



**Renato Bastos
Ferreira**

ANÁLISE DA MAQUINABILIDADE DO AÇO TRATADO AISI H13



**Renato Bastos
Ferreira**

ANÁLISE DA MAQUINABILIDADE DO AÇO TRATADO AISI H13

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

Dedico este trabalho:

A vós meus pais que lutastes incondicionalmente para me proporcionar a conclusão desta etapa da minha vida

A ti, Ana, que me acompanhaste desde o início nesta caminhada e que sempre estiveste ao meu lado incondicionalmente nos bons e maus momentos.

o júri

presidente

Prof. Doutor Alfredo Manuel Balacó de Morais
professor associado da Universidade de Aveiro

Prof. Doutor Arnaldo Manuel Guedes Pinto
professor adjunto do Instituto Superior de Engenharia do Porto

Prof. Doutor João Paulo Davim Tavares da Silva
professor associado com agregação da Universidade de Aveiro

agradecimentos

Gostaria de prestar o devido agradecimento:

Ao meu orientador com quem muito prezei trabalhar, Professor Doutor João Paulo Davim Tavares da Silva, pela orientação, disponibilidade, amizade e partilha de conhecimentos.

Ao Engenheiro Carlos Lauro pela ajuda, disponibilidade, simpatia, amizade e partilha de experiências.

Ao Doutor Diego Carou Porto, pela ajuda na organização e planificação do presente trabalho bem como pela amizade, prontidão e disponibilidade em acompanhar todas as etapas da presente dissertação.

Ao Engenheiro António Festas pela disponibilidade e pelos esclarecimentos prestados no Laboratório de Tecnologia Mecânica.

À minha namorada pelo apoio, amizade, disponibilidade, e sugestões proferidas no âmbito da presente dissertação.

Aos meus pais que sempre me apoiaram incondicionalmente durante a realização do presente trabalho.

palavras-chave

Aços-ferramenta, torneamento, maquinagem, cerâmica, hard turning, acabamento superficial, desgaste da ferramenta, *Wiper*

resumo

No presente trabalho foi realizado um estudo baseado na maquinabilidade do aço para trabalho a quente AISI H13 (temperado e revenido), utilizando ferramentas cerâmicas de geometria convencional e geometria *Wiper*.

Recorrendo a ensaios de corte curtos foram avaliados o acabamento de superfície da peça bem como a forma e o tipo de apra obtida. Foram também recolhidos valores de força de maquinagem e de vibração na ferramenta, aquando da utilização de ferramentas de corte novas e desgastadas.

Com os ensaios de desgaste foram avaliados o desgaste da ferramenta (VB_c) bem como a forma e o tipo da apra obtida para cada tipo de geometria de ferramenta considerado. Foram também definidas nesta fase as curvas de vida segundo o modelo de Taylor.

Concluiu-se que as ferramentas de geometria *Wiper* representam uma vantagem face às ferramentas de geometria convencional. Estas permitem, para as mesmas condições de corte, obter um acabamento superficial de melhor qualidade e uma boa precisão dimensional. Em termos gerais também se concluiu que os tempos de vida obtidos com ferramentas de geometria *Wiper* são superiores aos obtidos com ferramentas de geometria convencional.

keywords

Tool steel, turning, machining, ceramic, hard turning, surface finish, tool wear, Wiper.

abstract

In the present work was carried out a study based on the machinability of hot work steel AISI H13 (quenched and tempered) using ceramic cutting tools with conventional and Wiper geometry.

Using short cutting tests surface finish of the workpiece as chip morphology have been evaluated. Machining force and tool vibration values using new and worn tools have been collected and evaluated too.

With wear cutting tests the tool wear (VB_c) and chip morphology have been evaluated for each cutting tool geometry considered. Tool life equations based on Taylor's model have been defined at this stage too.

It was concluded that Wiper tool geometry cutting tools represent an advantage face to conventional geometry tool. This one, for the same cutting parameters, can produce a better surface finish and a better dimensional precision. In general it was observed that the tool life of Wiper geometry tools is higher than the observed for conventional geometry cutting tools.

Índice

Índice de Figuras	IV
Índice de Tabelas.....	VIII
Lista de Abreviaturas	IX
1. Introdução	1
1.1 Generalidades.....	1
1.2 Objetivos do trabalho	2
1.3 Organização do trabalho.....	3
2. O Estudo da Maquinabilidade do Aço Tratado AISI H13	5
2.1 Enquadramento	5
2.2 Composição química do aço AISI H13.....	6
2.3 Propriedades Mecânicas do aço AISI H13.....	7
2.4 Tratamentos térmicos aplicados aos aços.....	8
2.5 <i>Hard Turning</i>	11
2.5.1 Definição	11
2.5.2 Relevância do processo na prática industrial.....	11
2.5.3 Materiais para ferramentas de corte de materiais endurecidos.....	13
2.6 Corte por arranque de apara	14
2.6.1 Formação e classificação da apara de corte.....	15
2.7 Força de maquinagem	19
2.8 Temperatura de corte.....	22
2.9 Desgaste e vida das ferramentas de corte.....	25
2.10 Integridade superficial / precisão dimensional.....	29
2.10.1 Tecnologia <i>Wiper</i>	32
2.11 Síntese	33
3. Procedimento Experimental	35

3.1	Material utilizado para realização dos ensaios de corte	35
3.2	Ferramentas de corte utilizadas	36
3.3	Máquina ferramenta	37
3.4	Tipos de ensaio realizados.....	38
3.5	Ensaio Curtos.....	39
3.5.1	Avaliação de apara e rugosidade	39
3.5.2	Ensaio de força de maquinagem e vibração.....	39
3.6	Ensaio longo (desgaste da ferramenta).....	40
3.7	Análise e recolha de dados	41
3.7.1	Método para caracterização da superfície	41
3.7.2	Avaliação de desgaste	42
3.7.3	Medição de força de maquinagem e vibração	43
3.8	Parâmetros de Corte	43
3.9	Síntese	45
4.	Análise e discussão de resultados.....	47
4.1	Ensaio de corte curto de avaliação de apara e rugosidade no aço AISI H13	47
4.1.1	Análise e classificação das aparas obtidas	47
4.1.2	Análise da rugosidade e precisão dimensional.....	50
4.1.2.1	Rugosidade e precisão dimensional obtida com pastilha CC650 de Geometria Convencional.....	51
4.1.2.2	Rugosidade e precisão dimensional obtida com pastilha CC650 de geometria <i>Wiper</i> . 53	
4.1.3	Análise comparativa: geometria convencional vs geometria <i>Wiper</i>	56
4.1.4	Avaliação da influência dos parâmetros de corte no acabamento superficial - ANOVA 58	
4.2	Ensaio de desgaste	60
4.2.1	Análise e classificação da apara obtida	60
4.2.2	Análise da rugosidade superficial.....	62
4.2.3	Desgaste e vida das ferramentas de corte	64

4.3 Ensaio curtos de medição de força de maquinagem e vibração.....	68
4.3.1 Ensaio de medição de força de maquinagem.....	68
4.3.2 Ensaio de medição de vibração.....	70
5. Considerações Finais.....	72
5.1 Conclusões	72
5.2 Trabalhos Futuros.....	74
6. Referências Bibliográficas	75
7. Anexos.....	82

Índice de Figuras

Figura 1 - Geometria de corte Wiper e convencional (adapt.)	3
Figura 2- Ciclo de tratamento térmico para aços de trabalho a quente com temperatura de têmpera acima de 900°C (Soares, 2009).	8
Figura 3 - Curva de revenido para o aço AISI H13.....	9
Figura 4 - Curva TTT (TC) do aço AISI H13	10
Figura 5 - Rugosidade superficial e grau IT possíveis de atingir em hard turning (Byrne et al., 2003)	12
Figura 6 – Ferramentas de corte : a) pastilha com insertos de CBN Sandvik CB7035, b) pastilha de cerâmica Sandvik CC650	14
Figura 7 – Representação dos mecanismos de corte por arranque de apra: (a) modelo de corte ortogonal (b) modelo de corte tridimensional (Dieter, 1981).....	15
Figura 8 – Tipos de apra segundo Groover (2010) : a) descontínua, b) contínua regular, c) contínua irregular,	15
Figura 9- Forma da apra segundo a norma ISO 3685:1993 (adapt.)	16
Figura 10 - Aparas obtidas: (a) $V_c=150$ m/min, (b) $V_c=300$ m/min, (c) $V_c=1500$ m/min (Dolinšek et al., 2004) (adapt.)	17
Figura 11 - Tipos de apra obtidos com diferentes parâmetros de corte e diferentes tipos de ferramenta: T1 - pastilha de carbonetos com revestimento PVD de TiAlN; T2 - pastilha de carbonetos com revestimento CVD.(Chinchanikar and Choudhury, 2013) (adapt.).....	17
Figura 12 - Formação da apra durante o torneamento do aço AISI 52100: (a) ferramenta cerâmica mista com revestimento TiN , (b) ferramenta cerâmica mista sem revestimento (Aslantas et al., 2012).	18
Figura 13 - (a) Apra longa aderida à superfície, (b) apra soldada na superfície (Aslantas et al., 2012) (adapt.).....	18
Figura 14 - Aparas obtidas na simulação a diferentes velocidades de corte: (a)apara contínua, (b) apra serrilhada (Yan et al., 2005)	19
Figura 15 - Tipos de apra para diferentes raios de ponta da ferramenta (Yan et al., 2005).....	19

Figura 16 - Componentes da força de maquinagem em operações de torneamento (Klocke and Kuchle, 2011) (adapt.).....	20
Figura 17 - Zonas de geração de calor durante o processo de corte (Machado et al., 2009).....	22
Figura 18 - Gráfico de relação entre cor da avara obtida, luminosidade e temperatura da zona de corte (Yeo and Ong, 2000) (adapt.).....	24
Figura 19 - Formas de desgaste típicas das ferramentas segundo a norma ISO 3685:1993.....	25
Figura 20 - Evolução do desgaste das pastilhas: (a) Pastilhas sem revestimento ($V_c=250$ m/min, $a=0,2$ mm/rot, $t_c=9$ min), (b) Pastilhas revestidas ($V_c=250$ m/min, $a=0,2$ mm/rot, $t_c=9$ min), (c) Pastilhas sem revestimento ($V_c=300$ m/min, $a=0,1$ mm/rot, $t_c=6$ min), (d) Pastilhas revestidas ($V_c=300$ m/min, $a=0,1$ mm/rot, $t_c=6$ min) (Karpuschewski et al., 2013).....	28
Figura 21 - Efeito do raio de ponta no desgaste da ferramenta: (a) pastilhas cêramicas mistas sem revestimento, (b) pastilhas cerâmicas mistas com revestimento TiN (Karpuschewski et al., 2013) (adapt.)	28
Figura 22 - Diversos comprimentos de medida utilizados na medição de rugosidade (Davim, 2008b)	30
Figura 23 – Geometrias de ferramentas de corte: a) Geometria convencional, b) Geometria Wiper	33
Figura 24 - Provetes de aço AISI H13 utilizados	35
Figura 25 - Porta-ferramentas utilizado nos ensaios de torneamento.....	36
Figura 26 - Torno CNC Kingsbury MHP utilizado nos ensaios (cortesia DEM-UA)	37
Figura 27 - Representação dos ensaios curtos de avaliação de avara e rugosidade	39
Figura 28 - Representação dos ensaios curtos de medição de força de maquinagem e vibração.....	40
Figura 29 – Representação do ensaio longo.....	40
Figura 30 - Medição da rugosidade superficial de um provete de ensaio (aço AISI H13) com o rugosímetro Hommel Tester T1000E (cortesia DEM-UA).....	41
Figura 31 - Pontos de medição de rugosidade.....	42
Figura 32 - Microscópio ótico Mitutoyo TM e sistema de aquisição de imagem e iluminação utilizados na medição do desgaste das ferramentas de corte (cortesia DEM – UA).....	42
Figura 33 - Dispositivos utilizados nos ensaios de força e vibração: interfaces de comunicação e condicionamento de sinal; b) dinamómetro piezoelétrico e acelerómetro (cortesia DEM-UA).	43

Figura 34 - Esquema de síntese do procedimento experimental	45
Figura 35 - Aparas obtidas (1.0x) no ensaio de corte curto com ferramenta cerâmica CC650 ($V_c=80$ m/min, $p=0,2$ mm): a) geometria convencional; b) geometria Wiper	47
Figura 36-Aparas obtidas (1.0x) no ensaio de corte curto com ferramenta cerâmica CC650 ($V_c=160$ m/min, $p=0,2$ mm): a) geometria convencional; b) geometria Wiper	48
Figura 37-Aparas obtidas (1.0x) no ensaio de corte curto com ferramenta cerâmica CC650 ($V_c=240$ m/min, $p=0,2$ mm): a) geometria convencional; b) geometria Wiper	49
Figura 38- Evolução da rugosidade média aritmética (R_a) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria convencional.	51
Figura 39 - Evolução da rugosidade máxima (R_t) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria convencional.	52
Figura 40 - Evolução de IT em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria convencional.	53
Figura 41-Evolução da rugosidade média aritmética (R_a) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria Wiper.	54
Figura 42-Evolução da rugosidade máxima (R_t) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria Wiper.....	55
Figura 43-Evolução de IT em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria Wiper	56
Figura 44 - Evolução de R_a em função do avanço para as ferramentas CC650 de geometria convencional e Wiper: a) $V_c=80$ m/min, b) $V_c=160$ m/min, c) $V_c=240$ m/min.	57
Figura 45 - Valores de p para cada fator de influência e suas combinações	59
Figura 46 - Aparas obtidas (1.0X) nos ensaios longos a diferentes velocidades de corte, correspondentes à passagem inicial e à passagem final ($a=0.05$ mm/rot e $p=0.2$ mm/rot)	61
Figura 47 - Evolução da rugosidade média aritmética (R_a) em função do tempo de corte obtidos nos ensaios longos com as ferramentas cerâmicas CC650 de geometria convencional e Wiper: a) $V_c=80$ m/min, b) $V_c=240$ m/min.....	62

Figura 48 - Evolução da rugosidade máxima (R_t) em função do tempo de corte obtidos nos ensaios longos com as ferramentas cerâmicas CC650 de geometria convencional e Wiper: a) $V_c=80$ m/min ; b) $V_c=240$ m/min	63
Figura 49 - Evolução do desgaste (VB_c) em função do tempo de corte (T_c) com $V_c=80$ m/min ($p=0,2$ mm, $a=0,05$ mm/rot)	65
Figura 50 - Evolução do desgaste (VB_c) em função do tempo de corte (T_c) com $V_c=240$ m/min ($p=0,2$ mm, $a=0,05$ mm/rot).....	65
Figura 51 - Desgaste da ferramenta observado (30x) no microscópio Mitutoyo para $a=0,05$ mm/rot e $p=0,2$ mm : a) 80 m/min; b)240 m/min.....	66
Figura 52- Valores de variação de força de maquinagem (diferença entre valor máximo e mínimo) para as três componentes de força (F_x , F_y e F_z) obtidos nos ensaios com ferramenta CC650 de geometria convencional e Wiper (novas e desgastadas) com $V_c=80$ m/min.	68
Figura 53 - Valores de variação de força de maquinagem (diferença entre valor máximo e mínimo) para as três componentes de força (F_x , F_y e F_z) obtidos nos ensaios com ferramenta CC650 de geometria convencional e Wiper (novas e desgastadas) com $V_c=240$ m/min.	69
Figura 54 - Valores de variação de vibração registados nos ensaios utilizando ferramentas CC650 de geometria convencional e Wiper (novas e desgastadas) para $V_c=80$ m/min.	70
Figura 55 - Valores de variação de vibração registados nos ensaios utilizando ferramentas CC650 de geometria convencional e Wiper (novas e desgastadas) para $V_c=240$ m/min.	71

Índice de Tabelas

Tabela 1 - Designação do aço AISI H13 nas diversas normas.....	5
Tabela 2 - Composição química do aço AISI H13 (% em peso).....	6
Tabela 3 - Valores limite dos elementos de liga para classificação dos aços sem liga (Soares, 2009)	6
Tabela 4 - Funções dos elementos constituintes do Aço AISI H13 (Soares, 2009).....	7
Tabela 5 - Propriedades mecânicas do aço AISI H13	8
Tabela 6 - Critérios de vida para ferramentas de corte de diversos materiais segundo a norma ISO 3685:1993.....	26
Tabela 7 - Valores de n observados na utilização de diferentes materiais de ferramenta (Davim, 2008a).....	27
Tabela 8 - Composição química do aço AISI H13 utilizado (% em peso).....	35
Tabela 9 - Algumas propriedades das pastilhas cerâmicas CC650 utilizadas (Adam Khan and Senthil Kumar, 2011)	36
Tabela 10 - Designação e parâmetros da geometria de corte das pastilhas utilizadas.....	37
Tabela 11 – Características do torno utilizado nos ensaios	38
Tabela 12 - Parâmetros de corte utilizados nos ensaios curtos	44
Tabela 13 - Parâmetros de corte utilizados nos ensaios longos.....	44
Tabela 14 - Classificação da forma da apara obtida nos ensaios curtos (segundo a norma ISO 3685:1993)	50
Tabela 15-Dados utilizados para teste ANOVA	58
Tabela 16 - Tempo de Vida das Ferramentas de corte usadas nos ensaios de desgaste.....	67
Tabela 17 - Valores das constantes de Taylor, obtidos para as ferramentas CC650 de geometria convencional e Wiper.....	67

Lista de Abreviaturas

a	Avanço de corte
AISI	<i>American Iron and Steel Institut</i>
Al ₂ O ₃	Óxido de Alumínio (alumina)
C	Constante da Lei de Taylor
CNC	Comando numérico computarizado
DEM	Departamento de Engenharia Mecânica
e	Espessura da apara antes de corte
e'	Espessura da apara após o corte
Et al.	e outros (do Latim <i>et alii</i>)
FANUC	<i>Fujitsu Automated Numerical Control</i>
Hz	Hertz
ISO	<i>International Organization for Stardardization</i>
IT	Tolerância internacional
KB	Largura da cratera
KM	Eixo de corte da cratera
KT	Profundidade da cratera
kW	kiloWatt
m/min	Metro por minuto
mm	Milímetro
mm/rot	Milímetro por rotação
Mn	Manganês
Mo	Molibdénio
n	Expoente da Lei de Taylor
PVD	<i>Physical Vapour Deposition</i>
Ra	Rugosidade média aritmética
Rt	Rugosidade máxima
Rta	Rugosidade média aritmética teórica
rpm	Rotações por minuto
T	Tempo de vida da ferramenta
Ti	Titânio
TiAlN	Nitreto de titânio e alumínio
TiC	Carboneto de Titânio

TiCN	Carbonitreto de Titânio
UA	Universidade de Aveiro
VB	Desgaste de flanco
VB _{máx}	Desgaste de flanco máximo
V _c	Velocidade de corte
γ	Ângulo de ataque da ferramenta
α	Ângulo de saída
r _{ϵ}	Raio de ponta da ferramenta
χ	Ângulo de posição da ferramenta
°C	Grau Celsius
ϕ	Ângulo de corte
%	Porcentagem
μm	Micrómetro

1. Introdução

1.1 Generalidades

Dadas as constantes mudanças que ocorrem no cenário industrial, a aplicação de técnicas de otimização nos processos de corte por arranque de apra é essencial para responder à constante procura de produtos de qualidade. Estas técnicas de otimização são consideradas vitais para um melhoramento contínuo na qualidade dos produtos e processos e incluem a criação de modelos de relação entre parâmetros do processo e determinação das condições ótimas de corte (Mukherjee and Ray, 2006).

