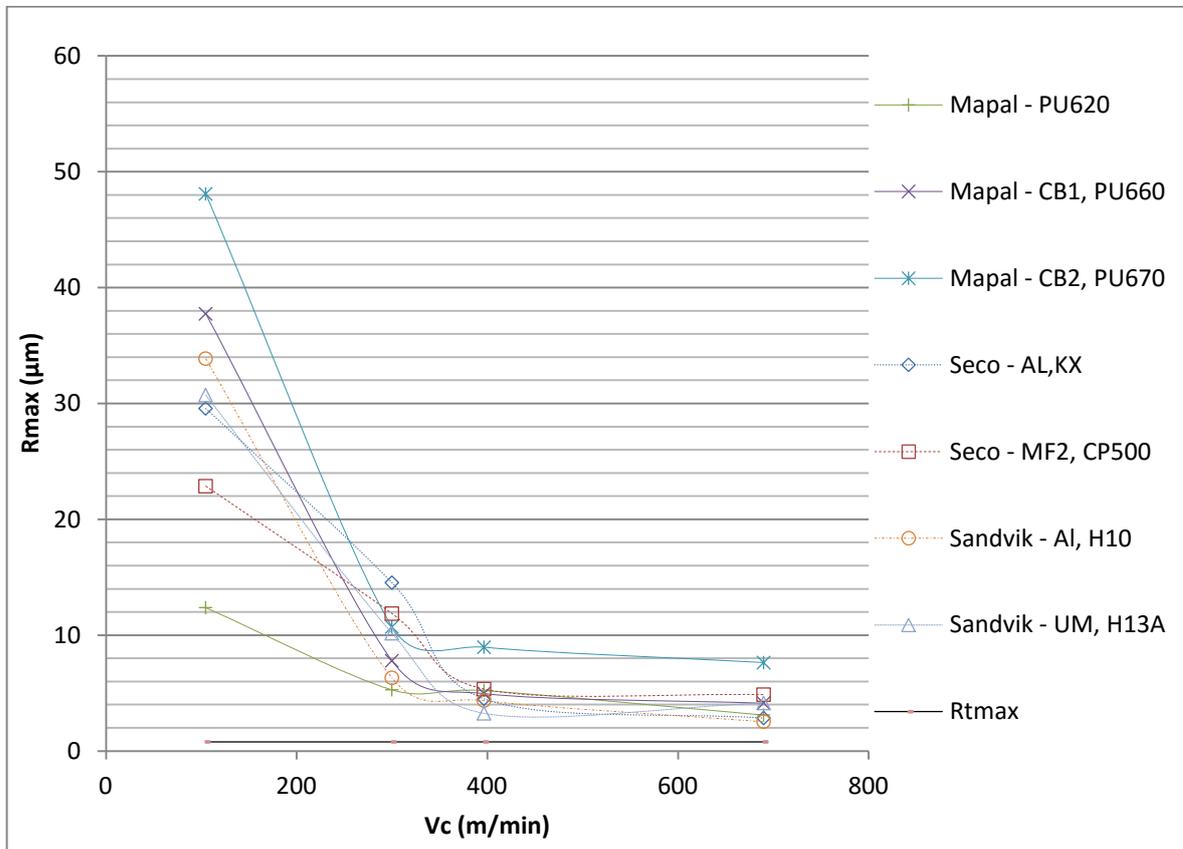


Figura 105 - Evolução da profundidade da rugosidade máxima (R_{max}) em função da velocidade de corte: $a_p=1.5mm$; $f=0.05 mm/rot$

Tal como visto anteriormente, para velocidades de corte reduzidas, a rugosidade é muito influenciada pela formação da apara aderente. Deste modo, nos resultados seguintes (Figura 106, Figura 107 e Figura 108) optou-se pela representação dos resultados apenas para os ensaios de corte realizados no torno CNC, à velocidade de corte de 690 m/min. O torno CNC também tem a vantagem de permitir analisar a influência do avanço e do penetramento com velocidades de corte constante. Pelos métodos de previsão de R_a , o avanço é o parâmetro de corte que mais influência exerce na qualidade superficial do componente obtido. De facto, para a totalidade dos ensaios e mantendo constante todos os restantes parâmetros de corte, o aumento do avanço prejudica a qualidade superficial, tal como verificado por todos os métodos de previsão. Tal como seria de esperar, a rugosidade média (R_a) aumenta consideravelmente, com o aumento do avanço.

Porém verifica-se que para um avanço na ordem dos 0.14 e 0.25 mm/rot, a rugosidade média apresenta menores valores, que os previsíveis teoricamente pela equação adotada (Figura 106, Figura 107 e Figura 108). Para avanços de 0.05 mm/rot resultam rugosidades na mesma ordem dos valores teóricos, e ligeiramente inferiores a estes. No entanto para avanços mais elevados os resultados experimentais conduzem a rugosidades inferiores aos valores teóricos, sendo o afastamento crescente com o aumento do avanço (Figura 106 -Figura 108).

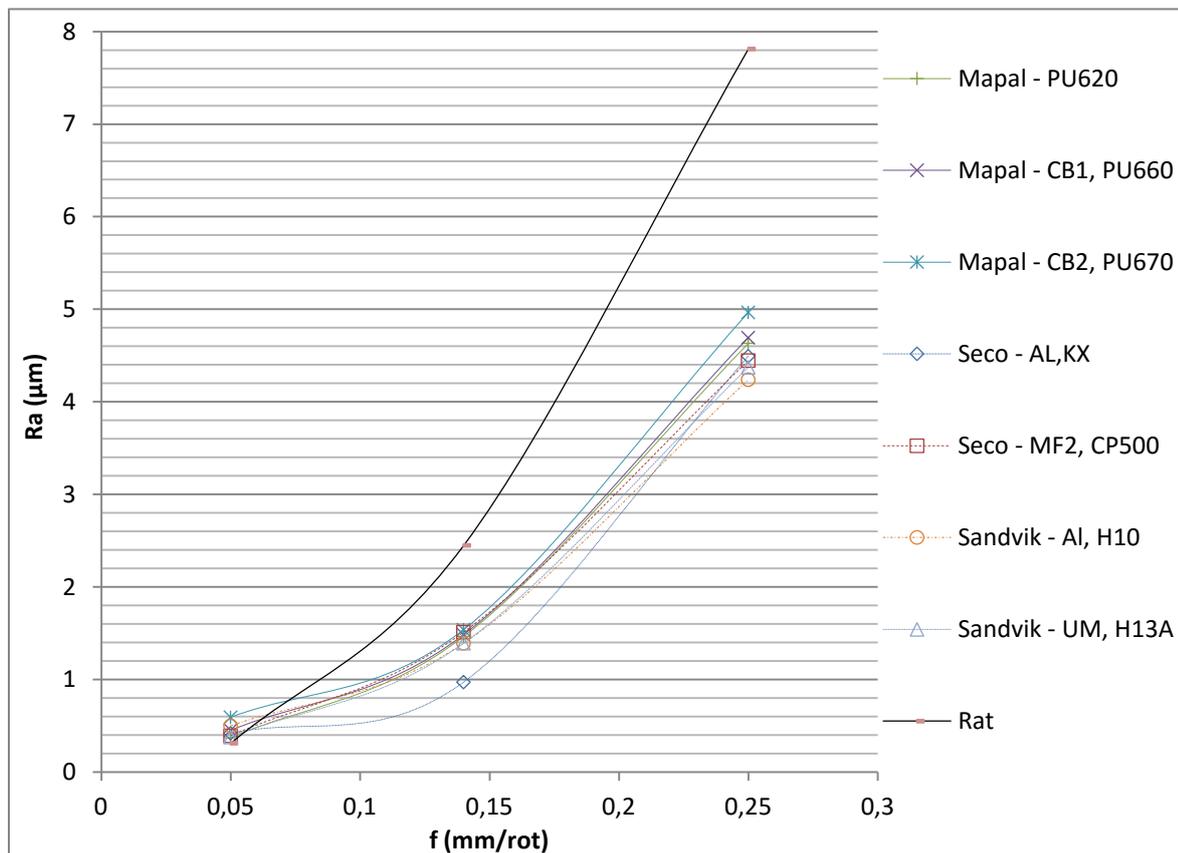


Figura 106 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função do avanço: $v_c=690\text{m/min}$; $a_p=0.25\text{ mm}$.

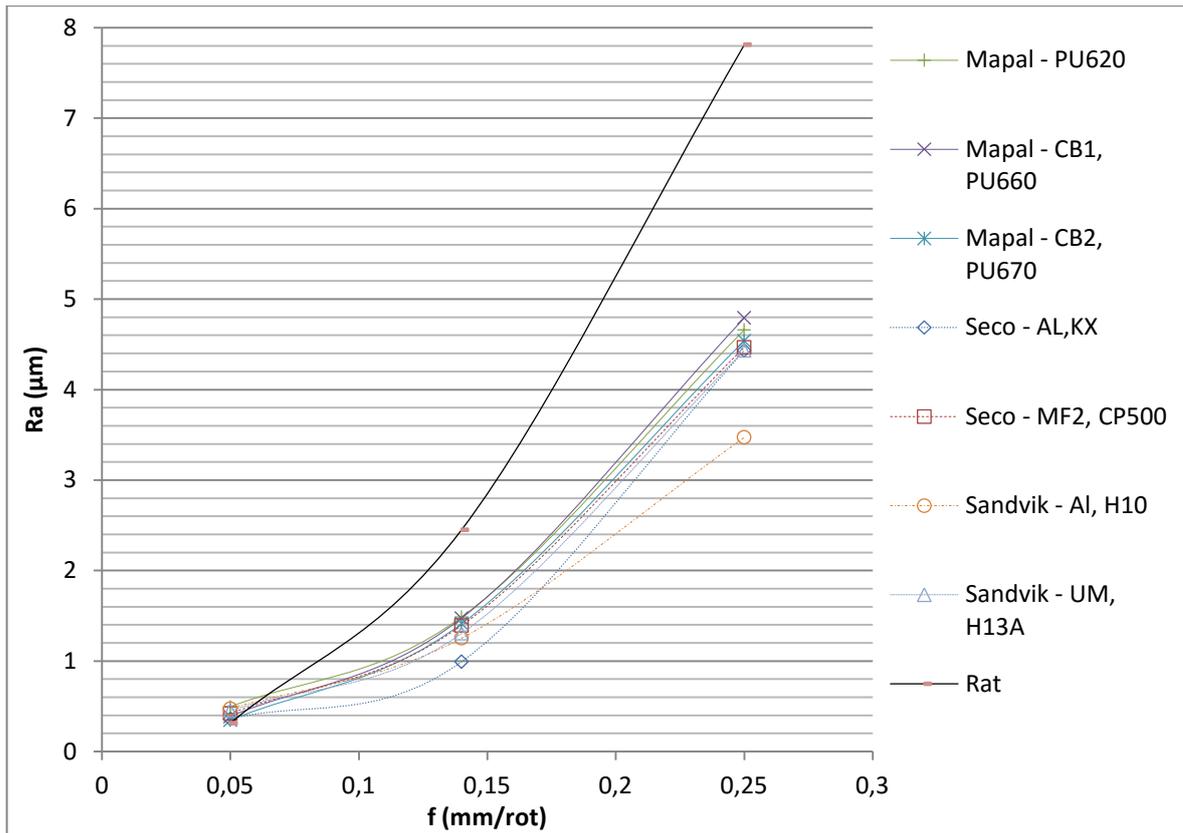


Figura 107 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função do avanço: $v_c=690\text{m/min}$; $a_p=0.5\text{ mm}$.

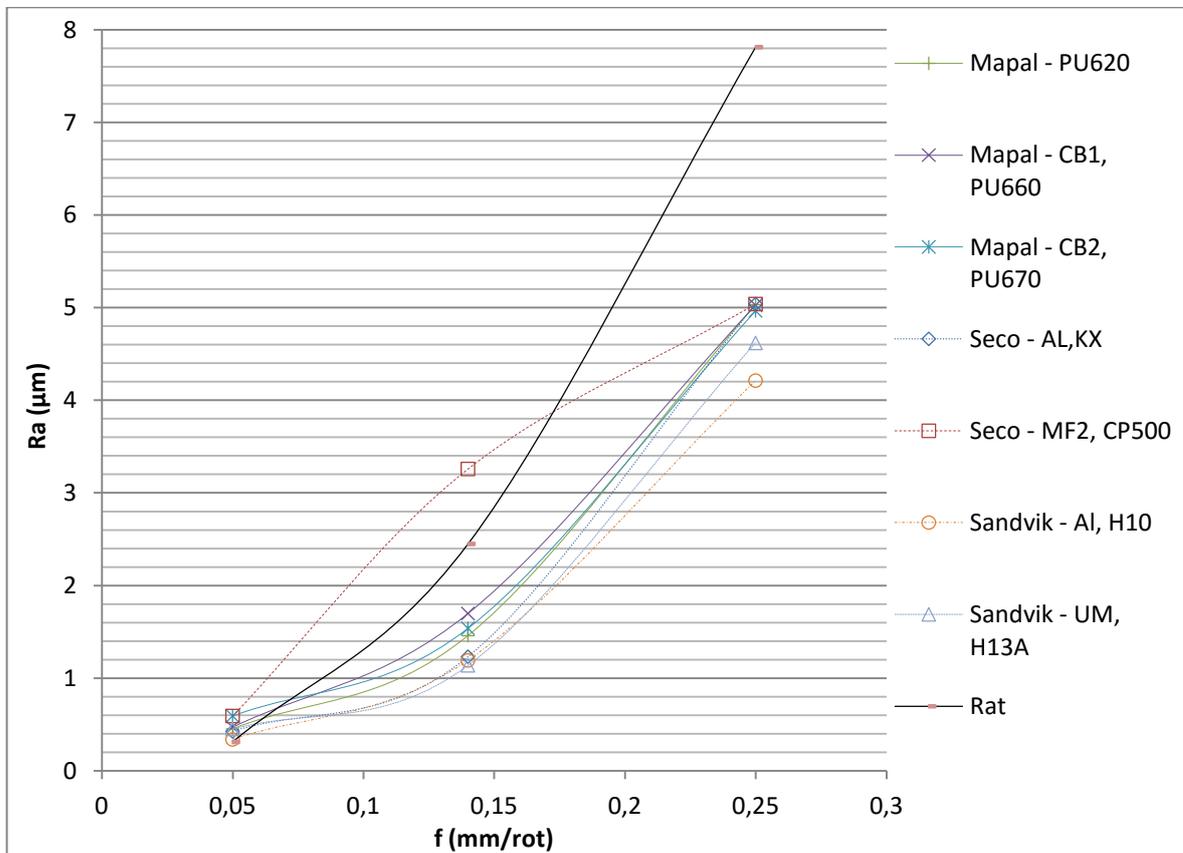


Figura 108 - Evolução da rugosidade média (R_a) para pastilhas utilizadas, em função do avanço: $v_c=690\text{ m/min}$; $a_p=1.5\text{ mm}$.

Selecionando agora uma velocidade de corte e avanço constantes, respetivamente 690 m/min e 0.05 mm/rot, valores usados em operações de acabamento, pois resultaram nos menores valores para R_a , torna-se relevante efetuar uma análise da influência da profundidade de corte. A sua influência não é significativa, quando comparada com a velocidade de avanço porém, é importante visualizar a sua evolução quando combinada com diferentes geometrias de pastilhas, pois menores profundidades de corte, não implicam um melhor acabamento superficial, sendo notória a influência das pastilhas selecionadas.

Verifica-se que para acabamento dos produtos maquinados, a profundidade de corte deve ser selecionada tendo em conta a geometria da pastilha, uma vez que, para alguns casos verifica-se um acréscimo tanto de R_a como de R_{max} , para valores de a_p de 0.25 mm, face a valores de a_p de 0.5 mm, tal como pode ser visualizados na Figura 109 e Figura 110. São casos deste tipo, as ferramentas de PCD, com quebra-aperas e geometrias de quebra-aperas ditas mais simples, como *AL,KX* e *AL,H10*.

No caso específico da pastilha *AL,H10*, em que a rugosidade diminui com o aumento da profundidade de corte, verifica-se, de facto, uma mais notória influência da forma da apara, Tabela 30, página 112, pois esta vai sendo cada vez de menor dimensão com o aumento da profundidade de corte, sendo uma justificação para este resultado. Este ponto torna-se extremamente importante, pois torna-se possível, com esta geometria, aumentar a eficiência da maquinagem, tendo em conta apenas o acabamento superficial, pois torna-se possível a utilização de penetramentos mais elevados.

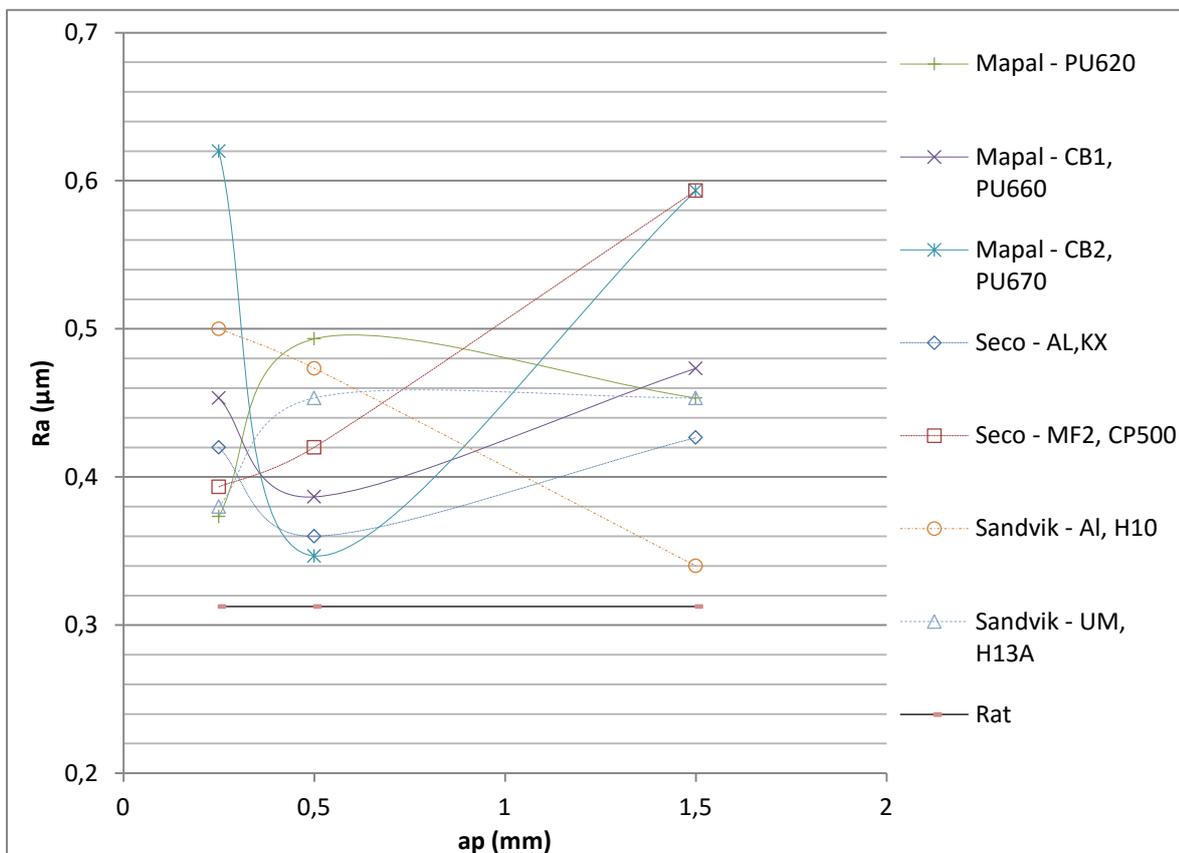


Figura 109 - Evolução da rugosidade média (R_a) em função da profundidade de corte: $v_c=690$ m/min; $f=0.05$ mm/rot.