A importância dos processos de maquinagem tem vindo a ser evidenciada ao longo do tempo. Trent (1991) afirmou que as operações de maquinagem são o processo mais versátil e mais comum para a obtenção de geometrias complexas de elevada precisão e num vasta gama de materiais.

Tomando em especial atenção o aço utilizado no presente estudo (AISI H13 tratado) verifica-se que os aspetos acima referidos estão de acordo com o seu âmbito de aplicação. O aço AISI H13 é um aço-ferramenta para trabalho a quente largamente utilizado na indústria dos moldes. Nesta área existem determinados requisitos técnicos, tais como a exigência de acabamento de superfície de elevada qualidade, a necessidade de remoção de grandes quantidades de material de forma a obter geometrias complexas bem como elevada precisão dimensional. No entanto há também requisitos do ponto de vista económico uma vez que o tempo inerente ao processo limita a cadência produtiva no meio industrial. É assim importante realizar estudos que permitam perceber o comportamento quer do material quer da ferramenta quando sujeitas a determinadas condições de corte. O objetivo principal dos estudos de maquinabilidade é o de relacionar as condições de corte (velocidade de corte, avanço, penetramento, tipo de material e geometria da ferramenta, etc.) com alguns aspetos que condicionam o processo (forças de corte, desgaste da ferramenta, acabamento superficial, precisão dimensional, custo e taxa de produção).

No processo de corte por arranque de apra é possível afirmar que é de extrema importância obter peças com elevada qualidade no menor tempo possível. Surgiram nesse sentido inovações no que toca às ferramentas de corte. Segundo os fabricantes de ferramentas, a geometria *Wiper* permite obter acabamentos superficiais de qualidade duplicando o avanço. É possível dizer-se que a possibilidade de utilizar avanços mais altos reduz o tempo total de maquinagem sem comprometer a qualidade. Assim, torna-se útil confirmar esta afirmação, tendo em conta a utilização de materiais

com características especiais, como o caso do aço alvo deste estudo que possui dureza elevada (54HRC). A utilização de ferramentas avançadas para a maquinagem de materiais endurecidos é também um fator de estudo de elevada importância. Dando especial ênfase aos cerâmicos, verificaram-se nos diversos trabalhos publicados que este tipo de ferramenta revela resultados positivos quer no que se refere a tempo de vida quer no que se refere a acabamento superficial. Não obstante para utilização deste tipo de ferramenta são necessários alguns cuidados na definição dos parâmetros de corte uma vez que estas possuem baixa tenacidade, sendo por isso muitas vezes alvo de lascamentos e quebras localizadas na aresta de corte.

1.2 Objetivos do trabalho

Pretende-se com este trabalho avaliar a maquinabilidade do aço AISI H13 tratado (temperado e revenido) com 54 HRC através da realização de ensaios de torneamento cilíndrico exterior a seco, utilizando ferramentas de corte cerâmicas (Al_2O_3 / TiN/ TiC) de geometria convencional e geometria *Wiper*.

Esta análise é feita tendo como alvo os seguintes objetivos:

- Estudar o tipo e a forma da apara;
- Avaliar o acabamento da superfície maquinada (rugosimetria);
- Avaliar o desgaste da ferramenta de corte;
- Medição de força de maquinagem e vibração;

Com base nos objetivos anteriormente enunciados, pretende-se ainda realizar uma avaliação do desempenho das ferramentas de geometria convencional em comparação com o desempenho das ferramentas de geometria *Wiper*, no torneamento do aço AISI H13.

As ferramentas *Wiper* utilizam tecnologia de raio de ponta múltiplo (Figura 1). Segundo os fabricantes, esta tecnologia permite obter um melhor acabamento de superfície quando comparado com as ferramentas convencionais. Estes afirmam ainda que utilizando uma gama de avanço duas vezes superior é possível obter um acabamento de superfície com a mesma qualidade. Do ponto de vista económico revela-se desta forma um meio de aumentar a produtividade nos processos de maquinagem.

O presente trabalho propõe-se a demonstrar a vantagem da utilização de ferramentas de geometria *Wiper* no torneamento exterior do aço tratado AISI H13 (54HRC) face à utilização de ferramentas de geometria convencional.

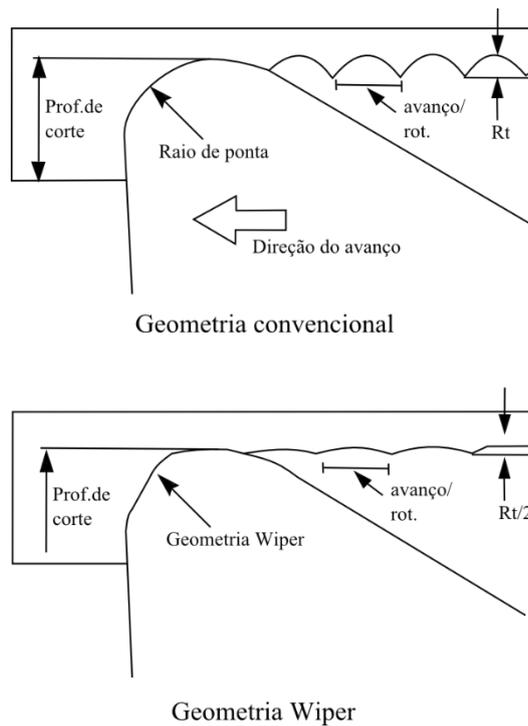


Figura 1 - Geometria de corte *Wiper* e convencional (adapt.)¹

1.3 Organização do trabalho

O presente trabalho encontra-se dividido em cinco capítulos e está organizado da seguinte forma:

- No **Capítulo 1 “Introdução”** é efetuada uma introdução ao presente trabalho.
- No **Capítulo 2 “Estudo da maquinabilidade do aço tratado AISI H13”** são apresentados alguns trabalhos e resultados experimentais obtidos por diversos autores na maquinagem não só do aço AISI H13, mas também de outros aços tratados.
- No **Capítulo 3 “Procedimento Experimental”** é feita uma apresentação do material em estudo bem como das ferramentas e equipamentos técnicos utilizados. São apresentados os procedimentos experimentais e os parâmetros de corte utilizados.
- No **Capítulo 4 “Análise e Discussão de Resultados”** é feita uma apresentação, análise e discussão dos resultados obtidos.

¹ <http://www.sandvik.coromant.com/>

- No Capítulo 5 “**Considerações Finais**” são apresentadas as conclusões gerais do presente trabalho e apresentam-se também algumas propostas para trabalhos futuros.

2. O Estudo da Maquinabilidade do Aço Tratado AISI H13

2.1 Enquadramento

O aço AISI H13 insere-se no grupo dos aços para trabalho a quente. Podem ser encontradas outras designações para este aço (Tabela 1).

Tabela 1 - Designação do aço AISI H13 nas diversas normas

AISI ²	EURONORM ³	UNE ⁴	DIN ⁵	Número (Europa)
H13	X40CrMoV 5 1 1	F-5318	X40CrMoV 5 1	1.2344

No decorrer do texto o aço em estudo será designado segundo a norma AISI.

Designa-se de trabalho a quente o regime de trabalho em que uma ferramenta está sujeita a uma temperatura permanente no mínimo de 200 °C, podendo ainda suportar picos de temperatura inerentes ao processo (Soares, 2009).

Os aços que se inserem neste grupo encontram-se sujeitas a esforços bastante elevados de natureza mecânica e térmica. Assim sendo, considera-se que todos os aços para trabalho a quente devem possuir as seguintes características (Soares, 2009) :

- Insensibilidade aos choques térmicos;
- Elevada tenacidade a quente;
- Boa condutibilidade térmica;
- Boa resistência ao desgaste a quente;
- Elevada resistência ao revenido.

A realização de ciclos térmicos inerentes ao processo de trabalho conduz ao aparecimento de fissuras na superfície do aço. A insensibilidade a choques térmicos é, portanto, uma característica importante nos aços para trabalho a quente. Este tipo de aço deve também possuir uma elevada tenacidade a quente de forma a evitar fissuras profundas que surgem à temperatura de serviço. Outra propriedade importante é a boa condutibilidade térmica, sendo esta necessária para evitar o aquecimento excessivo da ferramenta. A resistência a quente deve também ser garantida dada a

² American Iron and Steel Institut, Nova Iorque

³ European Norm (EN)

⁴ Una Norma Espanola, Madrid

⁵ Deutsches Institut fur Normung (norma alemã)

necessidade de manter a resistência a choques mecânicos e esforços de tração e compressão a elevadas temperaturas. Os esforços prolongados a temperaturas elevadas correspondem a um revenido de longa duração. De modo a que não seja alterada a dureza do material é necessário que este possua uma elevada resistência ao revenido (Soares, 2009).

Tendo em conta estas características o aço AISI H13 tem sido amplamente utilizado na produção de ferramentas moldantes para trabalho a quente, tal como moldes para injeção e moldes de forjamento (Yan et al., 2007). Estes processos envolvem temperaturas tipicamente entre 315-650 °C (Coldwell et al., 2003). Outra das aplicações bastante comuns do aço H13 é na produção de moldes para extrusão, sendo a par do aço AISI H11 um dos mais utilizados (Soares, 2009).

2.2 Composição química do aço AISI H13

O aço AISI H13 possui a composição química presente na Tabela 2.

Tabela 2 - Composição química do aço AISI H13 (% em peso)⁶

Ferro (Fe)	Carbono (C)	Crómio (Cr)	Molibdénio (Mo)	Silício (Si)	Manganês (Mn)	Vanádio (V)
≥ 90,95	0,32 – 0,40	5,13 – 5,25	1,3 – 1,4	1,0	0,4	1,0

Segundo Soares (2009), os valores limite das percentagens dos elementos de liga admissíveis nos aços para que possam ser considerados sem liga encontram-se na Tabela 3.

Tabela 3 - Valores limite dos elementos de liga para classificação dos aços sem liga (Soares, 2009)

Silício	0,50 %
Manganês	1,65 %
Crómio	0,30 %
Níquel	0,30 %
Molibdénio	0,08 %
Vanádio	0,10 %
Tungsténio	0,10 %

⁶ http://www.matweb.com/search/datasheet_print.aspx?matguid=e30d1d1038164808a85cf7ba6aa87ef7
<http://www.ramada.pt>

Cobalto	0,10 %
Titânio	0,05 %
Cobre	0,40 %
Alumínio	0,10 %
Fósforo+Enxofre	0,12 %

Um aço é considerado de liga se possuir um destes elementos com teor igual ou superior ao indicado. Comparando a composição química do aço AISI H13 com os valores limite da Tabela 3 conclui-se que este se insere na família dos aços ligados.

Torna-se também importante realizar uma análise dos elementos constituintes e compreender qual a sua função nas características deste aço. As propriedades referidas anteriormente encontram-se intrinsecamente ligadas com os elementos constituintes e com a sua proporção. Na Tabela 4 encontram-se as propriedades que cada constituinte adiciona ao aço AISI H13.

Tabela 4 - Funções dos elementos constituintes do Aço AISI H13 (Soares, 2009)

Elemento	Função
Carbono (C)	Aumenta a dureza e a resistência.
Silício (Si)	Aumenta a resistência ao desgaste.
Manganês (Mn)	Diminui a formação de fissuras a quente. Desoxidante.
Crómio (Cr)	Aumenta a resistência ao desgaste.
Molibdénio (Mo)	Aumenta a resistência a quente e melhora a temperabilidade.
Vanádio (V)	Aumenta a resistência a quente e a insensibilidade ao aquecimento.

2.3 Propriedades Mecânicas do aço AISI H13

Algumas das propriedades mecânicas que caracterizam o aço AISI H13 encontram-se na Tabela 5.

Tabela 5 - Propriedades mecânicas do aço AISI H13⁷

Dureza [HRC]	28-54
Módulo de Elasticidade [GPa]	210
Módulo de Corte [GPa]	81
Tensão Limite de Elasticidade [MPa]	1650
Tensão de Ruptura [MPa]	1990
Coefficiente de Poisson	0,3

2.4 Tratamentos térmicos aplicados aos aços

Os tratamentos de base mais utilizados para o endurecimento de materiais são os tratamentos térmicos. Aços para ferramentas de trabalho a quente são frequentemente sujeitos a este tipo de tratamentos de forma a melhorarem as suas propriedades mecânicas.

Uma definição simples para tratamento térmico é apresentada por Soares (2009) e refere que o tratamento térmico é um processo, no qual o aço no estado sólido é submetido a um ou vários ciclos de aquecimento, estágio e arrefecimento, de forma a conferir-lhes certas propriedades.

O ciclo de tratamento térmico varia conforme o tipo de aço e a sua aplicação. No caso dos aços para trabalho a quente, onde se insere efetivamente o aço AISI H13 em estudo, o ciclo consiste em realizar um recozimento de distensão seguido de têmpera e três revenidos. Na Figura 2 encontra-se um esquema do tratamento aplicado a este tipo de aços, proposto por Soares (2009).

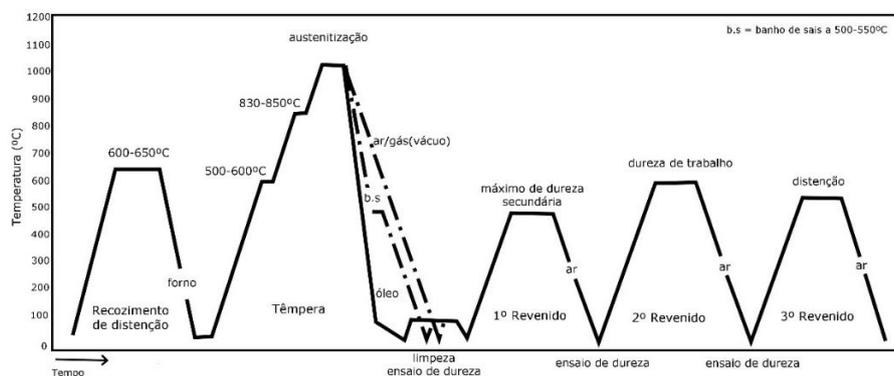


Figura 2- Ciclo de tratamento térmico para aços de trabalho a quente com temperatura de têmpera acima de 900°C (Soares, 2009).

⁷ http://www.matweb.com/search/datasheet_print.aspx?matguid=e30d1d1038164808a85cf7ba6aa87ef7

Autores como Ki and So (2012) designam este processo como tratamento térmico tradicional. Esta designação advém de nos últimos anos terem sido estudados outros tipos de tratamentos térmicos como é o caso de tratamentos laser, estudados pelos autores referidos, ou casos de tratamento sub-zero estudados por Çiçek et al. (2013).

A primeira etapa realizada no tratamento térmico dos aços para trabalho a quente é o recozimento de distensão que tem como objetivo a eliminação ou redução das tensões presentes no aço.

Em seguida é efetuada a têmpera. Esta é a etapa de maior importância no tratamento térmico, onde ocorrem gradientes de temperatura bastante significativos e rápidas mudanças de fase no aço (Ferguson et al., 2005). Durante este processo, o aço é aquecido até à sua temperatura de austenitização (também denominada temperatura de têmpera). Esta temperatura é normalmente indicada nos catálogos dos fabricantes e, para o caso do aço AISI H13, situa-se entre os 980 °C e os 1030 °C⁸.

Por fim é efetuado o revenido. Este, além de ter como finalidade a eliminação de tensões induzidas pelo arrefecimento, tem ainda como objetivo aumentar a dureza do aço. Soares (2009) recomenda para o caso do aço AISI H13 a realização de três revenidos.

Para o aço AISI H13 definem-se nas figuras 3 e 4 a respetiva curva de revenido e o diagrama de transformação TTT(TC).

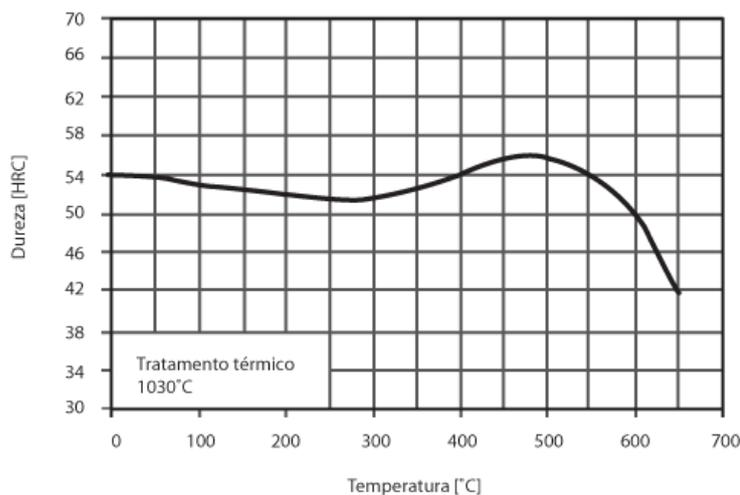


Figura 3 - Curva de revenido para o aço AISI H13⁹

⁸ <http://www.ramada.pt>

⁹ http://www.metalli.net.br/br/produtos/12/1.2344_ESR

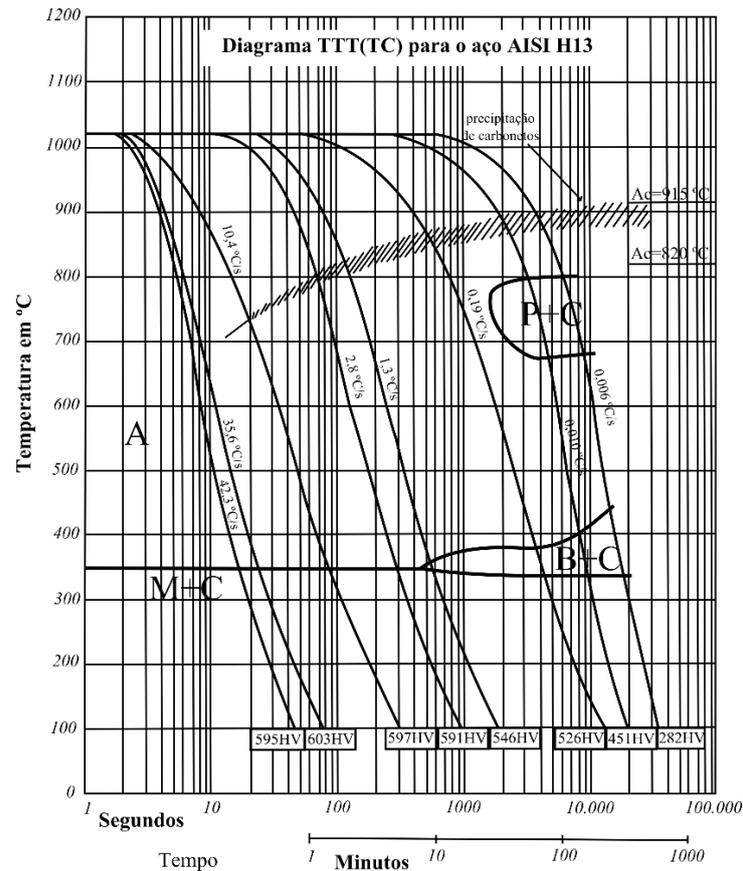


Figura 4 - Curva TTT (TC) do aço AISI H13¹⁰

As curvas apresentadas são de grande utilidade aquando da realização do tratamento térmico. A curva de revenido permite saber a dureza final que será obtida aquando da realização do revenido, em função da temperatura. Já o diagrama TTT(TC) permite observar as transformações que ocorrem no aço durante o processo de arrefecimento contínuo.

Recentemente tem sido aplicadas operações que, apesar de não substituírem nenhuma das anteriores, complementam o processo de tratamento térmico. O caso do tratamento sub-zero tem recentemente sido alvo de estudo por diversos autores.

O tratamento sub-zero (também designado de tratamento por refrigeração) consiste em realizar um arrefecimento gradual do aço (Jaswin and Lal, 2011) até este atingir temperaturas negativas na ordem dos -100 °C. Este tratamento tem como objetivo conseguir a transformação da austenite residual em martensite, dado que se esta permanecesse ir-se-ia transformando isotermicamente noutras estruturas com volume específico diferente, provocando variações dimensionais (Soares, 2009).

¹⁰ <http://www.oyalmetal.com/tablorar/63-utopmo2.html>

Nos últimos anos tem vindo a ser estudado cada vez mais uma variante deste tratamento: a denominada criogenização. O procedimento é em tudo semelhante ao realizado no tratamento sub-zero convencional com exceção das temperaturas atingidas. Neste caso estão envolvidas temperaturas significativamente mais baixas que se encontram entre -125 °C e -196 °C (Molinari et al., 2001). Estas são conseguidas mergulhando o aço em azoto líquido (Jaswin and Lal, 2011).

A criogenização pode ser realizada após a têmpera ou entre revenidos. Molinari et al. (2001) verificaram que para o aço AISI H13 há um aumento da resistência ao desgaste e da tenacidade realizando a criogenização imediatamente após a têmpera. Outros autores como Koneshlou et al. (2011) afirmam que a transformação da austenite residual em martensite, bem como a redução do seu tamanho de grão e a reorganização estrutural provocada por este tratamento, resultam numa melhoria das propriedades mecânicas do aço AISI H13. Estes autores referem ainda que este tratamento leva a uma precipitação de grãos finos de carbonetos de forma uniforme.

2.5 *Hard Turning*

2.5.1 Definição

O processo de maquinagem de materiais endurecidos é definido como sendo um processo de *Hard Machining* (HM). No caso mais específico de torneamento é aplicado o termo *hard turning*.

Este tipo de operação é realizada em materiais com uma dureza compreendida entre 40 e 63 HRC (Özel et al., 2007). No entanto, existem autores que indicam intervalos de dureza diferente: Grzesik and Wanat (2006) indica que o *hard turning* apenas se aplica a materiais com dureza superior a 60 HRC. Já o fabricante de ferramentas Sandvik Coromant define *hard turning* para materiais de dureza compreendida ente 42 e 65 HRC ¹¹.

2.5.2 Relevância do processo na prática industrial

O processo de *hard machining* e, conseqüentemente, o *hard turning* representa uma melhoria quando comparado com o processo convencional de maquinagem. Existem algumas vantagens, nomeadamente (Suresh et al., 2012) (Davim, 2008a) (Paiva et al., 2012):

¹¹ www.sandvik.com

- Trata-se de um processo mais rápido e mais ecológico uma vez que pode ser realizado com menos operações de maquinagem e sem a utilização de fluidos de corte;
- Menor custo de produção;
- É possível uma maior taxa de remoção do material;
- Obtenção de melhor acabamento superficial;
- Redução do consumo energético.

As vantagens apresentadas proporcionaram uma alteração no ciclo de produção de peças por maquinagem tradicional. O processo de *hard turning* prevê a maquinagem de materiais endurecidos e dispensa a realização de processos de retificação.

Na Figura 5 observa-se que é possível atingir valores de $1 \mu\text{m Rz}$ (equivalente a $0.1 \mu\text{m Ra}$) correspondente ao grau de tolerância IT3, apenas recorrendo a operações de *hard turning*. Note-se que o corte é realizado maioritariamente pelo bico da pastilha, ou seja, utilizando profundidades de corte reduzidas. No entanto, para tolerâncias mais apertadas é realizada uma operação de retificação posterior.

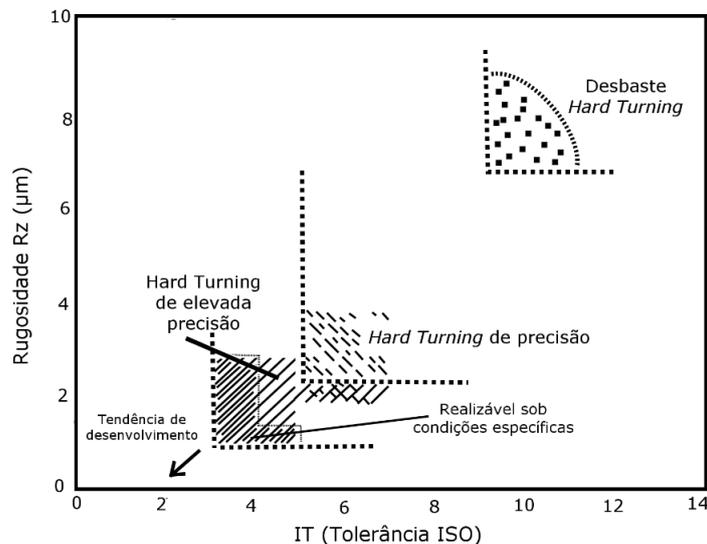


Figura 5 - Rugosidade superficial e grau IT possíveis de atingir em *hard turning* (Byrne et al., 2003)

Apesar das operações de *hard turning* apresentarem geralmente boa precisão, surgem por vezes problemas relacionados com a integridade superficial, principalmente mudanças na sua microestrutura (designada de camada branca), fenómeno que tem sido estudado por diversos autores tais como Attanasio et al. (2012) e Bosheh and Mativenga (2006). A camada branca está associada ao desgaste da ferramenta no caso das operações de torneamento e é composta por uma estrutura

martensítica de elevada dureza. Esta estrutura torna a superfície da peça frágil, promovendo a formação de fissuras (Bosheh and Mativenga, 2006).

As operações de *hard turning* possuem importância significativa na indústria automóvel, na indústria de rolamentos e na indústria de moldes (Davim, 2008a), onde se insere o aço AISI H13.

2.5.3 Materiais para ferramentas de corte de materiais endurecidos

No processo de *hard machining* aplicado aos aços são geralmente utilizadas ferramentas de dois tipos: ferramentas cerâmicas (Figura 6b) e ferramentas de nitreto de Boro cúbico, designadas por CBN (Figura 6a) (Özel et al., 2007). Também podem ser utilizadas ferramentas de carbonetos revestidos e Cermets, no entanto são pouco usuais neste campo de aplicação. Assim, é relevante dar alguma ênfase aos dois tipos de materiais mais utilizados e que tem sido objeto de utilização em estudos científicos por diversos autores.

Cerâmicos:

Os materiais cerâmicos utilizados nas ferramentas de corte com maior frequência são o óxido de alumínio (Al_2O_3), designada por alumina branca, e uma mistura de óxido de alumínio com carboneto de titânio (TiC), designada por alumina preta. Existem ainda outros materiais cerâmicos utilizados como o caso do nitreto de silício (Si_3N_4) utilizado em conjunto com a alumina branca e com óxido de ítio e o SIALON, que é constituído à base de nitreto de silício (Davim, 2008b). Este tipo de ferramentas apresenta como características uma elevada resistência ao desgaste, elevada dureza a quente e boa estabilidade química (Davim, 2008a).

Avanços recentes nos processos de desenvolvimento deste tipo de ferramenta resultaram em melhorias significativas em algumas das suas propriedades, tais como resistência à fratura, tenacidade, resistência aos choques térmicos, dureza e resistência ao desgaste. A inclusão de óxido de zircónio e nitreto de titânio tem contribuído para estas melhorias (Senthil Kumar et al., 2003).

Apesar de possuírem um campo de aplicação reduzido, as ferramentas cerâmicas, parte integrante do presente trabalho, tem sido alvo de vários estudos levados a cabo por diversos autores, que serão abordados mais adiante.

CBN – Nitreto de Boro cúbico:

As ferramentas de CBN são constituídas por grãos finos de nitreto de boro de estrutura hexagonal. Estes são comprimidos a elevadas temperaturas juntamente com um metal aglomerante, formando uma massa sinterizada. Apresentam elevada dureza a quente e a frio, superior à apresentada pelas ferramentas cerâmicas. O CBN é maioritariamente utilizado na maquinagem de materiais, cuja dureza se encontra entre 45HRC e 68HRC, sendo diversas vezes utilizado na maquinagem de aços para trabalho a quente temperados (Davim, 2008b). Este tipo de material é utilizado na maquinagem a seco como regra geral e apresenta maior tenacidade quando comparado com as pastilhas cerâmicas (Davim and Esteves Correia, 2006).

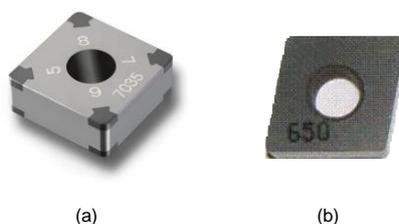


Figura 6 – Ferramentas de corte ¹²: a) pastilha com insertos de CBN Sandvik CB7035, b) pastilha de cerâmica Sandvik CC650

2.6 Corte por arranque de aparado

O corte por arranque de aparado é um dos processos mais utilizados na produção de componentes na indústria. Dada a sua importância tornou-se necessário o desenvolvimento de formulações físicas/matemáticas que conseguissem prever o comportamento dos materiais quando sujeitos a este processo (Mamalis et al., 1999).

Merchant (1945) apresentou na década de 40 o modelo de corte ortogonal, introduzindo o conceito de ângulo de corte (ϕ). O modelo de corte ortogonal (Figura 5a) apresenta simplificações face ao modelo de corte tridimensional ou oblíquo (Figura 5b). Este último, caso geral do processo de corte por arranque de aparado, considera que a aresta de corte da ferramenta possui uma certa obliquidade em relação ao seu movimento sobre a peça a maquinar (Zou et al., 2009). Assim, a sua formulação implica uma análise tridimensional, estando inerente uma maior complexidade. Por simplificação, o modelo de corte ortogonal considera que a direção efetiva de corte e, portanto, a velocidade efetiva de corte, é perpendicular à aresta da ferramenta. Como consequência, o mecanismo de corte tem uma representação bidimensional tornando mais simples a análise vetorial das forças e velocidades, bem como o estabelecimento de relações geométricas (Davim, 2008b).

¹² <http://www.sandvik.com>

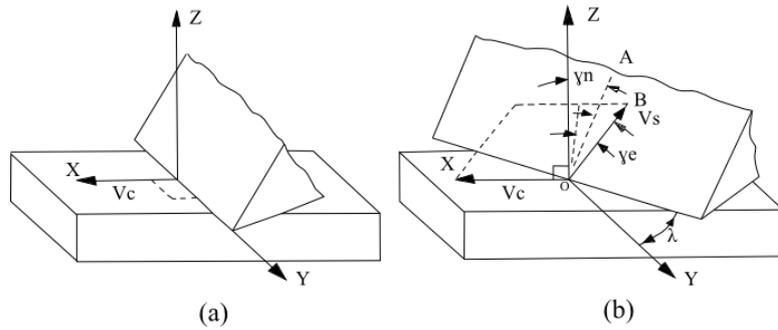


Figura 7 – Representação dos mecanismos de corte por arranque de avara: (a) modelo de corte ortogonal (b) modelo de corte tridimensional (Dieter, 1981).

2.6.1 Formação e classificação da avara de corte

No processo de corte, a forma e o tipo de avara resultante possui elevada importância, funcionando como indicador da estabilidade do processo, dependendo dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte), da geometria da ferramenta, do material que a constitui e ainda do material a maquinar (Kouadri et al., 2013).

Quanto ao tipo, Groover (2010) classifica as avaras em: descontínua, contínua regular, contínua irregular e serrilhada (ver Figura 8).

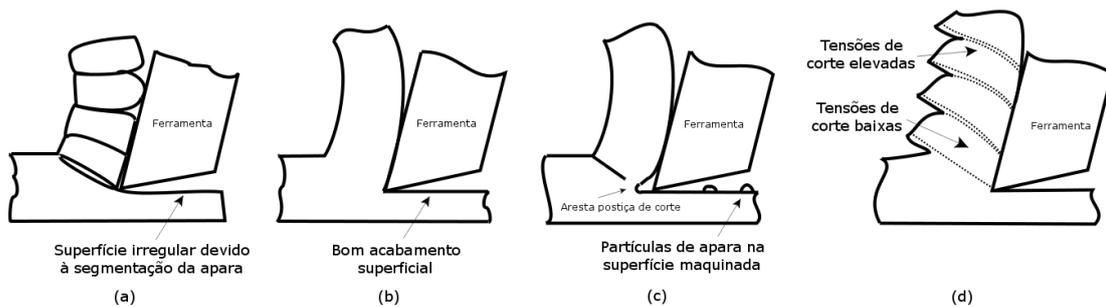


Figura 8 – Tipos de avara segundo Groover (2010) : a) descontínua, b) contínua regular, c) contínua irregular, d) serrilhada (adapt.)

Cada um destes tipos de avara surge quando se utilizam diferentes condições de corte. Avaras descontínuas são características de materiais frágeis e da maquinagem a baixas velocidades de corte. As avaras contínuas regulares são características de materiais dúcteis e da maquinagem utilizando médias e elevadas velocidades de corte. Obtém-se avaras contínuas irregulares quando se maquinam materiais dúcteis a baixas velocidades de corte. Já as avaras serrilhadas estão associadas à

maquinagem de ligas de níquel e aços austeníticos utilizando altas velocidades de corte. Podem surgir também quando se realiza a maquinagem de metais comuns a alta velocidade.

Quanto à forma, a *International Organization for Standardization* apresenta uma classificação da apara na norma ISO 3685:1993. Na Figura 9 encontram-se as formas de apara classificadas segundo esta norma.

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 Longa	4.1 Longa	5.1 Longa	6.1 Ligada		
1.2 Curta	2.2 Curta	3.2 Curta	4.2 Curta	5.2 Curta	6.2 Fragmento		
1.3 Enrolada	2.3 Enrolada		4.3 Enrolada	5.3 Enrolada			

Figura 9- Forma da apara segundo a norma ISO 3685:1993 (adapt.)

Os estudos relacionados com a geometria da apara surgem geralmente associados a ensaios de maquinabilidade em que a sua análise é apenas um dos fatores em estudo. Diversos autores citados adiante no presente texto tem focado os seus estudos em tentar encontrar uma relação entre os parâmetros de corte, bem como o material a maquinar, o material/tipo/geometria da ferramenta e o tipo de apara resultante do processo de corte.

No caso dos aços tratados (endurecidos) tem-se verificado algumas particularidades. Dolinšek et al. (2004), ao realizarem ensaios de torneamento no aço X63CrMoV5 com dureza de 52HRC, utilizando pastilhas de carboneto revestidas, verificaram que a forma da apara se alterava com o aumento da velocidade de corte. Além da forma, foi também analisada a taxa de fragmentação¹³ da apara bem como a percentagem de deformação da sua secção. Estes autores concluíram que com o aumento da velocidade de corte a taxa de fragmentação da apara aumenta ao

¹³ Segundo os autores é definida como o número de aparas que se separam da peça a maquinar por unidade de tempo e é medida em Hertz (Hz).

mesmo tempo que a espessura e o comprimento de cada segmento diminui. Da mesma forma verificou-se que a secção da apara sujeita a deformação também diminui com o aumento da velocidade de corte. O tipo de apara obtida encontra-se na Figura 10.

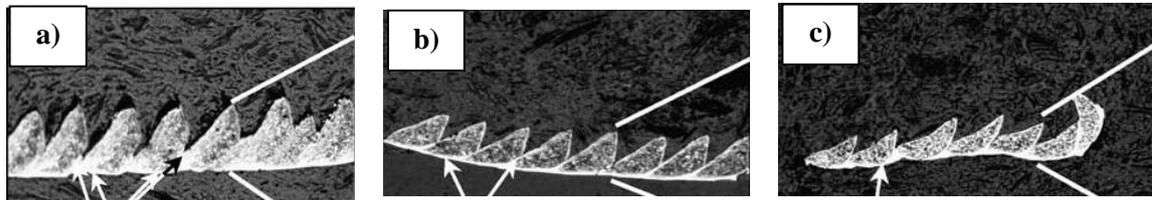


Figura 10 - Aparas obtidas: (a) $V_c=150$ m/min, (b) $V_c=300$ m/min, (c) $V_c=1500$ m/min (Dolinšek et al., 2004) (adapt.)

Chinchanikar and Choudhury (2013) apresentaram um estudo de maquinabilidade do aço AISI 4340 com pastilhas de carbonetos revestidos. Utilizaram provetes com durezas entre os 35 e os 55 HRC. Estes autores verificaram que a geometria da apara é altamente influenciada pela dureza do material e pelo avanço (Figura 9). Para avanços de 0,1 mm/rot são obtidas aparas em fita enroladas para o aço com 35 HRC e aparas tubulares enroladas para o aço de 45 HRC. Para avanços superiores (0,3 mm/rot) obtém-se aparas em arco curtas para o aço de 35 HRC e aparas helicoidais cónicas curtas para o aço com 45 HRC. Não foi possível efetuar ensaios com o aço de 55 HRC devido ao lascamento da ferramenta.



Figura 11 - Tipos de apara obtidos com diferentes parâmetros de corte e diferentes tipos de ferramenta: T1 - pastilha de carbonetos com revestimento PVD de TiAlN; T2 - pastilha de carbonetos com revestimento CVD.(Chinchanikar and Choudhury, 2013) (adapt.)