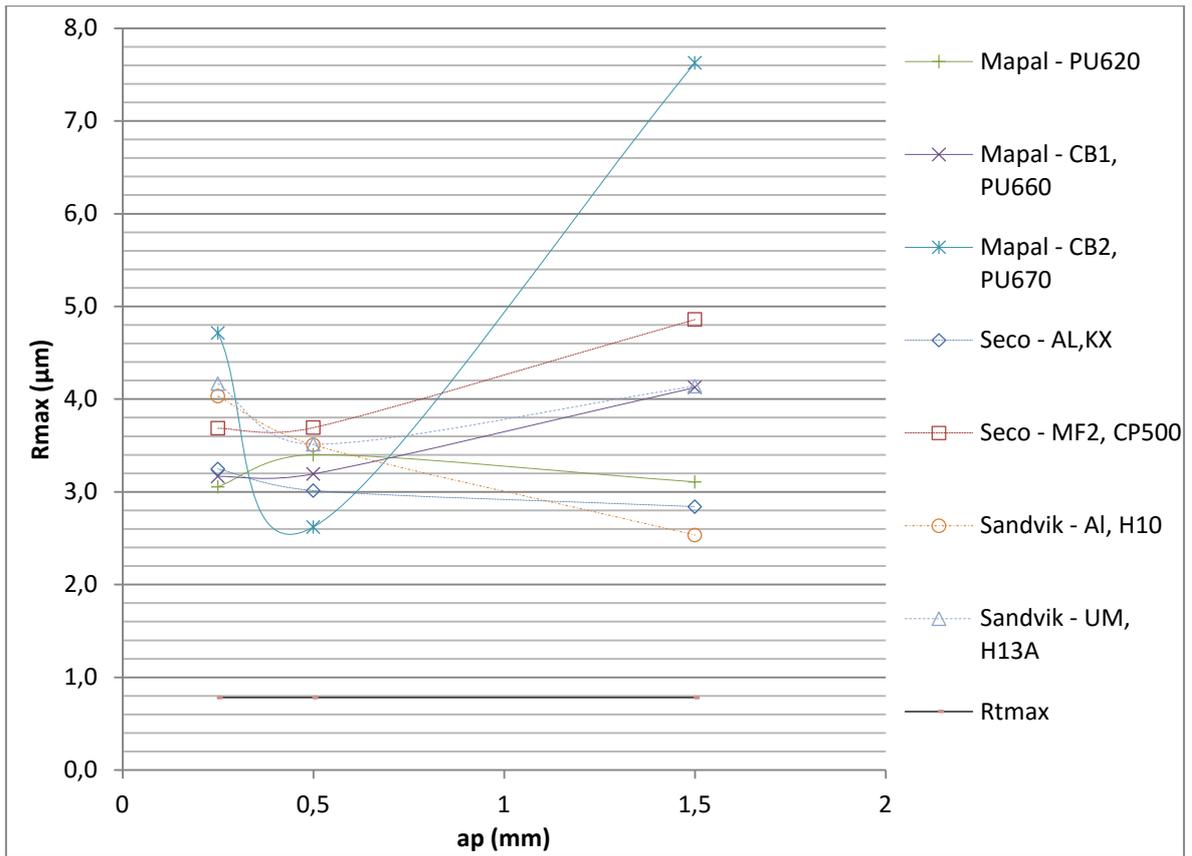


Figura 110 - Evolução da rugosidade máxima (R_{max}) em função da profundidade de corte: $v_c=690$ m/min; $f=0.05$ mm/rot.

7 Conclusões e Perspetivas de Trabalho Futuro

7.1 Conclusões

Na conclusão do profícuo trabalho experimental executado, tornou-se possível estabelecer conclusões relativas à caracterização da maquinabilidade referente à liga AlSi9Cu3, obtendo-se desta forma dados descritivos da interação entre cortantes e material a maquinar. Para além disto, foi possível estabelecer algumas conclusões referentes à análise comparativa da diversidade de pastilhas utilizadas neste estudo.

Forças e potências de maquinagem

- Os esforços de corte estão muito dependentes do avanço e da profundidade de corte adotados. Tanto um aumento no avanço como no penetramento refletem-se num aumento substancial da força principal de corte.
- Na gama de parâmetros de corte experimentada, verifica-se uma influência menos significativa da velocidade de corte sobre os esforços de corte, embora seja notada uma diminuição dos esforços com o aumento da velocidade de corte.
- Utilização de velocidade de corte na ordem dos 100 m/min revelou-se não ser adequada ao processo, pelo menos sem refrigeração, devido ao fenómeno de formação de apara aderente, verificada visualmente, mas também visualizado o seu impacto nas forças de corte (variação quase periódica das forças).
- A potência de corte apresenta uma evolução praticamente linear com o aumento do avanço ou com o aumento do penetramento. De facto a potência de corte aumenta com a espessura da apara não deformada, tendo-se obtido valores entre os 100 W e os 1700 W (para secções da apara de 0.013 e 0.375 mm², respetivamente).
- A potência de corte é também muito influenciada pela pastilha utilizada tendo-se registado diferenças, para o caso em que estas são mais solicitadas, na ordem dos 450 W (secções da apara de 0.375 mm²).
- No que se refere à pressão específica de corte, informação prática que permite a obtenção de estimativas de forças de corte, verifica-se que esta decresce consoante o aumento da espessura da apara não deformada. Sendo que para velocidades de corte elevadas aliadas a profundidades de corte e avanços, também elevados, este valor tende a estabilizar.
- Para a gama de velocidades de corte mais reduzida (100 m/min), utilizada nos ensaios, a pressão específica de corte tende a ser mais elevada.

- Para a gama de velocidades de corte mais elevadas (400 m/min), e considerando a maior espessura da apara (0.375 mm^2), foram obtidos valores da pressão específica de corte entre 570 e 770 N/mm², verificando-se desta forma a influência da geometria e/ou do material da ferramenta.

Tipos e formas das aparas obtidas

- As aparas obtidas durante os ensaios foram contínuas regulares, para velocidades de corte superiores a 300 m/min. Contudo, no caso de velocidades inferiores verificou-se a formação de apara aderente bastante notória, especialmente para a gama dos 100 m/min, traduzindo-se em aparas contínuas irregulares. Fator este, indicando que esta última gama de velocidades deverá ser evitada na maquinagem de este tipo de materiais, pelo menos sem recurso a fluido de corte.
- A profundidade de corte exerce influência nas aparas obtidas, especialmente na mudança de 0.25 mm para 0.5 mm. Tal deve-se essencialmente à interação do raio de ponta da ferramenta (0.4 mm), com o material. Para profundidades de corte na ordem dos 0.25 mm, apenas a ponta da ferramenta está em contacto com o material.
- Verifica-se a formação de apara longas em fita especialmente nas ferramentas em PCD sem quebra- aparas e com a geometria de quebra- aparas *CB2*. No primeiro caso, são notórias este tipo de aparas para velocidades de avanço de 0.05 e 0.14 mm/rot ou profundidades de corte de 0.25 mm. No segundo caso, apenas se verificam as referidas aparas para o avanço de 0.05 mm/rot, independentemente da profundidade de corte. Tal reflete, que para esta gama de velocidades de avanço a ferramenta (*CB2*) comporta-se como se o entalhe do quebra- aparas não existisse, permitindo concluir que a dimensão da zona neutra é demasiado elevada face ao comprimento natural de contacto apara/ferramenta.
- A ferramenta PCD com geometria *CB1*, apresenta melhores resultados no controlo da apara, face as anteriores. Quer para profundidades de corte de 0.25 mm, quer para avanços de 0.05 mm/rot, verificando-se desta forma um controlo eficaz da apara em condições de acabamento.
- Nas ferramentas de WC-Co não se verifica a formação de aparas em fita em nenhum dos casos, embora se verifique o aparecimento de aparas tubulares e helicoidais longas ou enroladas, para profundidades de corte até 0.5 mm, no caso das pastilhas com geometrias *AL, KX* e *AL, H10*. Estas apresentam uma zona neutra praticamente inexistente e obstáculos ao fluxo da apara são relativamente reduzidos ou inexistentes, proporcionando pior controlo na formação da apara.
- As geometrias mais complexas como *MF2, CP500* e *UM, H13A*, na gama de parâmetros de corte testada, apresentam um controlo do tamanho da apara mais eficaz comparativamente às restantes. Tal deve-se essencialmente à presença de obstáculo ao fluxo da apara (quebra- aparas) de dimensões variáveis ao longo da aresta de corte.