Aslantas et al. (2012) investigaram a relação entre a forma e comportamento das aparas e o desgaste das ferramentas de corte. Realizando ensaios de torneamento no aço AISI 52100 tratado (aço para rolamentos) com dureza de ~63 HRC, utilizando pastilhas cerâmicas com revestimento de TiAlN e sem revestimento, estes autores verificaram que o escoamento da apara era alterado com o desgaste progressivo da ferramenta. No caso das ferramentas revestidas, inicialmente são obtidas

aparas longas em fita (Figura 12a), que são removidas mantendo contacto com a superfície maquinada. Já no caso das pastilhas sem revestimento foi verificado que, dado o desgaste rápido da pastilha, a aparas começa a acumular-se na zona de corte (Figura 12b), comprometendo o acabamento superficial. Com o aumento da temperatura na zona de corte ocorrem duas situações: no caso das pastilhas revestidas ocorre a aderência da aparas na superfície da peça (Figura 13a) e no caso das pastilhas sem revestimento ocorre a soldadura das aparas na superfície (Figura 13b).

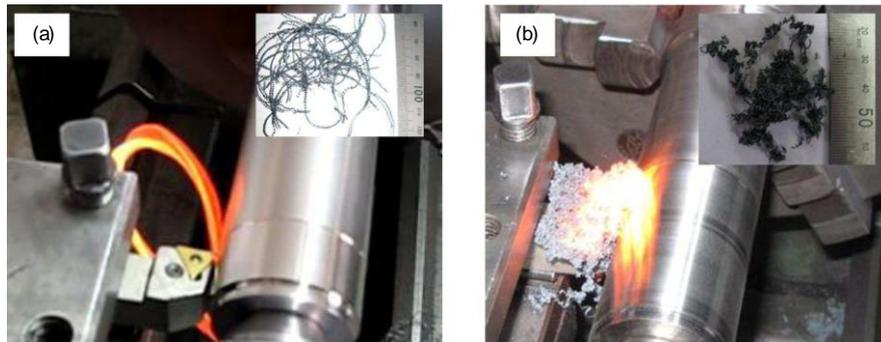


Figura 12 - Formação da aparas durante o torneamento do aço AISI 52100: (a) ferramenta cerâmica mista com revestimento TiN , (b) ferramenta cerâmica mista sem revestimento (Aslantas et al., 2012).

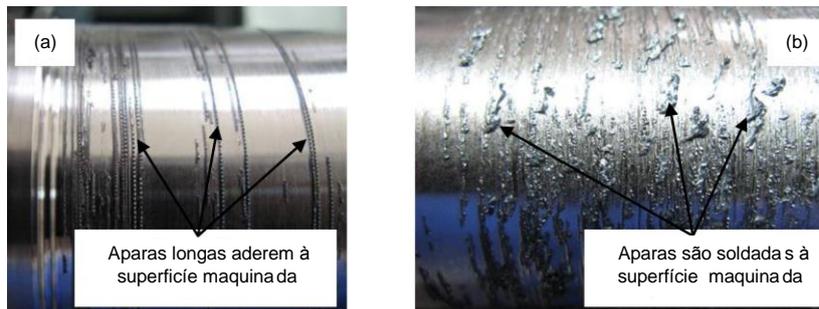


Figura 13 - (a) Aparas longa aderida à superfície, (b) aparas soldadas na superfície (Aslantas et al., 2012) (adapt.)

Apesar dos ensaios de maquinabilidade recorrendo a procedimentos experimentais em ambiente industrial representarem grande parte das investigações efetuadas, têm surgido nos últimos anos tentativas de prever o comportamento do material durante o processo de maquinagem recorrendo ao método dos elementos finitos (designado diversas vezes na literatura por FEM – *Finite Element Method*).

A simulação de processos de maquinagem recorrendo ao método dos elementos finitos revela-se bastante eficaz na seleção das condições de corte ideais e na seleção da geometria de ferramenta mais apropriada, uma vez que este método é realizado num menor tempo e com menores custos associados aos ensaios experimentais (Ceretti et al., 1999). A simplicidade relativa da

modelação do corte ortogonal permitiu que este método de investigação tenha vindo a revelar grande importância no âmbito dos processos de maquinagem (Arrazola et al., 2013).

Yan et al. (2005) estudaram o processo de acabamento numa operação de torneamento do aço AISI H13, utilizando o método dos elementos finitos e considerando uma análise com base no modelo de corte ortogonal. A dureza considerada do aço foi de 52 HRC, sendo as ferramentas de corte de CBN. Estes autores concluíram que ocorre mudança significativa do tipo de apara com o aumento da velocidade de corte, passando de apara contínua (Figura 14a) para apara serrilhada (Figura 14b) com velocidades de corte de 150 m/min e 750 m/min, respetivamente.

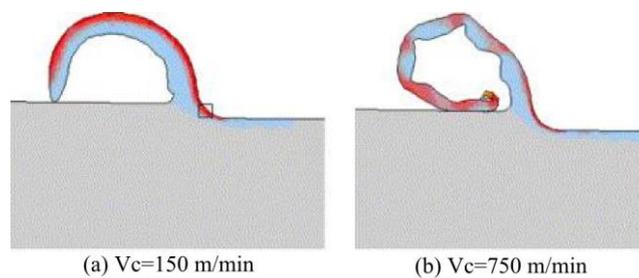


Figura 14 - Aparas obtidas na simulação a diferentes velocidades de corte: (a)apara contínua, (b) apara serrilhada (Yan et al., 2005)

A influência do raio de ponta da ferramenta também foi analisado pelos mesmos autores. Utilizando uma velocidade de corte de 450 m/min e considerando duas ferramentas de corte com raio de ponta de 0,2 e 0,4 mm obtiveram-se os resultados da simulação presentes na Figura 15.

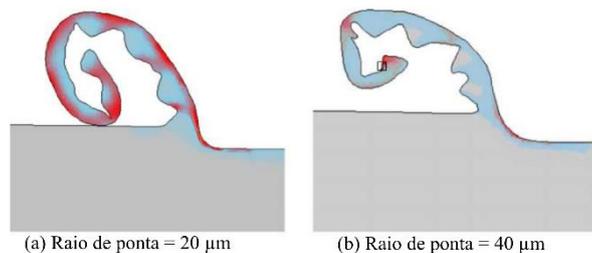


Figura 15 - Tipos de apara para diferentes raios de ponta da ferramenta (Yan et al., 2005)

2.7 Força de maquinagem

A força de maquinagem é designada com sendo a força que atua sobre a ferramenta durante a operação de corte (Davim, 2008b). Esta força projeta-se sobre os movimentos de corte, de avanço

e de penetração. A força projetada sobre o movimento de avanço designa-se de força de avanço (F_a ou F_y). As forças que se projetam sobre os movimentos de corte e penetração são designadas de força de corte principal (F_c ou F_z) e força de penetração (F_p ou F_x), respetivamente. Na Figura 16 encontram-se representadas estas três componentes.

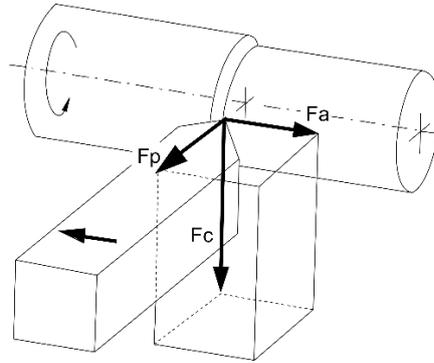


Figura 16 - Componentes da força de maquinagem em operações de torneamento (Klocke and Kuchle, 2011) (adapt.)

A força total de maquinagem (F_m) é dada pela norma das três componentes acima referidas:

$$F_m = \sqrt{F_a^2 + F_p^2 + F_c^2} \quad (1)$$

É possível definir também a potência efetiva de corte que é dada por:

$$P_{ec} = F_c \cdot V_c + F_a \cdot V_a \quad (2)$$

onde F_c e F_a são as forças de corte e de avanço e V_c e V_a as velocidades de corte e avanço, respetivamente.

Da fórmula da potência definem-se, respetivamente, a potência de corte e de avanço:

$$P_c = F_c \cdot V_c \quad (3)$$

$$P_a = F_a \cdot V_a \quad (4)$$

onde V_c e V_a são as velocidades de corte e avanço, respetivamente.

Durante o processo de torneamento pode tomar-se em consideração que a velocidade de avanço assume valores muito baixos, sendo possível considerar $V_a \approx 0$. Desta forma é possível considerar que a potência de corte é dada por:

$$Pc = Fc \cdot Vc \quad (5)$$

onde F_c é a força de corte principal e V_c a velocidade de corte.

O estudo da dinâmica das forças envolvidas em qualquer processo de maquinagem revela grande importância de modo a poder realizar um planeamento apropriado e uma otimização das condições de corte tendo em vista uma redução dos custos e tempos de produção. Autores como Sukvittayawong and Inasaki (1991), Weck (1983) e Tlustý and Andrews (1983) afirmam que a análise contínua e em tempo real das forças de corte é um meio de prever o desgaste da ferramenta. Contudo, há outros aspetos que são diretamente influenciados pelas forças de maquinagem tais como o acabamento da superfície, a precisão dimensional e a quantidade de calor gerado no corte (Yaldiz and Ünsaçar, 2006).

Dada a importância das forças de maquinagem diversos autores tem centrado as suas investigações nesta área. Yallese et al. (2009) verificaram que a força de penetramento (F_p) é dominante em relação às outras componentes aquando do torneamento do aço EN31 (60 ± 2 HRC) com pastilhas de CBN. O mesmo resultado foi obtido por Fnides et al. (2008) ao realizar o torneamento no aço para trabalho a quente X38CrMoV5-1 (50 HRC) utilizando pastilhas cerâmicas mistas da classe CC650. Neste estudo, os autores também verificaram que a força de corte principal é bastante sensível à variação da profundidade de corte.

No caso de operações de *hard turning* os resultados são distintos quando comparados com operações de torneamento convencionais. Nestes últimos a força de penetramento representa apenas 30 a 50 % da força de corte principal. Assim sendo, a força de penetramento não pode ser ignorada aquando da caracterização dinâmica das operações de *hard turning* (Bartarya and Choudhury, 2012).

Fulemova and Janda (2014) avaliaram a influência do raio de ponta da ferramenta nas forças de maquinagem. Observaram que a força total de maquinagem (F_m) aumenta com o volume de material removido e com o desgaste da ferramenta. Também verificaram que quanto maior é o raio de ponta menor é a força total de maquinagem (F_m). Os ensaios foram realizados em operações de fresagem do aço X12CrMoVnbN9-1 com pastilhas de carboneto sinterizado de corte tangencial.

Zetek et al. (2014) estudaram a influência do desgaste da ferramenta nas forças de maquinagem. Utilizando pastilhas com diversos raios de ponta os autores observaram que a força de penetramento (F_p) é maior nas pastilhas em fim de vida quando comparadas com pastilhas novas. Os resultados citados foram obtidos do torneamento com lubrificante da liga Inconel 718.

Gaitonde et al. (2009) no torneamento do aço AISI D2 com ferramentas cerâmicas observaram que no caso de pastilhas de geometria *Wiper* a força de maquinagem (F_m) aumenta com

a profundidade de corte. No entanto, para pastilhas de geometria convencional ocorre uma diminuição desta para profundidades de corte superiores a 0,45 mm.

Özel et al. (2007), utilizando o mesmo aço que os autores anteriormente citados e utilizando pastilhas cerâmicas de geometria *Wiper*, verificaram que a força de maquinagem aumenta com a velocidade de corte.

2.8 Temperatura de corte

A temperatura de corte é um aspeto que tem vindo a ser alvo de estudos por diversos autores mais adiante citados. O seu principal efeito é verificado no desgaste das ferramentas de corte. Tendo também em conta outros mecanismos de desgaste, é aceite que um aumento da temperatura de corte promove o desgaste gradual da ferramenta (Wanigarathne et al., 2005). Komanduri and Hou (2001) afirma que a máxima temperatura de corte e o seu gradiente tem implicações nas subcamadas do material, em alterações estruturais da superfície maquinada e nas tensões residuais na peça finalizada.

Durante o processo de corte é possível distinguir três regiões de geração de calor que se definem como zona de escorregamento (ou zona de deformação primária), zona de atrito entre a apara e a face de ataque (ou zona de deformação secundária) e zona de atrito entre a face de saída e a superfície da peça maquinada. Estas três regiões encontram-se representadas na Figura 17.

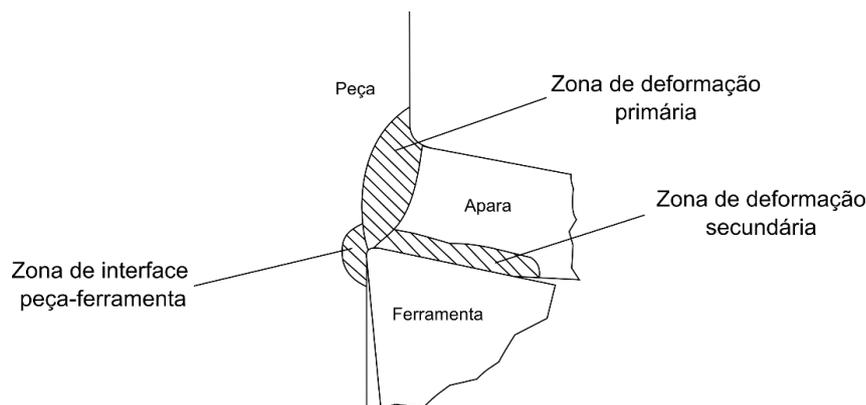


Figura 17 - Zonas de geração de calor durante o processo de corte (Machado et al., 2009)

É nestas regiões que são realizadas normalmente as medições de temperatura recorrendo a diversas técnicas que tem vindo a ser desenvolvidas ao longo do tempo. Estas técnicas incluem: termopares, fotografia infra-vermelho, pirómetros, recurso a materiais com ponto de fusão conhecido

e ainda análise de alterações microestruturais nos materiais maquinados. A escolha da mais adequada depende de cada situação em concreto, por exemplo da acessibilidade, da dinâmica do processo, da precisão desejada e do custo de instrumentação (Komanduri and Hou, 2001). É também com recurso às técnicas acima descritas que diversos autores tem realizado os seus trabalhos de pesquisa.

Minton et al. (2013) realizaram a medição de temperatura durante o processo de torneamento de Titânio utilizando ferramentas de carbonetos sinterizados com e sem revestimento CVD. Para cada um dos casos foram utilizadas pastilhas com e sem refrigeração interna. Recorrendo a um pirómetro laser e a uma câmara de vídeo com captação de infra-vermelhos os autores verificaram que o desgaste nas ferramentas é menor quando se utilizam pastilhas com refrigeração interna.

Ren et al. (2004) verificaram que a temperatura de corte aumenta com a velocidade de corte bem como com o avanço ao realizarem o torneamento de aço com revestimento de crómio (57-59 HRC) com pastilhas de CBN. Estes autores realizaram ainda uma comparação destes resultados com outros obtidos por simulação numérica (método dos elementos finitos) e observaram que os valores experimentais de temperatura foram inferiores aos valores obtidos por simulação.

Hu and Huang (2014) avaliaram a influência da geometria das ferramentas na temperatura de corte utilizando simulação pelo método dos elementos finitos. Considerando a utilização de pastilhas cerâmicas mistas (Al_2O_3) e uma velocidade de corte de 1000 m/min no torneamento do aço AISI H13 e SDK11, estes autores verificaram que ângulos de saída maiores reduzem significativamente a temperatura da zona de corte. A justificação apresentada é a de que com ângulos de saída maiores há uma menor deformação da apara, sendo menor o calor gerado. Neste trabalho, os mesmos autores também concluíram que a temperatura aumenta com o aumento do ângulo de aresta, assim como com o desgaste da ferramenta.

Jianxin et al. (2005) utilizaram pastilhas cerâmicas de Al_2O_3/TiB_2 no torneamento de aço endurecido (45-50HRC) e verificaram que a temperatura de corte aumenta com a velocidade de corte atingindo valores acima dos 800 °C para velocidades de corte de 120 m/min e acima de 1190 °C para velocidades de 210 m/min.

Shalaby et al. (2014) utilizando cerâmicas mistas (Al_2O_3-TiC) no torneamento do aço AISI D2 (52 HRC) verificaram que a condutividade térmica da ferramenta interfere na temperatura registada na zona de contacto entre a apara e a peça. Acrescentam ainda que as elevadas temperaturas envolvidas no processo de corte a seco deste material são responsáveis pela formação de uma camada protetora na zona de atrito da ferramenta devido à presença de certos elementos. Esta camada impede que o calor atinja o núcleo da ferramenta.

Bosheh and Mativenga (2006) recolheram dados de temperatura durante o torneamento do aço AISI H13 (54-56 HRC) com pastilhas CBN. A temperatura foi medida na superfície da peça imediatamente após o torneamento recorrendo a um pirómetro. Estes autores concluíram que com o aumento da velocidade de corte há uma diminuição da temperatura na superfície da peça. No entanto, a temperatura da avara aumenta consideravelmente. Devido ao aumento da velocidade de remoção da avara e à consequente diminuição do tempo de contacto entre esta e a superfície, o calor é dissipado da zona de corte. Os mesmos autores também concluíram que o aumento de temperatura da avara (associado ao aumento de temperatura da zona de corte) acelera o processo de desgaste das ferramentas.

Yeo and Ong (2000) utilizaram uma técnica alternativa para realizar a medição da temperatura na zona de corte aquando do torneamento do aço AISI 1018 com pastilhas Cermet. Estes autores obtiveram o valor de temperatura observando a cor da avara, propondo um gráfico que permite estimar este valor em função quer da cor quer da luminosidade desta (ver Figura 18).

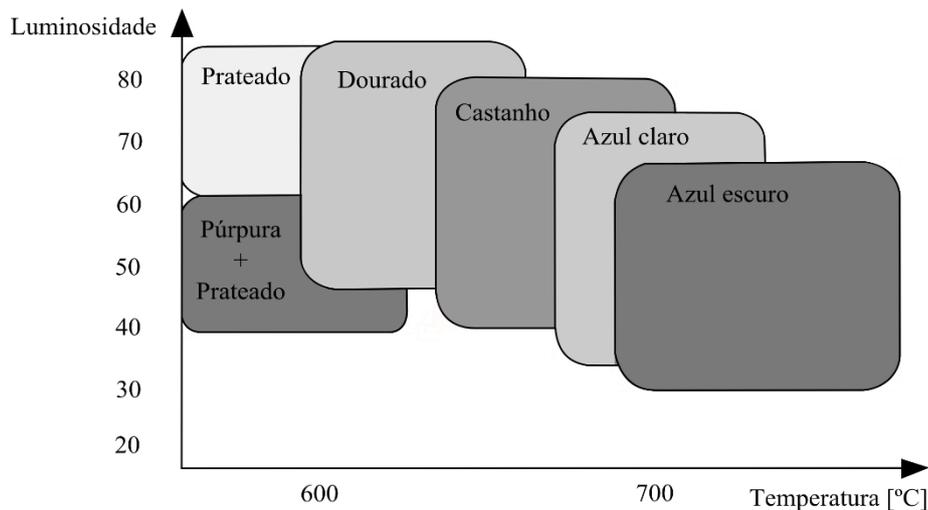


Figura 18 - Gráfico de relação entre cor da avara obtida, luminosidade e temperatura da zona de corte (Yeo and Ong, 2000) (adapt.)