Rugosidade superficial

- A velocidade de corte afetou os resultados da rugosidade média. Para velocidades de corte reduzidas, a velocidade influencia drasticamente a rugosidade, sendo tal facto explicado pelo fenómeno de formação de apara aderente, chegando a obter-se valores de $R_a \approx 7.5 \mu m$. No entanto, na gama de velocidades mais elevada, (400 e 690 m/min), este efeito é muito reduzido e dependente do tipo de pastilha utilizada, tendendo para valores teóricos previstos pelos fabricantes de pastilhas, em função do avanço e raio de ponta da ferramenta ($0.31 \mu m$).
- Para o avanço de 0.05 mm/rot as rugosidades máximas obtidas estão acima do previsível teoricamente, sendo notória alguma influência da profundidade de corte nos resultados obtidos.
- Para avanços superiores, a rugosidade média obtida para cada pastilha aumenta, tal como seria espectável, devido às estrias de maquinagem, contudo os resultados obtidos revelam-se substancialmente melhores que o previsível.
- A profundidade de corte exerce uma influência na rugosidade média, embora esta variação seja no pior dos casos de $0.35 \mu m$.
- Embora a profundidade de corte exerça alguma influência na rugosidade, verificou-se que esta rugosidade está mais dependente da geometria da pastilha. Pressupondo o avanço de 0.05 mm/rot, cada pastilha apresenta valores mínimos de R_a para uma dada profundidade de corte. Para as ferramentas PCD sem quebra- aparas, *UM,H13A* e *MF2,CP500*, a profundidade de 0.25 mm corresponde aos melhores valores de R_a . Por outro lado as pastilhas *CB2*, *CB1* e *AL,KX* apresentam os melhores resultados para a_p de 0.5 mm e a pastilha *AL,H10* apresenta o menor valor de R_a obtido, $0.34 \mu m$, para a_p de 1.5mm.

Comparação das pastilhas de corte

- A pastilha PCD sem quebra- aparas é menos suscetível à formação de apara aderente à aresta de corte, apresenta forças, potências de maquinagem e pressões específicas de corte mais reduzidas face às restantes pastilhas em PCD, exceto no caso de $a_p = 1.5$ e $f=0.14$, 0.25 mm/rot.
- Geralmente as ferramentas PCD com quebra- aparas apresentam maiores forças de corte, potências e pressões específicas, comparativamente à de face plana. Mas, tal como revelou a estrutura *CB2*, para penetramento de 1.5 mm e avanços de 0.14 e 0.25 mm/rot, a utilização de quebra- aparas permite uma redução dos referidos valores. Assim, conclui-se que para parâmetros de corte específicos, associados a uma correta utilização do quebra- aparas, podem obter-se reduções significativas nas potências de maquinagem e pressões específicas de corte, aliadas a um controlo mais eficaz da apara.
- A utilização de quebra- aparas com comprimentos de zona neutra muito reduzidas e entalhes mais próximos da aresta de corte, tal como as geometrias *CB1* e *MF2,CP500*, permitem um controlo mais eficaz da forma da apara. Contudo aparas

excessivamente fragmentadas foram obtidas para profundidades de corte de 0.5 mm, traduzindo-se em valores elevados de potências de corte e rugosidades superficiais prejudicadas.

- Verificou-se ainda que geometrias de quebra-afaras mais simples como o caso de *AL,KX* e *AL,H10*, embora com um controlo menos eficaz da avara para velocidades de avanço inferiores a 0.14 mm/rot, fornecem valores de potências e pressões específicas de corte inferiores e até melhores valores para a rugosidade superficial.
- A geometria *AL,H10*, permite de facto as menores potências de maquinagem, pressões específicas de corte, a melhor rugosidade média obtida (0.34 μm), apresentado ainda um bom controlo da avara, para condições de corte correspondente a uma profundidade de corte de 1.5 mm e avanço de 0.05 mm/rot.

7.2 Perspetivas de Trabalhos Futuros

O estudo apresentado nesta dissertação pretende ser um contributo para a compreensão do funcionamento do quebra-apanas em ferramentas para torneamento em PCD. As soluções de quebra-apanas neste tipo de ferramentas são ainda limitadas, sendo as geometrias do quebra-apanas obtidas por maquinagem a laser, o que cria limitações nas formas do quebra-apanas face à diversidade de soluções normalmente usadas em ferramentas em metal duro. Este estudo, de carácter experimental procurou fazer uma análise comparativa de várias pastilhas de corte propostas para ligas de alumínio com elevado teor de silício. Apesar de algumas conclusões importantes, este estudo precisa ser prosseguido de modo a explorar aspetos que não foram contemplados neste estudo, muitos dos quais por limitações laboratoriais. Assim apresenta-se de seguida uma lista de recomendações de trabalhos futuros:

- Utilização de maiores velocidades de corte, mais concretamente no caso de ferramentas em PCD, para além, de aplicação de uma gama de profundidades de corte e avanços mais alargada.
- Instrumentação para maiores velocidades de corte, de forma a que se possam estabelecer dados descritivos do processo (forças, potências e pressões específicas de corte) não apenas para o caso do torno paralelo convencional, como considerado neste estudo.
- Utilização de fluido de corte e análise da sua influência nas maquinabilidade do material. Desta forma pretende-se avaliar as pastilhas em função deste parâmetro, bem como a obtenção e comparação dos parâmetros descritivos do processo. Novas geometrias de pastilhas deverão ser projetadas de modo a que seja possível uma correta lubrificação da zona de contacto entre apana e ferramenta.
- Utilização de instrumentação adequada à medição de temperaturas envolvidas no processo e ainda, a aplicação de câmaras de alta velocidade. Estas últimas permitem a visualização de todo o fenómeno de formação da apana e mais importante, a determinação dos ângulos de formação da mesma, sendo possível obter estimativas para o correto posicionamento do quebra-apanas, bem como a obtenção dos ângulos tangentes mais adequados.
- Estudo do próprio material (PCD) constituinte das pastilhas ao nível da sua microestrutura, em termos de constituintes (aglomerante) e tamanhos de grão e a sua influência na maquinabilidade do material.
- Teste de novas soluções de quebra-apanas: a utilização de quebra-apanas de secção variável poderia também ser benéfico para que se verificasse o comprimento de contacto natural apana/ferramenta, obtendo-se corretos posicionamentos do obstáculo em função dos parâmetros de corte.
- Utilização de equipamento adequado ao levantamento da forma rigorosa das pastilhas de corte, de modo a que estas sejam dimensionadas sobre planos de referência bem definidos, ou então através do seccionamento das mesmas, embora este último seja um processo com algumas desvantagens.
- Efetuar estudos de tempo de vida para as ferramentas de corte utilizadas, sendo possível, desta forma o estabelecimento de equações de vida para este tipo de ferramentas, considerando o material em estudo, permitindo ainda estabelecer uma análise de custos relativa ao processo. Com efeito, as ferramentas em PCD são

vantajosas por motivos que se prendem com vidas das ferramentas mais elevadas. No entanto, os estudos de avaliação da vida deste tipo de ferramentas são extremamente custosos e requerem máquinas ferramentas com elevado desempenho.

- Estudo da influência do quebra- aparas no tempo de vida de ferramentas, pois a melhor geometria em termos de controlo da apara, pode não corresponder a pastilhas de corte com maior tempo de vida, podendo colocar o seu valor acrescentado em causa.
- A introdução de ligas de alumínio de fundição com diferentes percentagens de silício, superiores e inferiores a 9%, e até mesmo ligas de conformação plástica. Tal procedimento poderia levar à produção de ferramentas com vista a uma maior gama de materiais, sendo desta forma o seu valor muito superior.
- A utilização de software de simulação numérica, primeiramente para efetuar uma comparação com resultados experimentais obtidos e posteriormente utilizado para o processo de desenvolvimento de novas ferramentas, com soluções de quebra- aparas, é uma solução promissora e atrativa.

Por último, mas não menos importante, a produção de geometrias de quebra- aparas em PCD inspiradas, por exemplo, nas soluções encontradas para pastilhas de WC-Co que apresentaram melhores resultados nos testes de maquinabilidade, e o seu teste em condições controladas de maquinagem para estabelecer as características de maquinabilidade das mesmas, tendo sempre em consideração a limitação de liberdade de forma associada à micromaquinagem por laser de pastilhas PCD.

Referências

1. Kalyan, C. and G.L. Samuel, *Cutting mode analysis in high speed finish turning of AlMgSi alloy using edge chamfered PCD tools*. Journal of Materials Processing Technology, 2015. 216: p. 146-159.
2. Santos, M.C., A.R. Machado, W.F. Sales, M.A.S. Barrozo and E.O. Ezugwu, *Machining of aluminum alloys: a review*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016: p. 1-14.
3. Gonzalo, O., I. Quintana and J. Etxarri, *FEM based design of a chip breaker for the machining with PCD tools*. Advanced Materials Research. 2011. 223: p. 133-141.
4. Buchkremer, S., F. Klocke and D. Veselovac, *3D FEM simulation of chip breakage in metal cutting*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016. 82(1-4): p. 645-661.
5. Sreekala, P. and K. Visweswararao, *A Methodology for Chip Breaker Design at Low Feed Turning of Alloy Steel Using Finite Element Modeling Methods*. International Journal of Mechanical Engineering and Technology 2012. 3: p. 263-273.
6. Davis, J.R., *Aluminum and aluminum alloys*. ASM Specialty Handbook. 1993, Materials Park, OH: ASM International.
7. Zalensas, D.L., *Aluminum casting technology*. 2nd ed. 1993, Des Plaines, IL: American Foundrymen's Society.
8. Kaufman, J.G. and E.L. Rooy, *Aluminum alloy castings properties, processes, and applications*. 2004, Schaumburg: American Foundry Society ASM International.
9. Ala, P.M.d.F., *Optimização do processo de fabrico de impulsos para compressores usando fundição de ligas de alumínio de alta resistência em contragravidade e sob vácuo, em moldações de gesso*. Dissertação de Mestrado. 2008, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto: Porto.
10. Neto, R.J.d.L., *Estudo das ligas de alumínio tipo Al Si7 Mg AS7G análise térmica e modificação com estrôncio*. Dissertação de Mestrado. 1987, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto: Porto.
11. Rocha, R.J.M.d.S., *Fundição por baixa pressão em areia de ligas de alumínio*. Dissertação de Mestrado. 2015, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto: Porto.
12. Prabhu, V., *Review of Microstructure Evolution in Hypereutectic Al-Si Alloys and its Effect on Wear Properties*. Transactions of the Indian Institute of Metals, 2014. 67(1): p. 1-18.
13. Ferraro, S. and G. Timelli, *Influence of Sludge Particles on the Tensile Properties of Die-Cast Secondary Aluminum Alloys*. Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science, 2015. 46(2): p. 1022-1034.