No seu trabalho concluíram que quanto menor a luminosidade da cor obtida melhor era o acabamento superficial. Este facto ocorria para a velocidade de corte mais elevada ($V_c=300$ m/min). Para velocidades de corte inferiores (190 e 90 m/min) a luminosidade da cor era superior. Os autores obtiveram aparas de cor azul-escuro, azul e prateado para as velocidades apresentadas, respetivamente.

2.9 Desgaste e vida das ferramentas de corte

A vida útil da ferramenta de corte é definida como o tempo de corte efetivo da(s) sua(s) aresta(s) em trabalho antes que seja necessário afiá-la ou substituí-la (Davim, 2008b). Esta depende de diversos fatores tais como parâmetros de corte, do material que a constitui e do material a maquinar (Davim, 2008b).

É possível distinguir dois processos de degradação das ferramentas de corte: avarias e mecanismos de desgaste. As avarias representam os processos de degradação que originam o colapso da ferramenta de forma abrupta. Os mecanismos de desgaste pressupõe um processo de degradação gradual e progressiva da face de ataque e da face de saída da ferramenta (Davim, 2008b).

Moore (1975) classifica os mecanismos de desgaste em abrasão, adesão, fadiga, difusão e desgaste químico. Sabe-se que o desgaste de uma ferramenta não é provocado apenas por um único mecanismo mas por uma combinação destes (Li, 2012). Não obstante, na maioria das situações os mecanismos de desgaste mais significativos são a abrasão e a adesão (Bourithis et al., 2006).

O desgaste das ferramentas ocorre na face de ataque e na face de saída (Figura 19). Na face de ataque ocorre o desgaste em cratera, que se define pelo seu valor de profundidade K_T , pela sua largura K_B e pela distância da aresta de corte principal ao eixo da cratera K_M . Na face de saída o desgaste é avaliado em três zonas distintas: zona C, B e N. A zona C trata-se da região curva da aresta de corte, anexa ao bico da ferramenta. A zona N corresponde ao último quarto do comprimento total de desgaste ao longo da aresta. A zona B fica compreendida entre as duas anteriores.

Os parâmetros que permitem definir a vida útil da ferramenta são avaliados na zona B. O desgaste (VB) ou o seu valor máximo (VB_{max}) são medidos nesta região e é com base nestes que a vida da ferramenta de corte é definida.

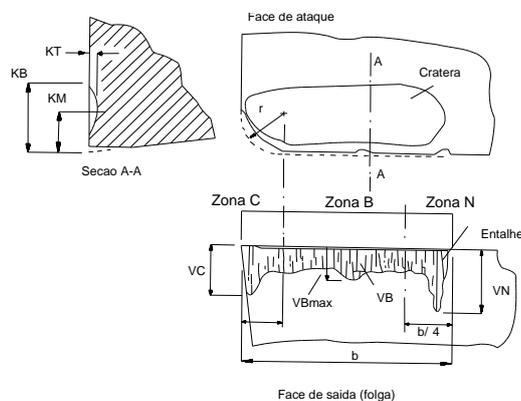


Figura 19 - Formas de desgaste típicas das ferramentas segundo a norma ISO 3685:1993

Para a definição da vida da ferramenta com base na avaliação do seu desgaste a norma ISO 3685:1993 recomenda alguns critérios. Na Tabela 6 encontram-se os critérios recomendados por esta norma para diferentes materiais constituintes da ferramenta de corte.

Tabela 6 - Critérios de vida para ferramentas de corte de diversos materiais segundo a norma ISO 3685:1993

Material	Critérios de vida
Aço Rápido	<ul style="list-style-type: none"> • $VB_{máx}=0,6$ mm no caso de desgaste irregular na zona B • $VB=0,3$ mm no caso de desgaste regular na zona B • Falha abrupta
Carbonetos Sinterizados	<ul style="list-style-type: none"> • $VB_{máx}=0,6$ mm no caso de desgaste irregular na zona B • $VB=0,3$ mm desgaste regular na zona B • $KT=0,06 + 0,3f$, onde f é o avanço em mm/rot
Cerâmicos	<ul style="list-style-type: none"> • $VB_{máx}=0,6$ mm no caso de desgaste irregular na zona B • $VB=0,3$ mm no caso de desgaste regular na zona B

Li (2012) afirma que os critérios apresentados pela norma ISO 3685:1993 são insuficientes e subjetivos. O autor indica que estes critérios não levam em consideração a geometria da ferramenta (ângulo de ataque, ângulo de saída, etc.) não sendo por isso adequados para realizar comparações entre ferramentas distintas. Acrescenta ainda que não contemplam as condições de corte ou a quantidade de material removida da ferramenta.

Definido o critério de vida é possível obter uma curva de desgaste. Esta curva tem como variáveis o tempo de corte (t_c) e o valor de desgaste (ex: VB).

Do ponto de vista económico é de extrema importância definir aquilo que se define como percurso de corte (L_c). Este é dado por:

$$L_c = V_c \cdot t_c \quad (6)$$

sendo V_c a velocidade de corte e t_c o tempo de corte para uma dada vida da ferramenta.

Se se substituir na equação 6 o valor de t_c pelo tempo de vida da ferramenta então o percurso de corte calculado corresponde ao comprimento teórico de uma apara que a ferramenta seria capaz de levantar até esgotar a sua capacidade de corte (Davim, 2008b).

Durante a sua vida uma ferramenta é capaz de remover um dado volume de material. A esse volume total dá-se a designação de débito da ferramenta e é dado por:

$$D = Lc \cdot S \quad (7)$$

onde S é a secção de apara.

A taxa de produção da ferramenta é dada pela expressão:

$$Tp = Vc \cdot S \quad (8)$$

A curva de vida de uma ferramenta é dada por:

$$Vc \cdot T^n = C \quad (9)$$

A expressão anterior define a lei de Taylor. Também é possível definir a Lei de Taylor através das expressões:

$$T = K \cdot Vc^{-x} \quad (10)$$

$$T \cdot Vc^x = K \quad (11)$$

onde C , n , x e K são obtidos a partir de ensaios de maquinagem realizados previamente e podem ser encontrados na bibliografia. Na Tabela 7 encontram-se alguns valores da constante n observados na prática por alguns autores.

Tabela 7 - Valores de n observados na utilização de diferentes materiais de ferramenta (Davim, 2008a).

Material da Ferramenta	Aço-Rápido	Carbonetos Sinterizados	Cerâmicos
n	0,1-0,2	0,2-0,5	0,5-0,7

A lei de Taylor permite de uma forma simples obter para um dado tempo de corte pretendido a correspondente velocidade de corte a utilizar. Esta velocidade denomina-se velocidade ótima de corte (Davim, 2008b).

Diversas pesquisas tem sido efetuadas de forma a avaliar desgaste e tempo de vida das ferramentas de corte. No entanto os estudos realizados em materiais endurecidos (mais concretamente em *hard turning*) incidem sobretudo na utilização de ferramentas cerâmicas e ultra duros em ensaios realizados a seco.

Karpuschewski et al. (2013) realizaram um ensaio de torneamento no aço X153CrMoV12 (56-60 HRC), utilizando pastilhas cerâmicas mistas ($Al_2O_3 - TiC$) com revestimento de TiN e sem revestimento. Estes autores concluíram que o desgaste no flanco da pastilha é mais acentuado nas pastilhas sem revestimento, utilizando uma velocidade de corte de 300 m/min. Nestas condições o valor de VB ultrapassa o critério de vida considerado ($VB=200 \mu m$) num tempo de corte inferior a 6 minutos (Figura 20c e d). Utilizando uma velocidade de corte inferior (250 m/min) o desgaste no flanco é menos acentuado do que nas condições anteriormente apresentadas, atingindo ambas as pastilhas um tempo de vida superior a 9 minutos (Figura 20 a e b).

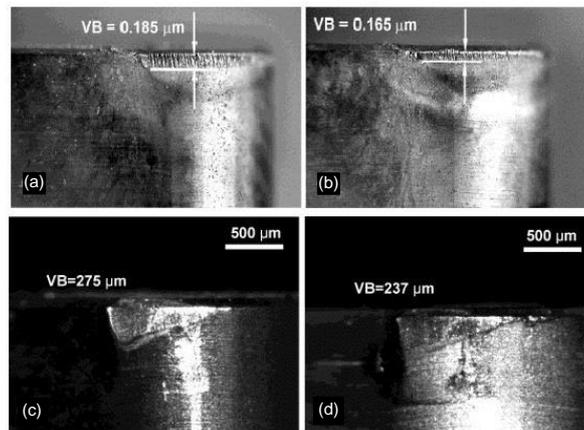


Figura 20 - Evolução do desgaste das pastilhas: (a) Pastilhas sem revestimento ($V_c=250$ m/min, $a=0,2$ mm/rot, $t_c=9$ min), (b) Pastilhas revestidas ($V_c=250$ m/min, $a=0,2$ mm/rot, $t_c=9$ min), (c) Pastilhas sem revestimento ($V_c=300$ m/min, $a=0,1$ mm/rot, $t_c=6$ min), (d) Pastilhas revestidas ($V_c=300$ m/min, $a=0,1$ mm/rot, $t_c=6$ min) (Karpuschewski et al., 2013).

Estes autores concluíram também que quanto maior o raio de ponta da ferramenta e o avanço menor é o tempo de vida da ferramenta (Figura 21).

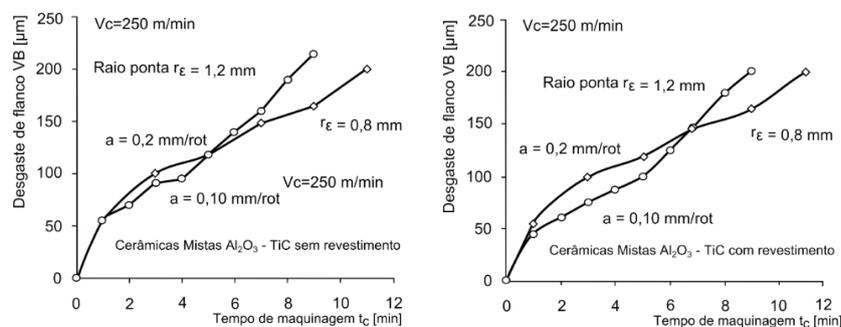


Figura 21 - Efeito do raio de ponta no desgaste da ferramenta: (a) pastilhas cêramicas mistas sem revestimento, (b) pastilhas cêramicas mistas com revestimento TiN (Karpuschewski et al., 2013) (adapt.).

Aslantas et al. (2012) investigaram o desgaste e vida de ferramentas cerâmicas mistas com e sem revestimento, na maquinagem do aço AISI 52100 (~63 HRC). Estes autores observaram que a formação da cratera na face de ataque ocorre logo após 0,22 min de corte, utilizando uma velocidade de corte de 250 m/min, um avanço de 0,07 mm/rot e uma profundidade de corte de 0,5 mm. O comprimento e largura da cratera aumenta lentamente após este instante de tempo. Estes também observaram que surgem pequenos lascamentos na pastilha de corte sem revestimento. O tempo de vida é superior nas ferramentas revestidas, atingindo 43 minutos de corte para velocidades de corte de 100 m/min. Nas mesmas condições e no caso das ferramentas cerâmicas não revestidas o tempo de vida é de 13,34 minutos, cerca de 3 vezes inferior ao tempo de vida das pastilhas revestidas.

Gaitonde et al. (2009) também efetuaram um estudo de desgaste e vida de ferramentas cerâmicas. Estes autores utilizaram pastilhas cerâmicas de alumina mista (Al_2O_3 -TiC) na realização de um ensaio de torneamento no aço AISI D2 (aço ferramenta para trabalho a frio) com dureza média de 50/61 HRC. Neste trabalho foi verificado que o desgaste no flanco da ferramenta aumenta linearmente com o aumento da profundidade de corte.

Senthil Kumar et al. (2006) efetuaram ensaios de torneamento no aço inoxidável martensítico 410 (60 HRC) e no aço EN24 (45 HRC) recorrendo a pastilhas cerâmicas mistas (Al_2O_3 -TiCN) com e sem reforço de *whiskers* de SiC. Dos resultados obtidos os autores verificaram que o desgaste no flanco da ferramenta aumentava com a velocidade de corte para ambos os materiais e tipos de pastilha, sendo este desgaste mais acentuado no caso das pastilhas sem reforço. O desgaste em cratera foi mais significativo no aço inoxidável 410 devido à sua elevada dureza.

Grzesik (2008) analisou o desgaste de pastilhas cerâmicas mistas da classe CC650 (geometria *Wiper* e convencional) no torneamento a seco do aço 40H, equivalente ao aço AISI 5140 (60 ± 1 HRC). Fixando a velocidade de corte em 100 m/min, a profundidade de corte em 0,2 mm e o avanço em 0,1 mm/rot, o autor verificou que para um tempo de corte de 28 minutos o desgaste da ponta VC era superior nas pastilhas de geometria *Wiper*. Observou também que para um avanço de 0,2 mm/rot o desgaste em cratera é substituído pelo aparecimento de deformação plástica.

2.10 Integridade superficial / precisão dimensional

A integridade superficial é definida como sendo a relação entre as propriedades físicas e o comportamento funcional de uma dada superfície (Field, 1971). Pode também ser definida como sendo o conjunto de alterações que ocorrem na superfície devido à ação de ferramentas de corte ou outros processos de fabrico (Davim, 2008b).

A qualidade superficial é um dos principais parâmetros de avaliação em peças técnicas de engenharia onde a rugosidade superficial revela uma especial importância (Kıvak, 2014). A rugosidade superficial tem ainda importância mais significativa na avaliação de superfícies de peças maquinadas em materiais endurecidos. Esta importância está relacionada com a constante comparação entre processos de *hard machining* e processos de retificação (Davim, 2008a).

A técnica de avaliação da rugosimetria mais comum é utilizar um rugosímetro com apalpador de ponta de diamante (rugosimetria “clássica”) e serve de suporte à aplicação dos critérios de rugosidade. No entanto, existem técnicas mais recentes que recorrem a modelos tridimensionais utilizando lentes e técnicas especiais de recolha de imagem da superfície, tais como *scanners* 3D através de luz estruturada.

No caso da rugosimetria “clássica” a leitura do perfil de rugosidade é feito num dado comprimento de palpagem (ou exploração). Este comprimento subdivide-se em segmentos, tal como ilustrado na Figura 22.

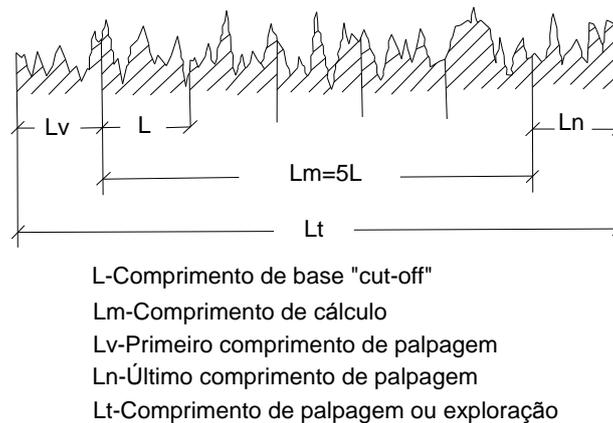


Figura 22 - Diversos comprimentos de medida utilizados na medição de rugosidade (Davim, 2008b)

Para a definição completa das superfícies técnicas funcionais é necessário avaliar três grupos de critérios: parâmetros de amplitude, parâmetros de espaçamento e parâmetros híbridos.

O critério mais utilizado é a rugosidade média aritmética (R_a) e insere-se no grupo dos parâmetros de amplitude. O seu valor é dado por:

$$R_a = \frac{1}{L_m} \int_0^{L_m} Z(x) dx \quad (12)$$

onde $Z(x)$ é a distância entre cada ponto do perfil e a linha média do comprimento de cálculo e L_m o comprimento de cálculo.

Outros critérios de elevada importância são amplitude máxima de rugosidade (R_t) e a profundidade média da rugosidade (R_z). No caso da maquinagem os parâmetros R_a e R_t assumem especial importância uma vez que se podem relacionar com os parâmetros de corte através de expressões analíticas (Davim, 2005).

O valor teórico de R_a (R_{ta}) é dado em [μm] por:

$$R_{ta} = \frac{a^2}{32r} \times 1000 \quad (13)$$

onde a é o avanço em [mm/rot] e r é o raio de ponta da ferramenta em [mm].

O valor teórico de R_t (R_{tt}) é dado por uma expressão análoga à anterior:

$$R_{tt} = \frac{a^2}{8r} \times 1000 \quad (14)$$

A precisão dimensional de uma peça obtida por maquinagem encontra-se intrinsecamente relacionada com a sua rugosidade superficial. Note-se que é com base nas irregularidades superficiais que se definem os graus de tolerânciamento. Estes graus representam-se por intervalos de tolerância (IT) e definem-se desde o grau de maior exatidão (IT01 – classificada como grau muito fino) até ao grau de menor exatidão (IT18 – grau para construção muito grosseira) (Simões Morais, 2006).

Segundo a norma UNI/ISO 3963/2 é possível relacionar a rugosidade média aritmética (R_a) com a precisão dimensional através da expressão:

$$IT \approx 30R_a \quad (15)$$

Da expressão anterior facilmente se conclui que recolhendo da rugosimetria o valor de R_a é possível de forma direta obter o grau de tolerânciamento em que se insere a superfície. A avaliação da superfície funciona como meio de controlo de qualidade das peças maquinadas, uma vez que é necessário respeitar as tolerâncias dimensionais indicadas na fase de projeto.

Senthil Kumar et al. (2003) referem que a precisão dimensional é controlada pelo desgaste no flanco da ferramenta de corte, enquanto que a qualidade superficial depende essencialmente da estabilidade do bico da ferramenta. Os mesmos autores verificaram que utilizando pastilhas cerâmicas no torneamento do aço EN24 (45 HRC) o valor de R_a diminuía com o aumento da velocidade de corte.

Özel et al. (2007) avaliaram a influência do desgaste das ferramentas de corte cerâmicas no acabamento superficial aquando do torneamento do aço AISI D2 (60 HRC). Os autores observaram que o valor de R_a aumenta com o desgaste da ferramenta. Utilizando um modelo matemático de

previsão do acabamento superficial baseado num modelo de redes neuronais os autores concluíram que estes resultados obtidos foram de encontro com o previsto.

Yan et al. (2005), utilizando o método dos elementos finitos para simular o torneamento do aço AISI H13 (52HRC) com ferramenta de CBN, verificaram que a utilização de velocidades de corte elevadas combinadas com profundidades de corte reduzidas e raios de ponta de ferramenta o maior possível resultam numa diminuição das tensões normais na superfície maquinada. Este facto faz com que a peça possua uma melhor integridade superficial.

Lalwani et al. (2008) avaliaram a influência dos parâmetros de corte na rugosidade superficial durante o torneamento do aço MDN250 [equivalente ao aço “maraging” 18N(250)] utilizando pastilhas cerâmicas da classe CC650. Aumentando a velocidade de corte de 55 m/min para 93 m/min (com $p=0,2$ mm e $f=0,04$ mm/rot) os autores verificaram que há uma diminuição de Ra de 11,33 %. Ainda assim os autores afirmam que, estatisticamente, é o avanço que tem maior influência na rugosidade superficial.

Grzesik and Wanat (2006) observaram que no torneamento do aço AISI 52100 (60-62 HRC) utilizando pastilhas cerâmicas mistas da classe CC650, mantendo a velocidade de corte constante e fazendo aumentar o avanço, ocorre um aumento dos parâmetros de rugosidade Ra e Rt.

2.10.1 Tecnologia *Wiper*

Tem-se demonstrado que a rugosidade superficial obtida durante os processos de maquinagem depende da geometria da ferramenta, da cinemática da máquina e do avanço. Isto levou a que fossem desenvolvidas ferramentas de corte com uma aresta de corte preparada para promover um melhor acabamento superficial e admitir avanços superiores. Estes fatores conduzem diretamente a uma redução do tempo de maquinagem. Estas ferramentas especiais denominam-se de ferramentas *Wiper* e foram apresentadas pela Sandvik Coromant em 1997. Além da sua aplicação em operações de torneamento, este tipo de ferramentas tem sido bastante utilizado em operações de fresagem. (Knight and Boothroyd, 2005).

O processo de corte das pastilhas *Wiper* é similar ao processo de corte das pastilhas convencionais. A diferença entre elas reside no facto das pastilhas *Wiper* não possuírem apenas um raio de ponta único, mas aquilo que se designa por raio de ponta múltiplo. Este raio múltiplo faz com que na zona posterior da ferramenta haja uma zona que entra em contacto com a peça após o corte inicial (Figura 23b). Este contacto proporciona uma diminuição dos picos de rugosidade, obtendo-se desta forma um melhor acabamento superficial (Knight and Boothroyd, 2005).

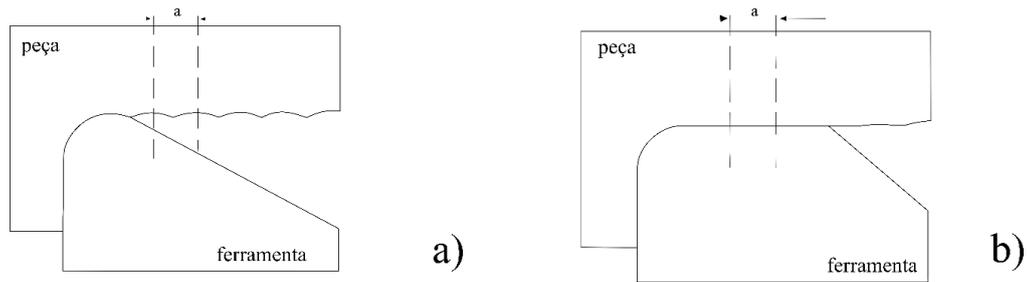


Figura 23 – Geometrias de ferramentas de corte: a) Geometria convencional, b) Geometria *Wiper*

O fabricante de ferramentas Sandvik apresenta algumas premissas acerca do desempenho deste tipo de ferramentas:

- “Mesmo avanço, acabamento superficial duas vezes superior”;
- “Avanço duas vezes maior, o mesmo acabamento superficial”.

Do ponto de vista produtivo a utilização de avanços superiores tem influência no tempo total de maquinagem, sendo este duas vezes inferior. Karpuschewski et al. (2013) define um parâmetro associado ao custo do processo de maquinagem, que é dado por:

$$\text{Índice de custo} = \text{Custo aquisição por aresta de corte} \left(\frac{L_w}{L_t} \right) \quad (16)$$

onde L_t é o percurso de corte e L_w é o comprimento de corte associado à peça a maquinar dado por:

$$L_w = \pi D \left(\frac{L}{f} \right) \quad (17)$$

sendo D o diâmetro da peça maquinada e f o avanço.

Em média o custo de aquisição por aresta de corte não é superior nas pastilhas de geometria *Wiper*. No entanto, o comprimento de corte (que depende do avanço) reduz-se a metade neste tipo de pastilha (considerando um avanço duas vezes superior). Estes dois fatores tomam alguma importância quando se calcula o índice de custo. No entanto, o fator determinante é o percurso de corte que depende do tempo de corte (e desta forma do tempo de vida da ferramenta). Desta forma, verifica-se que o índice de custo é balanceado quer pelos parâmetros de corte quer pelo tempo de vida da ferramenta.

2.11 Síntese

O estudo da maquinabilidade de aços tratados é de extrema importância do ponto de vista industrial. A necessidade de utilizar aços de elevada dureza, como o caso do aço AISI H13 utilizado no presente trabalho, torna necessária a realização de ensaios que permitam estabelecer um conjunto de condições de corte ótimas, quer do ponto de vista tecnológico quer do ponto de vista económico.

Operações de *hard machining*, mais concretamente de *hard turning*, possibilitam a dispensa de operações posteriores de retificação. No entanto, são necessárias ferramentas de corte avançadas que se adequem às características específicas do material a maquinar. Apresentam-se como solução as ferramentas cerâmicas e de CBN, que se caracterizam por possuírem elevada dureza a quente e elevada resistência ao desgaste. As ferramentas do tipo cerâmico, alvo de estudo no presente trabalho, caracterizam-se por possuírem baixa tenacidade, sendo esse um dos principais problemas encontrados na sua utilização. No entanto, alguns desenvolvimentos na sua produção como a inclusão de óxido de zircónio ou nitreto de titânio revelaram melhorias no desempenho destas ferramentas.

A geometria das ferramentas de corte também é um fator de influência na análise da maquinabilidade dos materiais. A geometria *Wiper*, também conhecida como geometria multi-raio, demonstra ser uma tecnologia vantajosa, na medida em que permite obter melhores acabamentos de superfície e permite a utilização de avanços duas vezes superiores aos utilizados pelas pastilhas convencionais.

A conjugação dos aspetos acima citados tem sido alvo de estudo por diversos autores cujos trabalhos foram apresentados ao longo do presente capítulo. Não só incidindo sobre o aço tratado AISI H13, mas também sobre outros aços tratados, os autores basearam os seus trabalhos em alguns parâmetros de avaliação: tipo e forma de apara, desgaste da ferramenta de corte, acabamento de superfície, precisão dimensional, temperatura de corte e força de maquinagem.

3. Procedimento Experimental

3.1 Material utilizado para realização dos ensaios de corte

O material utilizado para a realização do procedimento experimental foi o aço tratado para trabalho a quente AISI H13, fornecido pela empresa F. Ramada sob a forma de varão.

O material fornecido após recozimento (255 HB) foi posteriormente sujeito a um processo de têmpera sob vácuo a 1060 °C seguido de dois revenidos (200 °C + 200 °C). A dureza final obtida foi de 54 HRC, valor máximo de dureza para este aço. As propriedades químicas do aço utilizado no presente trabalho encontram-se na Tabela 8.

Tabela 8 - Composição química do aço AISI H13 utilizado (% em peso).

Carbono (C)	Crómio (Cr)	Molibdénio (Mo)	Silício (Si)	Manganês (Mn)	Vanádio (V)	Fósforo (P)	Enxofre (S)
0,37 – 0,43	5,13 – 5,25	1,3 – 1,4	0,90 – 1,20	0,3 – 0,5	0,9 – 1,10	0,030	0,030

Os provetes de aço AISI H13 (54 HRC) possuíam um comprimento de 102 mm e um diâmetro compreendido entre 35 e 45 mm, aproximadamente. Na Figura 24 encontram-se representados os provetes utilizados na realização do presente trabalho.



Figura 24 - Provetes de aço AISI H13 utilizados.

3.2 Ferramentas de corte utilizadas

Foram selecionadas para a realização dos ensaios pastilhas cerâmicas CC650 e CC650WG com geometria convencional e *Wiper*, respetivamente. Ambas foram fornecidas pela Sandvik Coromant.

São pastilhas à base de alumina (Al_2O_3), sem quebra- aparas. São consideradas pastilhas de alumina mista e possuem 70 % de Al_2O_3 , 22.5 % de TiN e 7.5 % de TiC (Çiçek et al., 2013). Algumas das suas propriedades encontram-se na Tabela 9.

Tabela 9 - Algumas propriedades das pastilhas cerâmicas CC650 utilizadas (Adam Khan and Senthil Kumar, 2011)

Densidade [g/cm^3]	4,26
Dureza [HV]	1800
Tensão de rutura transversal [MPa]	550
Módulo de Young [GPa]	400
Resistência à fratura [$MPa \cdot m^{1/2}$]	4,0
Condutividade Térmica [W/mK]	24
Coefficiente de expansão térmica [$K^{-1} \cdot 10^{-6}$]	8,6

A fixação das pastilhas foi efetuada utilizando um porta-ferramentas DCLNL 2020K 12 (Figura 25) da Sandvik. Este porta ferramentas garante a fixação da pastilha através de grampo.



Figura 25 - Porta-ferramentas utilizado nos ensaios de torneamento

Alguns dos parâmetros da geometria de corte encontram-se definidos na Tabela 10 para ambas as pastilhas consideradas.

Tabela 10 - Designação e parâmetros da geometria de corte das pastilhas utilizadas

Tipo	ISO	Ângulo de ataque γ°	Ângulo de posição χ°	Raio de curvatura da ponta r_ϵ [mm]	Ângulo de saída α°	Ângulo de inclinação λ°
CC650	CNGA 120408 T01020 650	10	95	0,8	0	20
CC650 WG	CNGA 120408 T01020WG 650	10	95	0,8	0	20

3.3 Máquina ferramenta

Para a realização dos ensaios de torneamento foi utilizado o torno horizontal CNC *Kingsbury MHP 50* (Figura 26). Este dispositivo possui uma potência de 18 kW e 4500 rpm de rotação máxima. Possui ainda uma torreta de armazenamento de ferramentas com 12 posições, bucha e contraponto ambos de acionamento hidráulico. Na Tabela 11 encontram-se algumas características mais pormenorizadas da máquina ferramenta acima descrita.



Figura 26 - Torno CNC Kingsbury MHP utilizado nos ensaios (cortesia DEM-UA)

Tabela 11 – Características do torno utilizado nos ensaios

Marca e Modelo	Kingsbury MHP 50
Potência [kW]	18
Velocidade máxima de rotação [rpm]	4500
Nº Posições do armazém de ferramentas	12
Tempo de indexação da ferramenta [s]	1,2
Distância longitudinal eixo X [mm]	200
Distância longitudinal eixo Z [mm]	550
Comando Numérico	FANUC -OT
Posicionamento rápido em X [m/min]	10
Posicionamento rápido em Z [m/min]	10
Diâmetro máximo da bucha [mm]	200
Diâmetro do contraponto [mm]	70
Distância máxima entre bucha e contraponto [mm]	500

3.4 Tipos de ensaio realizados

O procedimento experimental para avaliação da maquinabilidade do aço tratado AISI H13 divide-se em dois tipos de ensaio:

- Ensaio Curtos;
- Ensaio Longos.

Os ensaios curtos visam avaliar apenas a influência dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) na forma da peça e no acabamento superficial, bem como avaliar forças de maquinagem e vibração da ferramenta de corte.

Os ensaios longos têm como objetivo estudar o tempo de vida da ferramenta em função dos parâmetros de corte, bem como avaliar a variação do acabamento superficial com a evolução do desgaste da ferramenta.

3.5 Ensaios Curtos

3.5.1 Avaliação de avara e rugosidade

De forma a poder avaliar qual a influência da velocidade de corte e do avanço, quer no acabamento superficial quer no tipo e forma de avara produzida, foi tido em conta o seguinte procedimento:

- O provete foi dividido em quatro zonas (Figura 27). Em cada uma delas foi utilizado um avanço diferente, sendo possível assim avaliar em cada passagem quatro avanços. A cada passagem, a velocidade de corte é constante em todas as secções, variando apenas entre passagens.

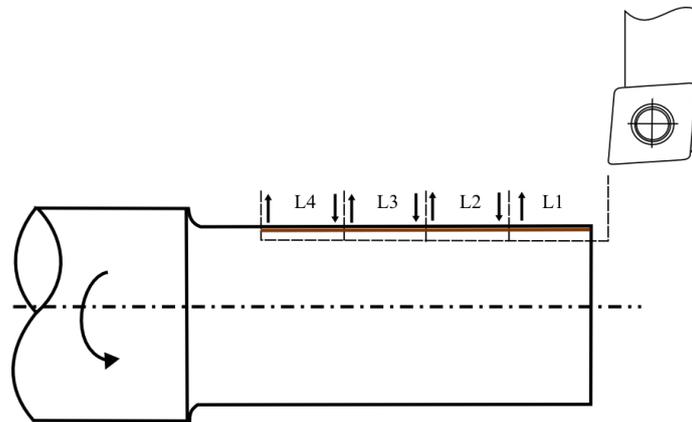


Figura 27 - Representação dos ensaios curtos de avaliação de avara e rugosidade

- Cada uma das secções (L1 a L4) possui um comprimento de 20 mm. A ferramenta efetua o movimento de corte sobre cada uma delas e retorna à sua posição de origem, sendo efetuada nesse momento a recolha da avara. O processo repete-se para as seguintes secções, sendo efetuada em última instância a análise da superfície de cada uma delas. Em seguida, o processo é reiniciado, fazendo variar a velocidade de corte (V_c).

3.5.2 Ensaios de força de maquinagem e vibração

Os ensaios de força e vibração consistem em realizar uma passagem apenas num pequeno comprimento do provete ($L_f=30$ mm). Após cada passagem faz-se variar a velocidade de corte,

mantendo constante o avanço e a profundidade de corte. Os dados são recolhidos através de um dinamómetro e de um acelerómetro, utilizando uma ferramenta de corte nova e uma ferramenta após atingir o critério de vida. Uma representação deste tipo de ensaio encontra-se na Figura 28.

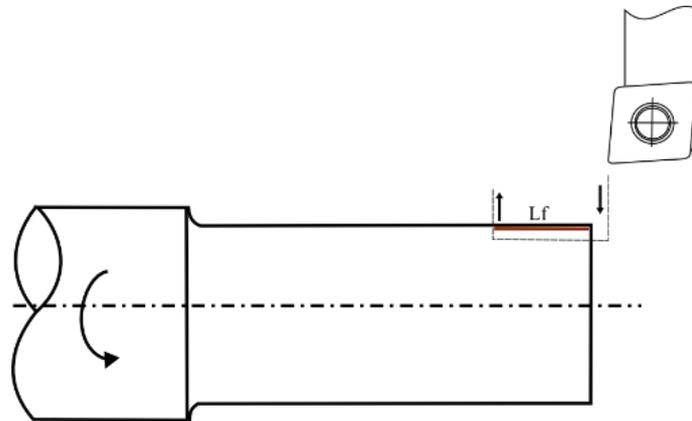


Figura 28 - Representação dos ensaios curtos de medição de força de maquinagem e vibração

3.6 Ensaios longos (desgaste da ferramenta)

Neste tipo de ensaio fez-se a ferramenta percorrer todo o provete (L_a), mantendo constante a velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. O ensaio é realizado com o número de passagens necessário, mantendo constante a velocidade de corte e profundidade, até se atingir o critério de vida estipulado ($V_{Bc}=0,2$ mm). Na Figura 29 está representado o movimento da ferramenta durante o torneamento do provete.

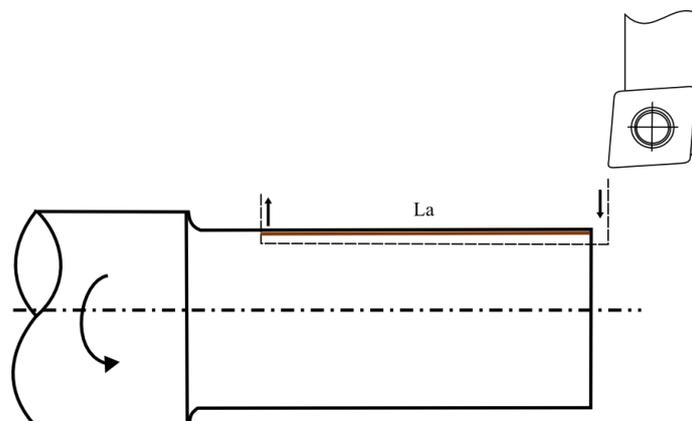


Figura 29 – Representação do ensaio longo

3.7 Análise e recolha de dados

3.7.1 Método para caracterização da superfície

Para a caracterização da superfície maquinada foi utilizada a rugosimetria. Foi utilizado um rugosímetro Hommel Tester T1000R (Figura 30) com apalpador de diamante e impressora integrada. Este dispositivo apresenta uma resolução máxima de $0,01\ \mu\text{m}$, cut-off configurável entre $0,25$ e $0,8$, campo de medição de cerca de $80\ \mu\text{m}$ e está incluído na categoria 1 de precisão segundo a norma DIN 4772. Possui interface de comunicação e utiliza o *software* designado *Turbo Datawin*.

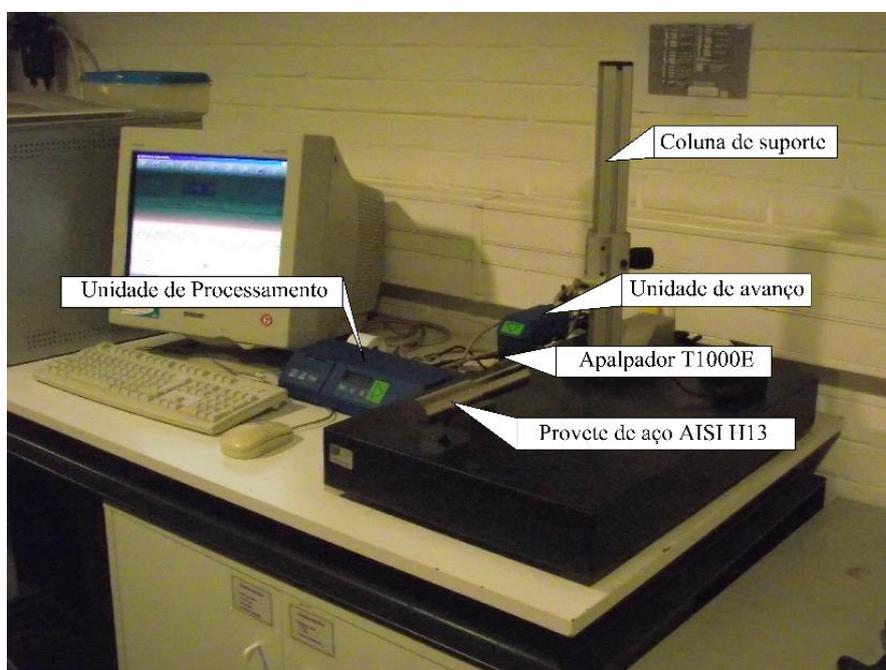


Figura 30 - Medição da rugosidade superficial de um provete de ensaio (aço AISI H13) com o rugosímetro Hommel Tester T1000E (cortesia DEM-UA)

Recolheram-se os valores de rugosidade média aritmética (R_a) e de amplitude máxima de rugosidade (R_t), valores estes que são utilizados para avaliar a rugosidade da superfície.