14. Instituto Português da Qualidade, *Alumínio e ligas de alumínio produtos vazados : composição química e características mecânicas NP EN 1706 2000*. 2000, Caparica: IPQ.
15. *Metallography and microstructures*. ASM Handbook. Vol. 9. 1985, Materials Park, OH: ASM.
16. Panušková, M., E. Tillová and M. Chalupová, *Relation between mechanical properties and microstructure of cast aluminum alloy AlSi9Cu3*. *Strength of Materials*, 2008. 40(1): p. 98-101.
17. Puga, H., S. Costa, J. Barbosa, S. Ribeiro and M. Prokic, *Influence of ultrasonic melt treatment on microstructure and mechanical properties of AlSi9Cu3 alloy*. *Journal of Materials Processing Technology*, 2011. 211(11): p. 1729-1735.
18. Limited, G.D., *CES EduPack 2015, EN AC- 46000, Die Cast, F*. 2015.
19. Sood, P.K., R. Sehgal and D.K. Dwivedi, *Machinability Study of Stir Cast Hypoeutectic Aluminum-Silicon Alloys During Turning*. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2013. 22(2): p. 470-482.
20. Committee, A.S.M.I.H., *ASM Handbook, Machining*. Vol.16. 1989, ASM International.
21. Tanaka, T. and T. Akasawa, *Machinability of hypereutectic silicon-aluminum alloys*. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 1999. 8(4): p. 463-468.
22. Davim, J.P., *Princípios da maquinagem*. 1995, Coimbra: Livraria Almedina.
23. Davim, J.P., *Estudo da maquinabilidade dos compósitos de matriz de alumínio*. 1997, FEUP: Porto.
24. Gomes, U., *Análise da maquinabilidade do aço inoxidável AISI 316*. Dissertação de Mestrado. 2013, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Aveiro.
25. Groover, M.P., *Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes and systems*. 4th ed. 2010, United States of America: John Wiley & Sons, INC.
26. Ferraresi, D., *Usinagem dos metais Dino Ferraresi*. 1970, São Paulo: Editora Edgard Blucher.
27. Boothroyd, G. and W.A. Knight, *Fundamentals of machining and machine tools*. *Manufacturing engineering and materials processing*. 2nd ed. 1989, New York: Marcel Dekker.
28. Franco, V., *Estudo do Corte po Arranque de Apara*. 2010 [cited 2016 5/01]; Available from: <http://www.enautica.pt/publico/professores/vfranco/tutorial-corte-arranque-apara-pt-2010.pdf>.
29. Lotfi, M., A.A. Farid and H. Soleimanimehr, *The effect of chip breaker geometry on chip shape, bending moment, and cutting force: FE analysis and experimental study*. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015. 78(5-8): p. 917-925.
30. International Organization for Standardization, *Tool-life testing with single-point turning tools*. 1993: Switzerland.
31. Lacalle, L.N.L., A. Lamikiz, J.F. Larrinoa and I. Azkona, *Advanced Cutting Tools*. *Machining of Hard Materials*, J.P. Davim, Editor. 2011.
32. Mitsubishi Materials Corporation, *Materiais para Ferramentas de Corte*. 2015 [cited 2015 30/11]; Available from:

- http://www.mitsubishicarbide.net/contents/mht/pt/html/product/technical_information/information/cutting_tool.html.
33. Byrne, G., D. Dornfeld and B. Denkena, *Advancing Cutting Technology*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2003. 52(2): p. 483-507.
 34. Sandvik Coromant, *Ferramentas para torneamento*. 2012.
 35. Davis, J.R., *ASM Specialty Handbook: Tool Materials*. 1995: ASM International.
 36. Trent, E.M. and P.K. Wright, *Metal cutting*. 4th ed. 2000, Boston: Butterworth Heinemann.
 37. Sandvik Coromant, *Cutting tool materials - Coated cemented carbide*. 2015 [cited 2015 22/10/2015]; Available from: http://www.sandvik.coromant.com/engb/knowledge/materials/cutting_tool_materials/coated_cemented_carbide/Pages/default.aspx.
 38. Petrovic, M., A. Ivankovic and N. Murphy, *The mechanical properties of polycrystalline diamond as a function of strain rate and temperature*. Journal of the European Ceramic Society, 2012. 32(12): p. 3021-3027.
 39. Castro, G.C., *Ferramentas de corte de diamante CVD para torneamento a seco de ligas Al-Si*. Dissertação de Mestrado. 2005, Universidade de Aveiro.
 40. Mapal, *Super hard cutting materials -turning*. 2015.
 41. Seco Tools, *Catalogue and technical guide 2015*. 2015.
 42. Rao, B. and Y. Shin, *Analysis of three-dimensional machining using an extended oblique machining theory*. 2002.
 43. *Usinagem - Desgaste da Ferramenta*. 2015 [cited 2016 24/01]; Available from: http://www.geocities.ws/cmovbr73/ProcFabr_Cap4_Desgaste.pdf.
 44. Sandvik Coromant, *ISO N Materiais não ferrosos*. 2016; Available from: http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/materials/workpiece_materials/iso_n_non_ferrous_materials/pages/default.aspx.
 45. Braga, D.U., A.E. Diniz, G.W.A. Miranda and N.L. Coppini, *Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminum-silicon alloys*. Journal of Materials Processing Technology, 2002. 122(1): p. 127-138.
 46. Kelly, J.F. and M.G. Cotterell, *Minimal lubrication machining of aluminium alloys*. Journal of Materials Processing Technology, 2002. 120(1-3): p. 327-334.
 47. Weinert, K., I. Inasaki, J.W. Sutherland and T. Wakabayashi, *Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2004. 53(2): p. 511-537.
 48. Sreejith, P.S. and B.K.A. Ngoi, *Dry machining: Machining of the future*. Journal of Materials Processing Technology, 2000. 101(1-3): p. 287-291.
 49. Morais, J.M.d.S., *Desenho técnico básico*. Desenho de construções mecânicas. 23ª ed. 2006, Porto: Porto Editora.
 50. Barzani, M.M., A.A.D. Sarhan, S. Farahany, S. Ramesh and I. Maher, *Investigating the Machinability of Al-Si-Cu cast alloy containing bismuth and antimony using coated carbide insert*. Measurement, 2015. 62: p. 170-178.
 51. Basavakumar, K.G., P.G. Mukunda and M. Chakraborty, *Influence of microstructure and turning inserts on machinability and surface characteristics of Al-7Si and Al-*

- 7Si–2.5Cu cast alloys. *Materials Science and Engineering: A*, 2007. 465(1–2): p. 85-94.
52. *Use of chip breaker in machining*. [cited 2015 September]; Available from: www.nptel.ac.in/courses/112105127/pdf/LM-07.pdf.
53. Jawahir, I.S. and X.D. Fang, *A knowledge-based approach for designing effective grooved chip breakers - 2D and 3D chip flow, chip curl and chip breaking*. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 1995. 10(4): p. 225-239.
54. Zhou, L., *Machining Chip-Breaking Prediction with Grooved Inserts in Steel Turning*. 2001, Worcester Polytechnic Institute.
55. Jawahir, I.S., P.X. Li, R.Gosh and E.L. Exner, *A New Parametric Approach for the Assessment of Comprehensive Tool Wear in Coated Grooved Tools*. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 1995. 44(1): p. 49-54.
56. Jawahir, I.S., R. Gosh, X.D. Fang and P.X. Li, *An investigation of the effects of chip flow on tool-wear in machining with complex grooved tools*. *Wear*, 1995. 184(2): p. 145-154.
57. Choi, J.P. and S.J. Lee, *Efficient chip breaker design by predicting the chip breaking performance*. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2001. 17(7): p. 489-497.
58. Rahman, M., K.H.W. Seah, X.P. Li and X.D. Zhang, *A three-dimensional model of chip flow, chip curl and chip breaking under the concept of equivalent parameters*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1995. 35(7): p. 1015-1031.
59. Hagiwara, M., S. Chen and I.S. Jawahir, *A hybrid predictive model and validation for chip flow in contour finish turning operations with coated grooved tools*. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009. 209(3): p. 1417-1427.
60. Shinozuka, J., T. Obikawa and T. Shirakashi, *Chip breaking analysis from the viewpoint of the optimum cutting tool geometry design*. *Journal of Materials Processing Technology*, 1996. 62(4): p. 345-351.
61. Lee, Y.M., S.H. Yang and S.I. Chang, *Assessment of chip-breaking characteristics using new chip-breaking index*. *Journal of Materials Processing Technology*, 2006. 173(2): p. 166-171.
62. Gurbuz, H., A. Kurt, I. Ciftci and U. Seker, *The influence of chip breaker geometry on tool stresses in turning*. *Strojnicki Vestnik/Journal of Mechanical Engineering*, 2011. 57(2): p. 91-99.
63. Toropov, A. and S.L. Ko, *Prediction of tool-chip contact length using a new slip-line solution for orthogonal cutting*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2003. 43(12): p. 1209-1215.
64. Sadik, M.I. and B. Lindström, *The effect of restricted contact length on tool performance*. *Journal of Materials Processing Technology*, 1995. 48(1–4): p. 275-282.
65. Kim, H.G., J.H. Sim and H.J. Kweon, *Performance evaluation of chip breaker utilizing neural network*. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009. 209(2): p. 647-656.
66. Miyazawa, H., S. Takeuchi, S. Miyake and M. Murakawa, *Sintered diamond cutting inserts with chip breaker prepared by laser technique*. *Surface & Coatings Technology*, 1996. 86-7(1-3): p. 797-802.