As medições de rugosidade foram efetuadas em três pontos desfasados de 120° entre si (Figura 31). Este procedimento tem como objetivo minimizar os desvios e erros associados ao processo de leitura. Os resultados foram obtidos considerando um cut-off (L_c) de $0,8\ \text{mm}$ e um comprimento de palpação (L_t) de $4,8\ \text{mm}$.

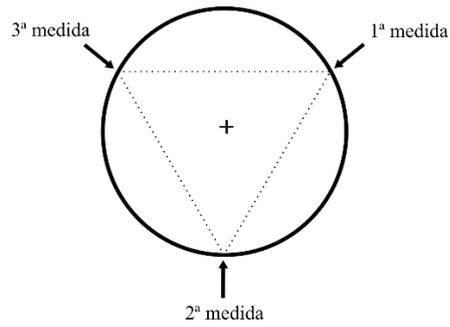


Figura 31 - Pontos de medição de rugosidade

3.7.2 Avaliação de desgaste

A avaliação do desgaste da ferramenta de corte foi efetuada utilizando um microscópio ótico Mitutoyo TM, com uma objetiva de ampliação 30X. Para a medição do desgaste foi utilizado o *software* Motic Image, partindo de imagens recolhidas com uma câmara digital Moticom com 2.0 MP de resolução diretamente da ocular do microscópio. A iluminação foi feita através de um sistema de fibra ótica. O conjunto de dispositivos utilizados para a avaliação do desgaste na ferramenta encontram-se na Figura 32.

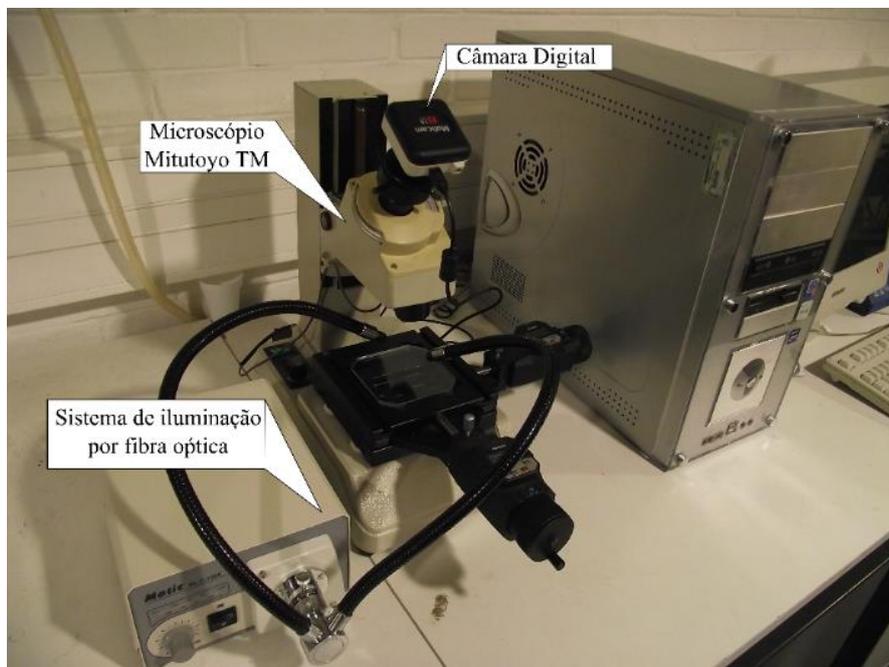


Figura 32 - Microscópio ótico Mitutoyo TM e sistema de aquisição de imagem e iluminação utilizados na medição do desgaste das ferramentas de corte (cortesia DEM – UA)

3.7.3 Medição de força de maquinagem e vibração

Para a medição das forças de maquinagem e de vibração foi utilizado um dinamómetro piezoelétrico Kistler®, modelo 9121. Os dados são recolhidos informaticamente através do software *Dynoware*. Foram recolhidos os valores de F_x (F_p), F_y (F_a) e F_z (F_c) em ferramentas novas e após atingirem o critério de vida.

A vibração foi medida utilizando um acelerómetro Dytran™ modelo 3200B, com sensibilidade de 0,05 mV/g instalado na lateral do porta-ferramentas. Foi também utilizado um medidor de vibração/condicionador de sinal Dytran™ modelo 4102C. A aquisição dos dados foi desenvolvida utilizando o *software* LabVIEW™ e uma interface digital da National Instruments™ modelo BNC-2120. Foi ainda utilizada uma interface de input/output PCI 643.

Os dispositivos de medição e recolha de dados de força de maquinagem e vibração encontram-se representados na Figura 33.

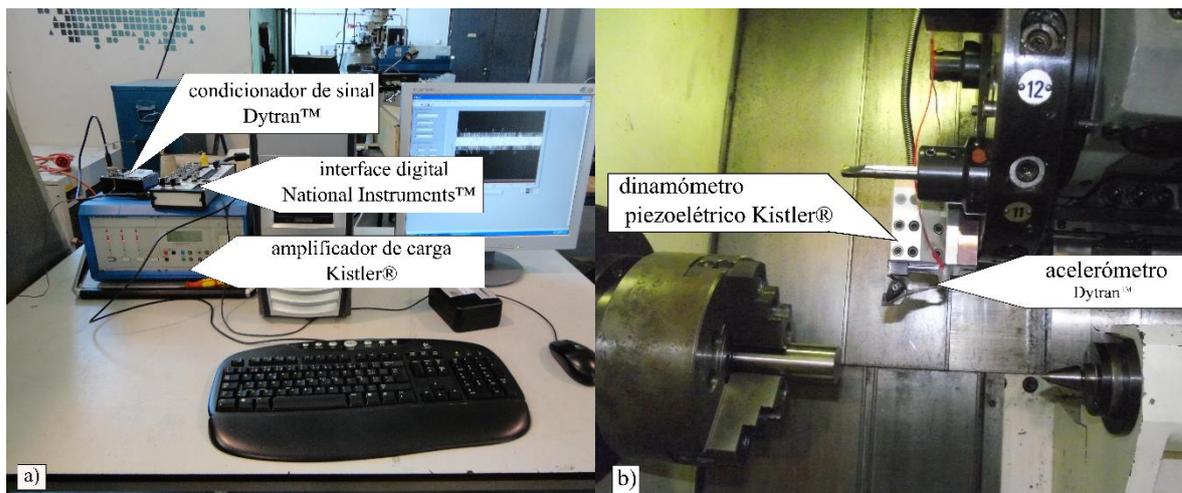


Figura 33 - Dispositivos utilizados nos ensaios de força e vibração: interfaces de comunicação e condicionamento de sinal; b) dinamómetro piezoelétrico e acelerómetro (cortesia DEM-UA).

3.8 Parâmetros de Corte

Nesta secção apresentam-se os valores para os parâmetros de corte utilizados nos ensaios curtos e longos.

Para o caso dos ensaios curtos de avaliação de apara e rugosidade foram selecionadas três velocidades de corte, tendo sido cada uma utilizada em cada passagem. Os seus respectivos valores, bem como os respectivos avanços e profundidade de corte encontram-se na Tabela 12.

Tabela 12 - Parâmetros de corte utilizados nos ensaios curtos

Velocidade de corte (V_c) [m/min]	Avanço (a) [mm/rot]	Profundidade de corte (p) [mm]
80	0,05	0,2
	0,10	
	0,25	
	0,40	
160	0,05	0,2
	0,10	
	0,25	
	0,40	
240	0,05	0,2
	0,10	
	0,25	
	0,40	

Para os ensaios de desgaste apenas se utilizaram duas velocidades de corte distintas de forma a poder posteriormente traçar as curvas de vida. Os parâmetros de corte utilizados para a realização dos ensaios longos encontram-se na Tabela 13.

Tabela 13 - Parâmetros de corte utilizados nos ensaios longos

Velocidade de corte (V_c) [m/min]	Avanço (a) [mm/rot]	Profundidade de corte (p) [mm]
80	0,05	0,2
240		

Nos ensaios curtos de força e vibração os parâmetros utilizados foram idênticos aos considerados para os ensaios longos.

3.9 Síntese

Como forma de síntese, encontra-se na Figura 34 um esquema da organização de todo o procedimento experimental adotado no presente trabalho.

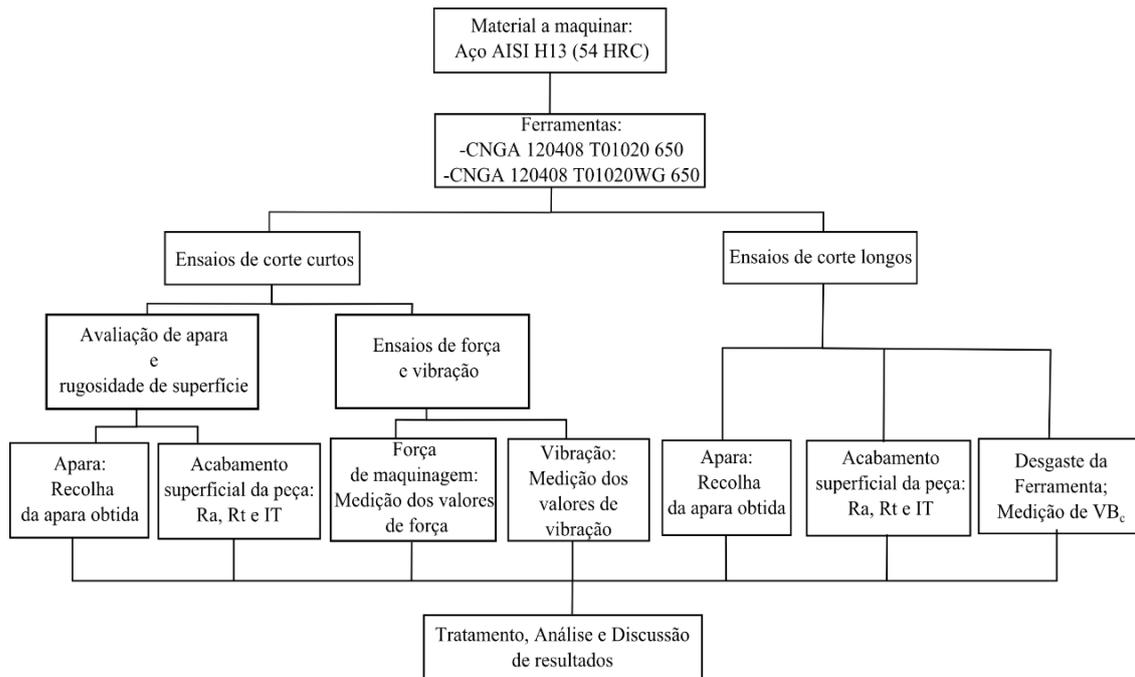


Figura 34 - Esquema de síntese do procedimento experimental

4. Análise e discussão de resultados

Nesta secção apresentam-se os resultados experimentais obtidos nos ensaios de torneamento realizados no aço AISI H13 (54 HRC) com ferramentas cerâmicas CC650 de geometria convencional e *Wiper*, bem como a sua discussão.

4.1 Ensaios de corte curtos de avaliação de apra e rugosidade no aço AISI H13

4.1.1 Análise e classificação das aparas obtidas

Na Figura 35 encontram-se as aparas obtidas da realização dos ensaios curtos com ferramenta cerâmica CC650 de geometria convencional e geometria *Wiper* para os quatro avanços considerados (0,05 mm/rot, 0,10 mm/rot, 0,25 mm/rot e 0,4 mm/rot) utilizando uma velocidade de corte de 80 m/min.

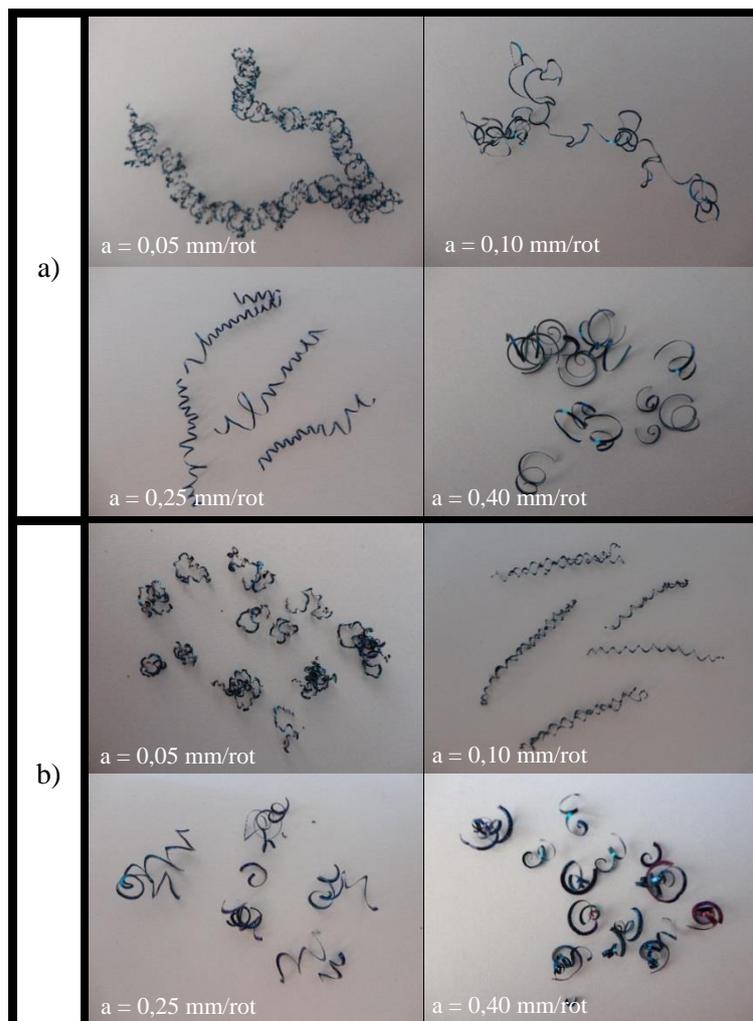


Figura 35 - Aparas obtidas (1.0x) no ensaio de corte curto com ferramenta cerâmica CC650 ($V_c=80$ m/min, $p=0,2$ mm): a) geometria convencional; b) geometria *Wiper*

Na Figura 36 encontram-se as aparas obtidas da realização dos ensaios curtos com ferramenta cerâmica CC650 de geometria convencional e geometria *Wiper* para os quatro avanços considerados (0,05 mm/rot, 0,10 mm/rot, 0,25 mm/rot e 0,4 mm/rot) utilizando uma velocidade de corte de 160 m/min.

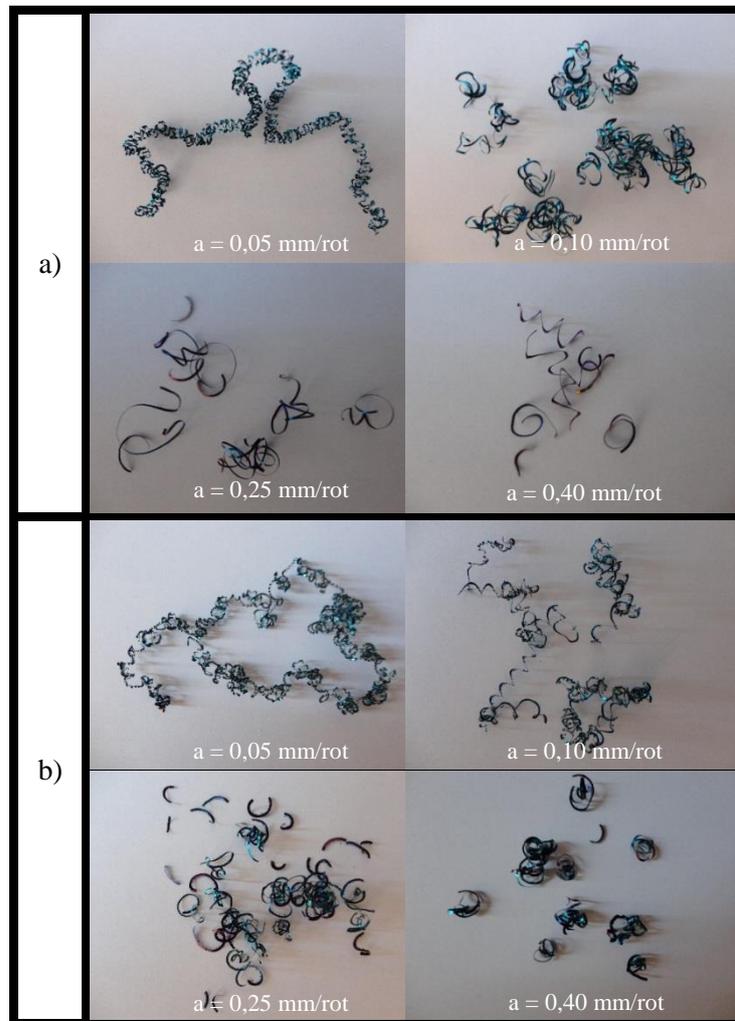


Figura 36-Aparas obtidas (1.0x) no ensaio de corte curto com ferramenta cerâmica CC650 ($V_c=160$ m/min, $p=0,2$ mm): a) geometria convencional; b) geometria *Wiper*

Na Figura 37 encontram-se as aparas obtidas da realização dos ensaios curtos com ferramenta cerâmica CC650 de geometria convencional e geometria *Wiper* para os quatro avanços considerados (0,05 mm/rot, 0,10 mm/rot, 0,25 mm/rot e 0,4 mm/rot) utilizando uma velocidade de corte de 240 m/min.