67. Kistler Group, *Quartz 3-Component Dynamometer Type 9257B - Instruction Manual*, Kistler Group, Editor. 1991: Switzerland

ANEXO A: Desenhos Sistema de Fixação Célula de Carga

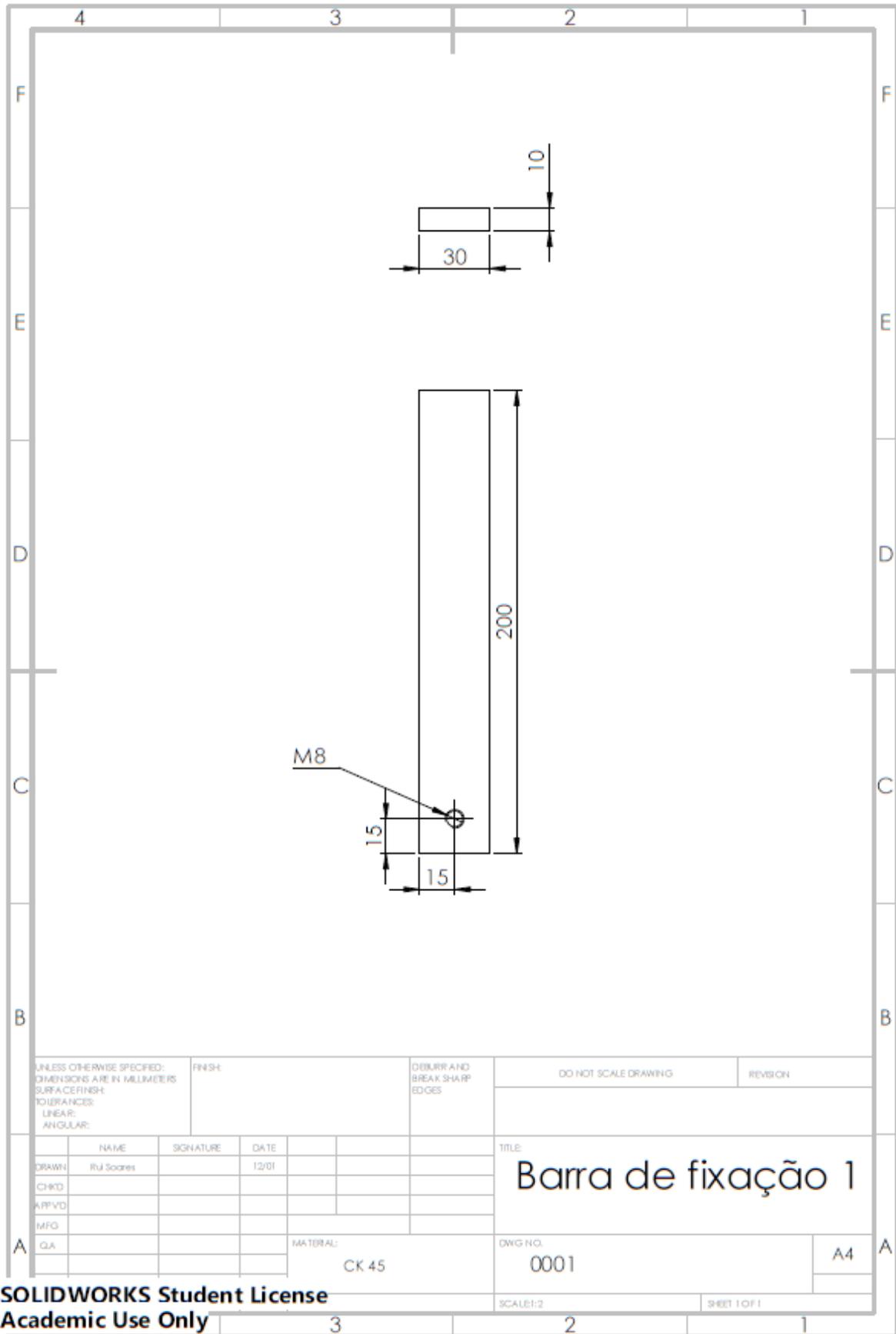


Figura 111 - Desenho barra de fixação 1.

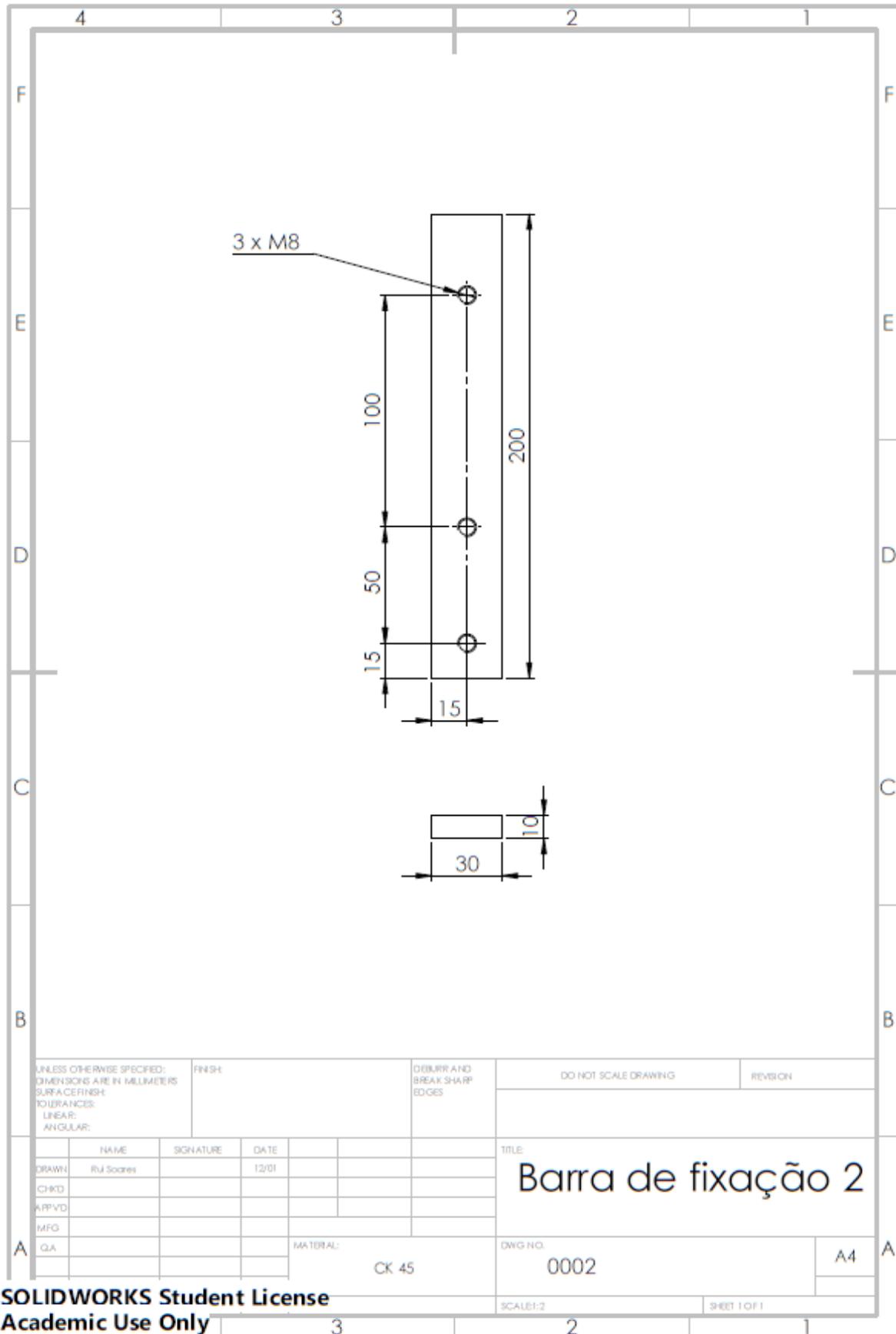


Figura 112 - Desenho barra de fixação 2.

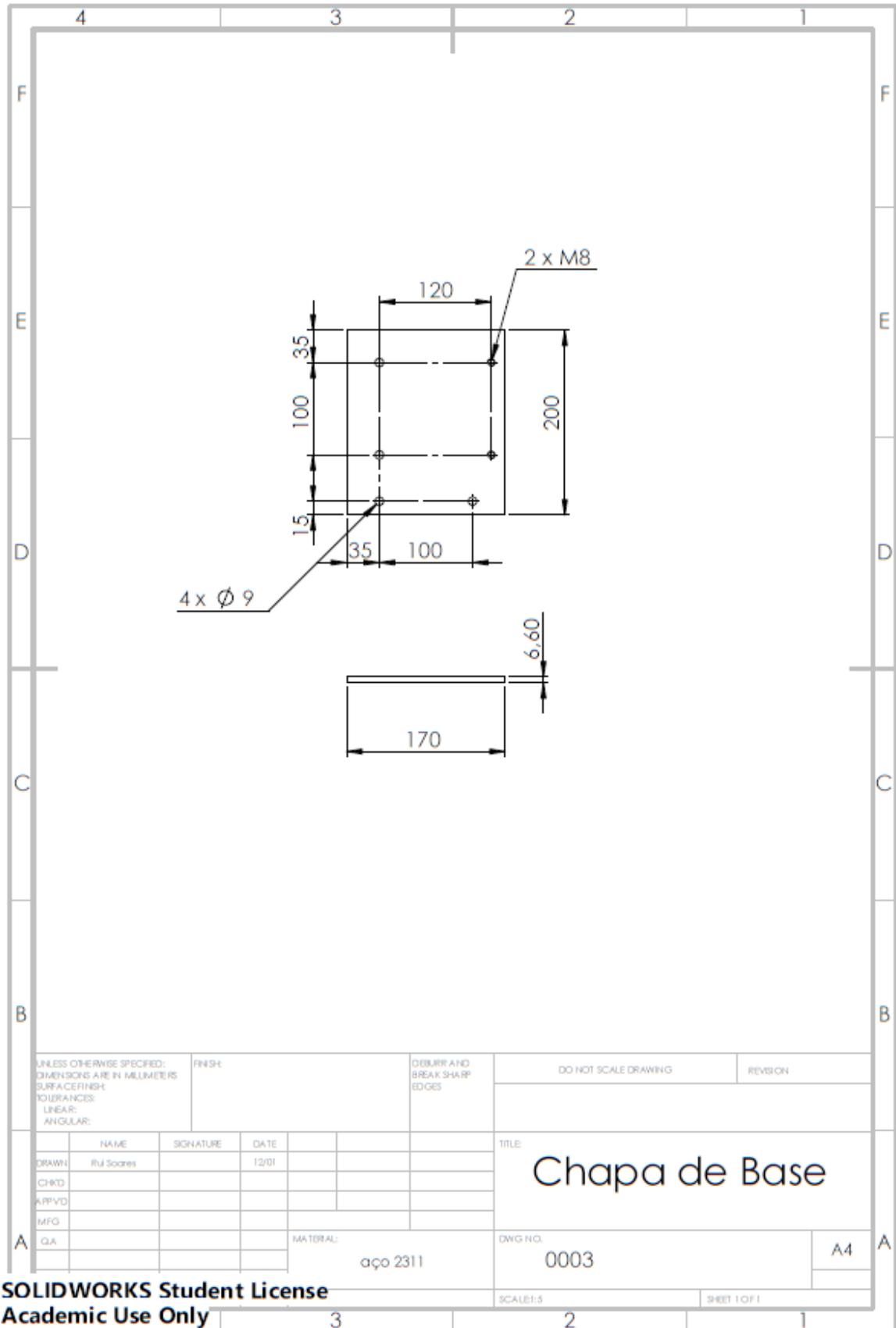


Figura 113 - Desenho chapa de base de fixação da célula de carga ao carro porta-ferramentas.

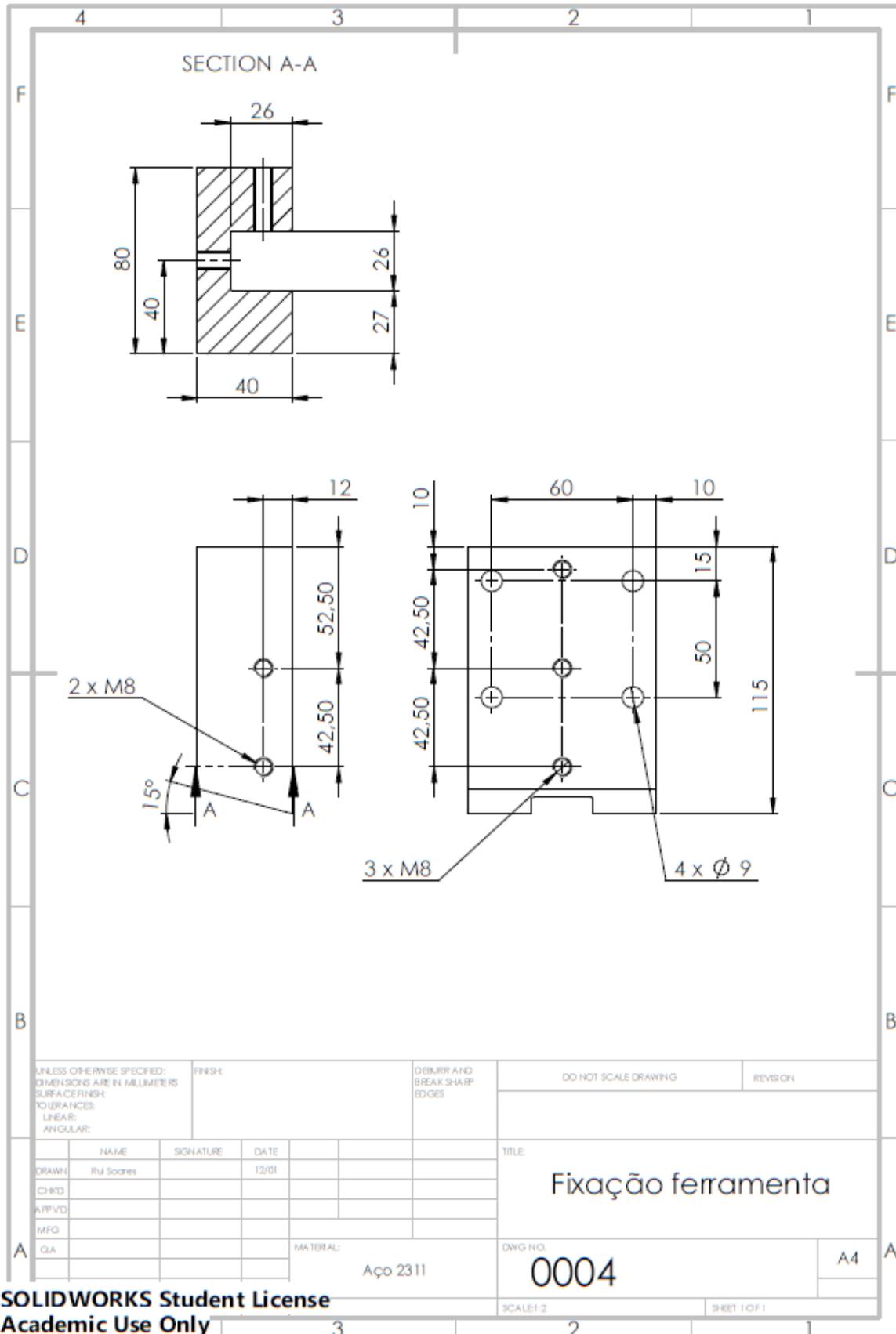


Figura 114 - Desenho da fixação do porta-ferramentas à célula de carga.

ANEXO B: Codificação ensaios realizados

Durante a realização dos ensaios de maquinagem foi utilizado um código numérico para tratar mais facilmente os resultados obtidos para as componentes das forças, rugosidades superficial, bem como identificar as aparas obtidas. Foi utilizado um código de 4 dígitos. O primeiro dígito relativo à pastilha da seguinte forma:

1. Seco DCGT 11T304F - AL, KX
2. Seco DCGT 11T304 - MF2, CP500;
3. Mapal DCGW 11T304F01N - 0AA, PU620
4. Mapal DCGT 11T304F01N - C1A, PU660
5. Mapal DCGT 11T304F01N - C2A, PU670
6. Sandvik DCGX 11T304 - AL, H10
7. Sandvik DCGT 11T304 - UM, H13A

O 2º dígito refere-se à velocidade de corte, o 3º ao avanço e o quarto dígito à profundidade de corte, tal como na tabela 34.

Tabela 35 - Código ensaios realizado.

Torno Paralelo Convencional				
V_{rot} [RPM]	a_p (mm)	Nº de ensaio		
2500	0,25	1.1.1	1.2.1	1.3.1
	0,75	1.1.2	1.2.2	1.3.2
	1,5	1.1.3	1.2.3	1.3.3
	f [mm/rot]	0,05	0,15	0,3
900	a_p (mm)	Nº de ensaio		
	0,25	2.1.1	2.2.1	2.3.1
	0,75	2.1.2	2.2.2	2.3.2
	1,5	2.1.3	2.2.3	2.3.3
	f [mm/rot]	0,05	0,15	0,3
Torno CNC				
V_c [m/min]	a_p (mm)	Nº de ensaio		
690	0,25	3.1.1	3.2.1	3.3.1
	0,75	3.1.2	3.2.2	3.3.2
	1,5	3.1.3	3.2.3	3.3.3
	f [mm/rot]	0,05	0,15	0,3
300	a_p (mm)	Nº de ensaio		
	0,25	4.1.1	4.2.1	4.3.1
	0,75	4.1.2	4.2.2	4.3.2
	1,5	4.1.3	4.2.3	4.3.3
	f [mm/rot]	0,05	0,15	0,3

ANEXO C: Condições de Corte e Estimativa tempo de Vida de Ferramentas



Summary of cutting data for Cylindrical surface

Material details

MyMaterial, AlSi9Cu3, Hardness: 80 HB, Material group:N1.3.C.AG

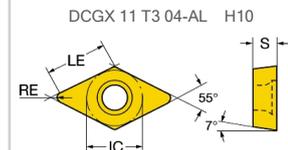
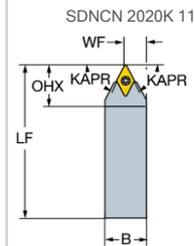
Task details



Cylindrical surface

Machined diameter start (DMS)	55 mm
Machined diameter end (DME)	52 mm
Machined length (LM)	100 mm
Operation type (CTPT)	pre-machining
Workpiece surface condition code (WKPSCC)	Pre-machined
Cutting condition code (CUTCC)	Continuous cut
Rotational speed maximum (RPMX)	5000 1/min

Recommended solution



Type (ASMTYPE)		Indexable	Tool	Insert
Operation (SUBOPSEQ)		Turning External only Longitudinal		
Tool (TOOL)			SDNCN 2020K 11	DCGX 11 T3 04-AL H10
No. of pieces (#)			1	1
Adaption type (ADINTMS)		Rectangular shank -metric: 20 x 20		
Grade (GRADE)		H10		
Type of cooling (COOLSTL)		Dry		
Machining time (TMF)	min:s	00:05.544		
No. of features (TLIFEC)		12300		

Cutting data



Legend

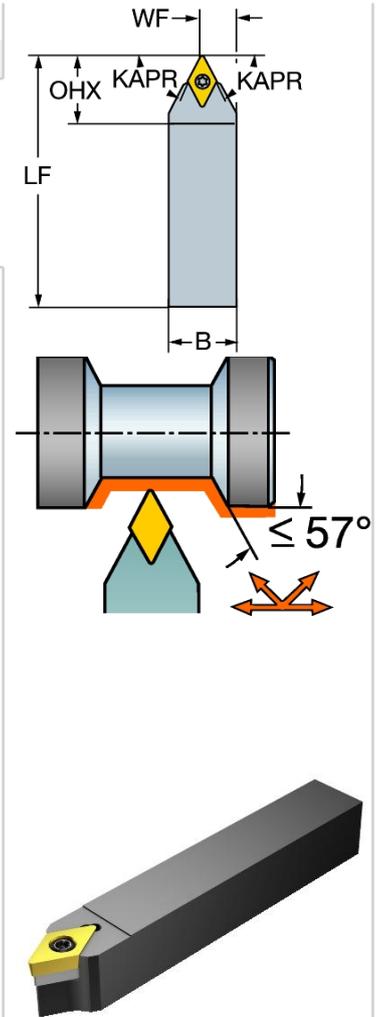


STEP	NOPAP	DMS mm	DME mm	AP mm	VC m/min	FN mm	RPMX 1/min	PPCX kW	MMCX Nm
1	1	55	52	1.5	817	0.225	5000	2.82	5.39

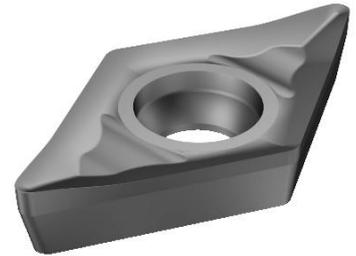
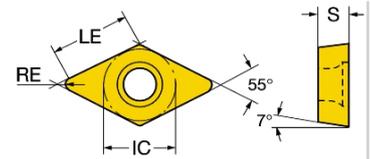
Product information

CoroPak 15.2, Sandvik Coromant CoroGuide® (15.5.0.595)

Description		
CoroTurn® 107 shank tool for turning		
Ordering code		
ISO	SDNCN 2020K 11	
ANSI	SDNCN 2020K 11	
EDP		
Bar code		10089306
KAPR	tool cutting edge angle	62.5 deg
CZC	connection size code	20 x 20
PSIR	tool lead angle	27.5 deg
ADINTMS	adaptive interface machine direction	Rectangular shank -metric: 20 x 20
CUTINT_MASTER	part 2 of cutting item interface identifiers	ISO: DCMT 11T308
RMPX	maximum ramping angle	57 deg
BAWS	workpiece side body angle	0 deg
OHX	maximum overhang	21.9 mm
DPC		FALSE
BMC		Steel
HAND		N
BAMS		0 deg
TSYC		SDNCN
B	shank width	20 mm
H	shank height	20 mm
LF	functional length	125 mm
WF	functional width	10.5 mm
HF	functional height	20 mm
CNCS		0: without coolant
CXSC		0: no coolant exit
SC		D
TQ		3 Nm
WT		0.4 kg
MIIDM		DCMT 11 T3 08
MIIDN		DCMT 3(2.5)2
GAMO		0 deg
LAMS		0 deg
CUTINT_CLAMP		40°-60° insert screw clamping
ITEMTYPE		Tool Item
OAL		125 mm
RELEASEPACK		90.1
SSCM		11
SSCN		08/03/2016 00:00:00



Description		
CoroTurn® 107 insert for turning		
Ordering code		
ISO	DCGX 11 T3 04-AL H10	
ANSI	DCGX 11 T3 04-AL H10	
EDP		
Bar code	10174183	
SSCM	insert seat size code	11
SSCN	insert seat size code	08/03/2016 00:00:00
CTPT	operation type	Medium
L	cutting edge length	11.6279 mm
S	insert thickness	3.96875 mm
IC	inscribed circle diameter	9.525 mm
LE	cutting edge effective length	11.2279 mm
RE	Corner radius	0.3969 mm
D1	fixing hole diameter	4.4 mm
HAND	hand	N
TSYC	tool style code	DCGX-AL
GRADE	grade	H10
SC	insert shape code	D
WT	weight of item	0.005 kg
TC	tolerance class insert	G
CUTINT_CLAMPSU RF	insert clamping interface	INSCLPINT_3B
CUTINT_SIZESHAPE	insert size and shape	MISO_DC11T3_1
COATING	coating	Uncoated
AN	clearance angle major	7 deg
CBMD	chip breaker manufacturer's designation	AL
CECC	cutting edge condition code	F
CEDC	cutting edge count	2
EPSR	insert included angle	55 deg
IFS	insert mounting style code	3
ITEMTYPE	item type	Insert
NSIDE	number of sides of a tool item or cutting item	1
RELEASEPACK	release pack id	91.1
SUBSTRATE	Substrate	HM
TCE	tipped cutting edge code	S
TMC1	material classification level 1	Aluminium/Non-ferrous
WEP	wiper edge property	FALSE



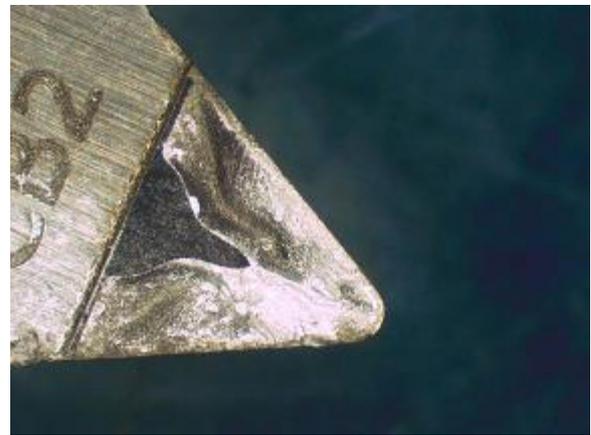
ANEXO D: Visualização da Apra Aderente nas Ferramentas de Corte



a)



b)



c)

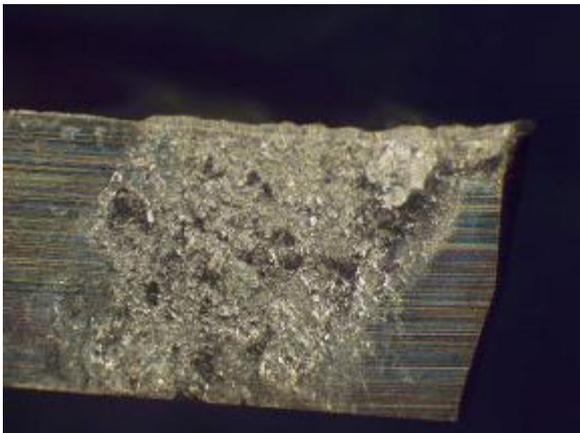
Figura 115 - Visualização do fenômeno de aparas aderente nas pastilhas PCD para a gama dos 100 m/min: a) Mapal DCGW 11T304F01N - 0AA, PU620; b) Mapal DCGT 11T304F01N - C1A, PU660; c) Mapal DCGT 11T304F01N - C2A, PU670.



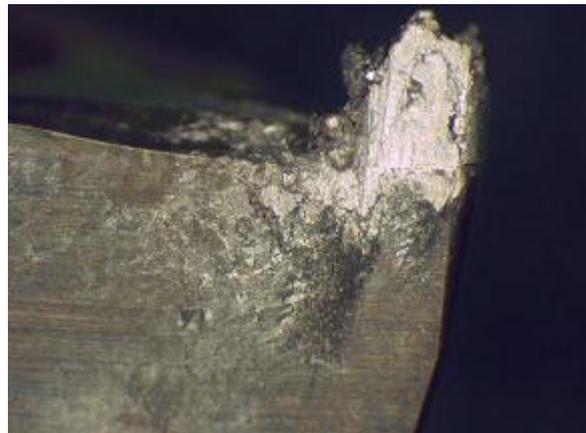
a)



b)



c)



d)

Figura 116 - Visualização do fenómeno de formação da apara aderente na pastilhas de WC para a gama dos 100 m/min: a) Seco DCGT 11T304F - AL, KX; b) Seco DCGT 11T304 - MF2, CP500; c) Sandvik DCGX 11T304 - AL, H10; d) Sandvik DCGT 11T304 - UM, H13A.