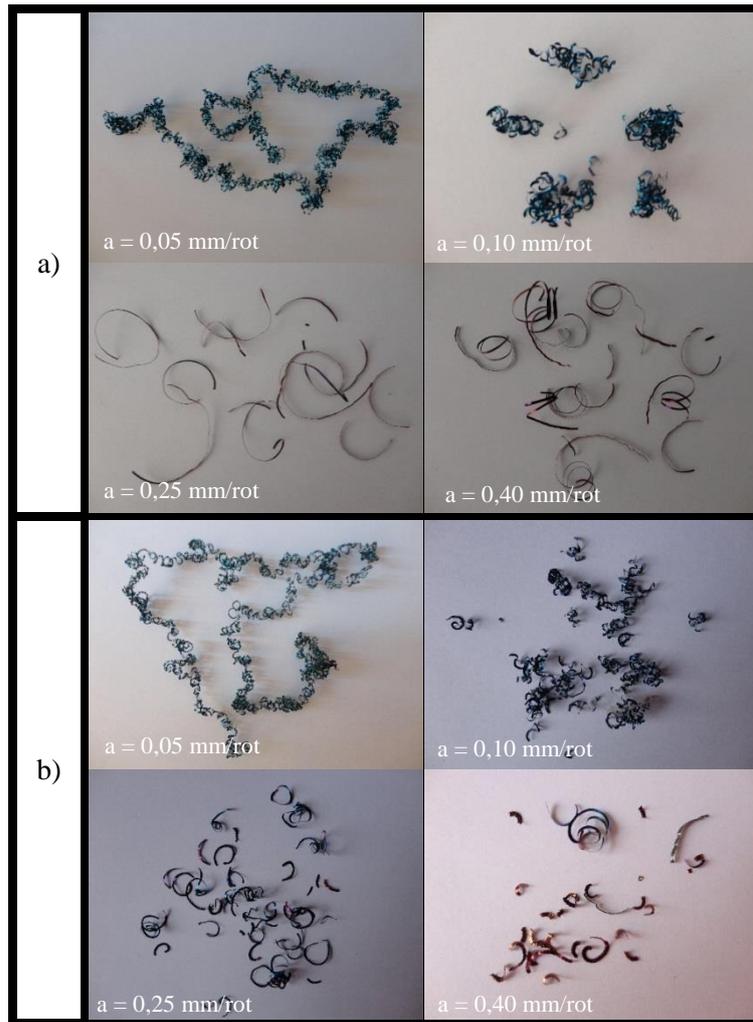


Figura 37-Aparas obtidas (1.0x) no ensaio de corte curto com ferramenta cerâmica CC650 ($V_c=240$ m/min, $p=0,2$ mm): a) geometria convencional; b) geometria *Wiper*

Da análise das aparas obtidas e representadas pelas figuras anteriores é possível observar que o tipo de apara sofre alterações significativas com o avanço. Note-se que para avanços mais baixos são obtidas aparas contínuas e para avanços mais elevados obtém-se aparas descontínuas (fragmentadas). O aumento do avanço provoca um aumento da espessura da apara, fazendo com que esta entre mais facilmente em rutura, separando-se da peça.

Quanto à forma verifica-se uma predominância de aparas helicoidais em gume. No caso do avanço mais elevado (0,4 mm/rot) obtiveram-se maioritariamente aparas em espiral.

É possível ainda estimar a temperatura atingida na zona de corte através da análise da cor das aparas. Tendo como base a Figura 18 apresentado por Yeo and Ong (2000) é possível verificar que a cor azul-clara nas aparas indica uma temperatura na zona de corte entre 680 e 740 °C, aproximadamente. Tomando em conta esta análise observa-se que são obtidas temperaturas dentro

deste intervalo no caso da utilização de $V_c=80$ m/min e 160 m/min em toda a faixa de avanços considerados (0,05; 0,10; 0,25 e 0,4 mm/rot). Já no caso de $V_c=240$ m/min observa-se que para os avanços de 0,25 e 0,4 mm/rot no para ambas as ferramentas a temperatura da zona de corte situa-se entre os 600 e os 650 °C. Este intervalo de temperaturas é indicado pela cor dourada apresentada pelas aparas obtidas.

Durante os ensaios a velocidade de corte é mantida constante. Desta forma, quanto menor o diâmetro do provete menor é o tempo de corte (uma vez que a rotação da árvore aumenta). Assim sendo poderá ocorrer uma maior dissipação de calor quando se utilizam velocidades de corte mais altas.

Baseada na tabela fornecida pela norma ISO 3685:1993 (Figura 9) encontra-se na Tabela 14 um quadro resumo com a classificação das aparas obtidas utilizando os diferentes parâmetros de corte.

Tabela 14 - Classificação da forma da apara obtida nos ensaios curtos (segundo a norma ISO 3685:1993)

Avanço [mm/rot]	$V_c = 80$ m/min		$V_c = 160$ m/min		$V_c = 240$ m/min	
	Conv.	<i>Wiper</i>	Conv.	<i>Wiper</i>	Conv.	<i>Wiper</i>
0,05	4.3	4.3	4.1	4.3	4.3	4.3
0,10	4.3	4.1	1.3	4.1	1.3	4.3
0,25	4.2	4.2	1.3	3.2	1.2	3.2
0,4	3.2	3.2	4.2	3.2	3.2	3.2

Maioritariamente foram obtidas aparas helicoidais e em espiral. Estas são de fácil evacuação, podendo classificar-se como aparas boas.

As aparas em fita, obtidas com a ferramenta de geometria convencional, são de difícil evacuação da zona de trabalho e representam risco de acidentes. Apresentam por isso uma forma pouco conveniente.

4.1.2 Análise da rugosidade e precisão dimensional

Para a análise da rugosidade da superfície foram recolhidos os valores de rugosidade média aritmética (Ra) e de rugosidade máxima (Rt) (Tabelas A4, A5 em Anexos). No caso das pastilhas de geometria convencional apenas foi possível medir a rugosidade para os avanços de 0,05; 0,10 e 0,25 mm/rot. Para o avanço de 0,4 mm/rot a rugosidade das superfícies era bastante elevada impossibilitando a sua medição. Com as pastilhas de geometria *Wiper* foi possível recolher as rugosidades correspondentes a todos os avanços.

Foram também calculados os valores de IT obtidos para cada uma das velocidades de corte e para cada geometria de ferramenta (Tabelas A6, A7 e A8 em Anexos).

4.1.2.1 Rugosidade e precisão dimensional obtida com pastilha CC650 de Geometria Convencional

Na Figura 38 observa-se a evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do avanço para a ferramenta CC650 de geometria convencional.

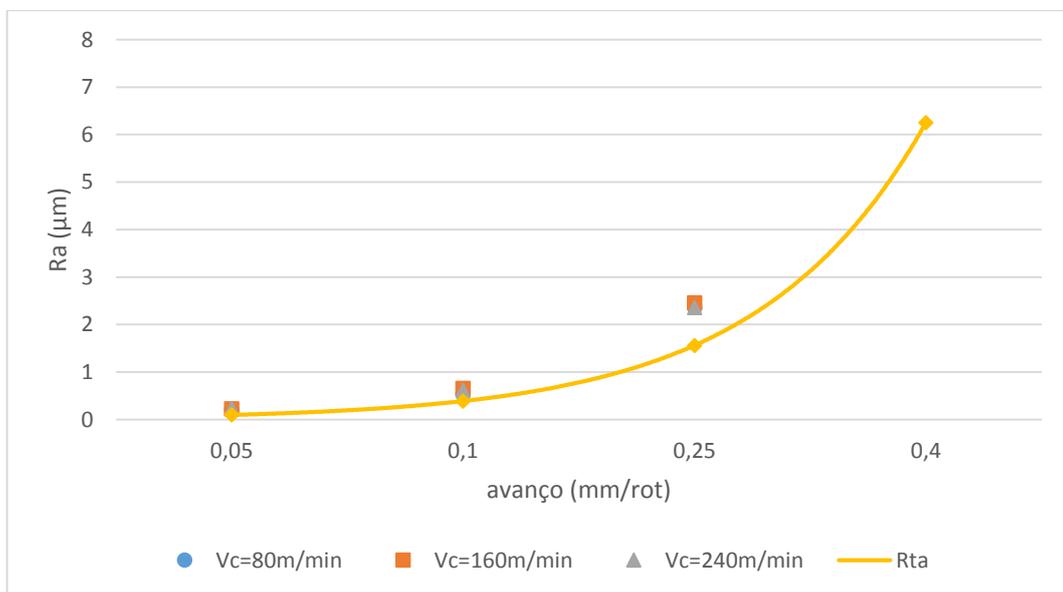


Figura 38- Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria convencional.

Analisando a Figura 38 verifica-se que há um aumento de Ra com o avanço. Não obstante verifica-se que a rugosidade não sofre alterações significativas com o aumento da velocidade de corte. Comparando os valores experimentais com o valor teórico Rta (obtidos pela equação 13)

verifica-se que os valores de rugosidade obtidos experimentalmente são para todos os avanços superiores aos valores teóricos. Os valores de Ra experimentais são superiores ao valor teórico, uma vez que a expressão teórica não leva em consideração fatores do processo, tais como vibração ou efeitos térmicos.

O gráfico da Figura 39 representa a evolução da rugosidade máxima (R_t) com o avanço (a) na utilização da pastilha CC650 de geometria convencional no torneamento do aço AISI H13.

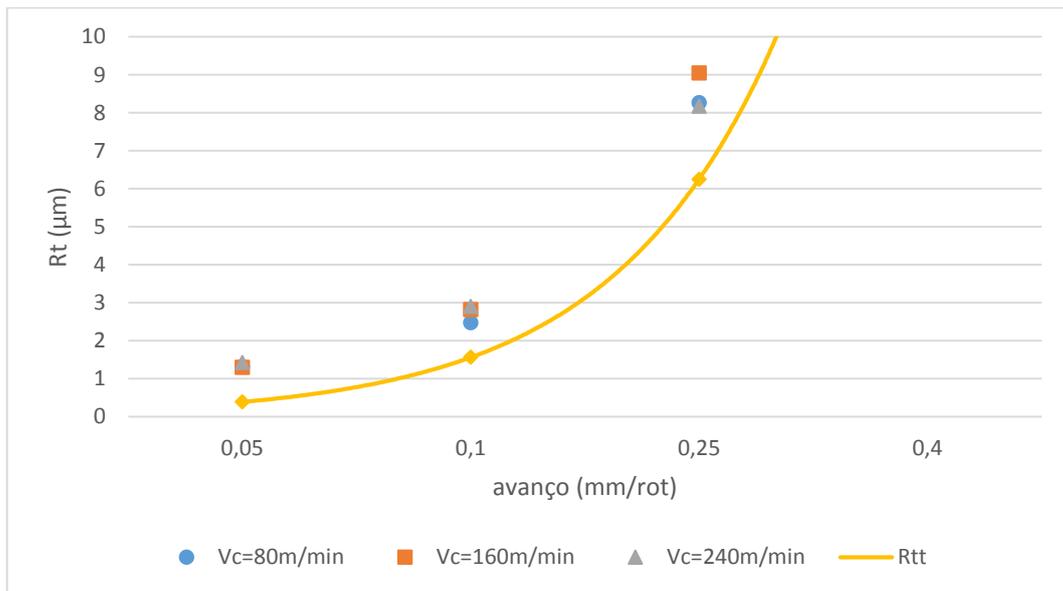


Figura 39 - Evolução da rugosidade máxima (R_t) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria convencional.

Tal como acontece para o parâmetro Ra, o valor de R_t aumenta com o avanço. Também da mesma forma os valores experimentais são, para todos os avanços, superiores ao valor teórico (R_{tt}) dado que neste caso a expressão teórica de R_t não contempla efeitos de vibração da ferramenta e efeitos térmicos.

A precisão dimensional obtida é avaliada através dos valores de IT calculados a partir da equação 15. Na Figura 40 encontra-se um gráfico onde é possível observar os valores de IT obtidos em função do avanço para a pastilha CC650 de geometria convencional.

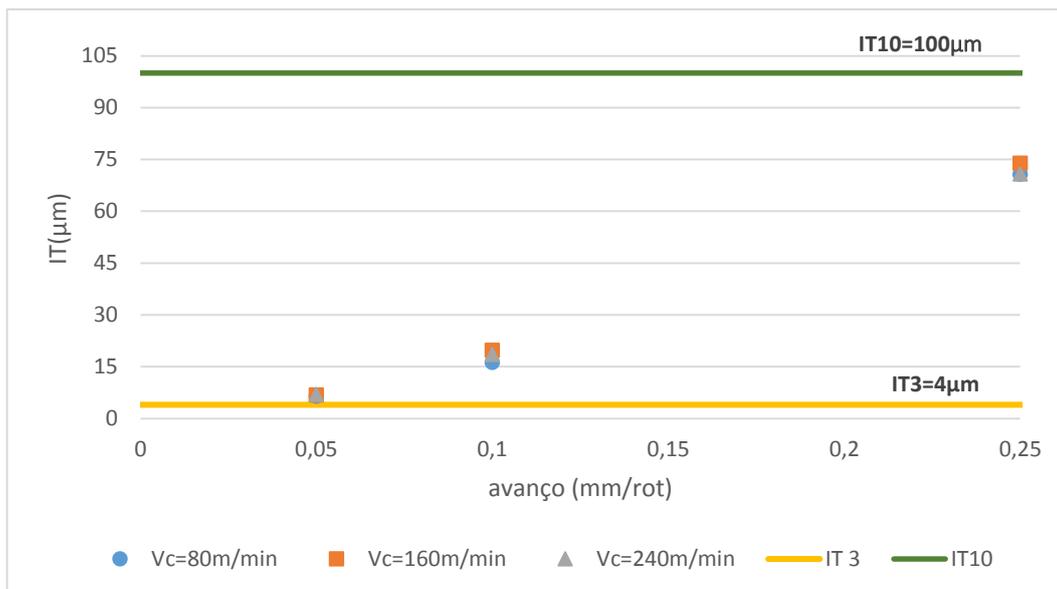


Figura 40 - Evolução de IT em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria convencional.

É possível verificar que o valor de IT aumenta com o avanço. Isto significa que quanto maior o avanço menor é a precisão dimensional obtida. Com avanços de 0,05 mm/rot são obtidos valores de IT próximos de 4 µm (IT3). Segundo Simões Morais (2006) este grau de IT corresponde a boa precisão dimensional. Para avanços mais elevados (0,1 mm/rot e 0,25 mm/rot) são obtidos valores de IT entre 11 µm e 100 µm (IT5 e IT10). O mesmo autor anteriormente citado refere que estes graus de IT correspondem a uma precisão dimensional corrente. Também é possível observar que em nenhum dos ensaios realizados foram obtidos acabamentos superficiais correspondentes a elevada exatidão (que correspondem a valores de IT inferiores a 0,6 µm (IT1)).

4.1.2.2 Rugosidade e precisão dimensional obtida com pastilha CC650 de geometria *Wiper*

Na Figura 41 encontra-se um gráfico da evolução do parâmetro de rugosidade Ra em função do avanço, para diferentes velocidades de corte utilizando a ferramenta CC650 de geometria *Wiper*.

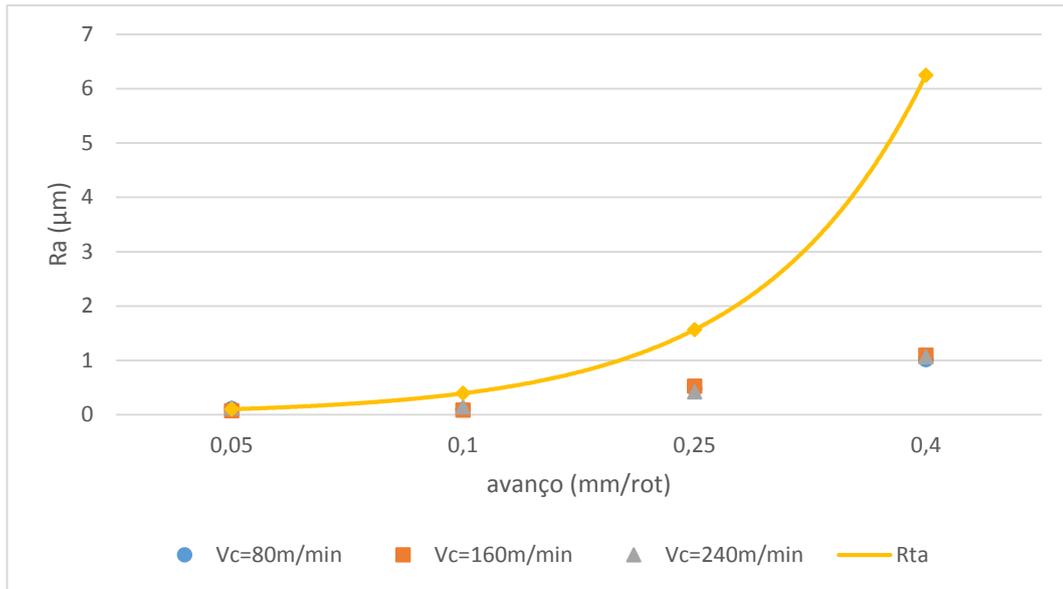


Figura 41-Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria *Wiper*.

Com as pastilhas *Wiper* verifica-se que a velocidade de corte não tem influência significativa nos valores de Ra. No entanto, estes aumentam com o avanço. Verifica-se também que os resultados experimentais se encontram abaixo do valor teórico para os avanços de 0,10 a 0,40 mm/rot. Apenas para o avanço de 0,05 mm/rot e para a velocidade de corte (Vc) de 240 m/min o valor experimental foi superior ao teórico. Note-se que a equação que permite obter o valor teórico apenas contempla o caso das ferramentas de geometria convencional.

Na Figura 42 é possível observar uma representação da evolução da rugosidade máxima (Rt) com o avanço (a) na utilização da pastilha CC650 de geometria *Wiper* no torneamento do aço AISI H13.

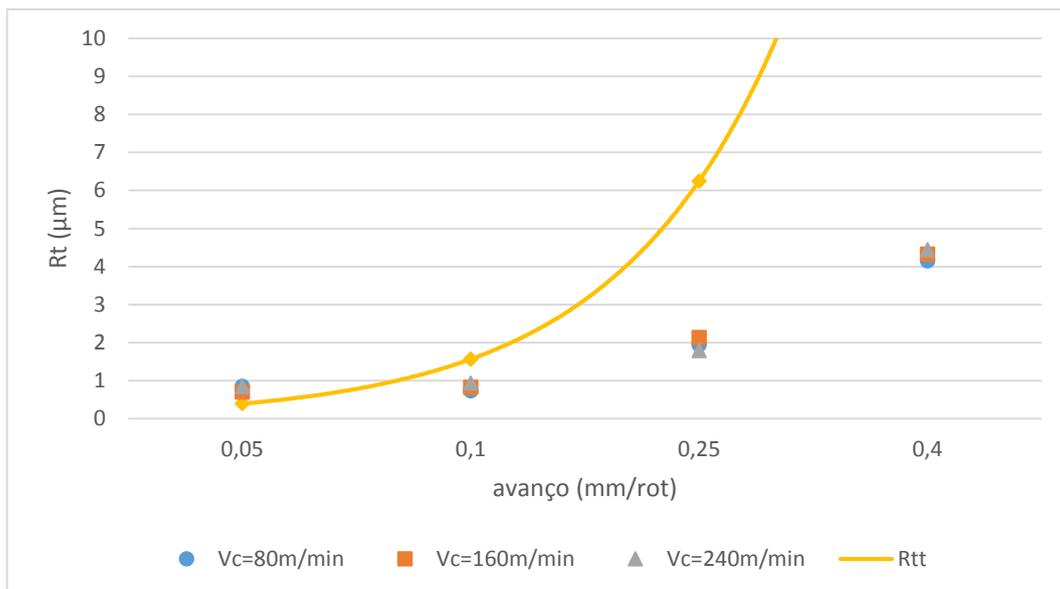


Figura 42-Evolução da rugosidade máxima (R_t) em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria Wiper.

Analisando a figura é possível verificar que os valores de R_t são inferiores ao valor teórico (R_{tt}) para os avanços de 0,10; 0,25 e 0,40 mm/rot para todas as velocidades de corte utilizadas. Para o avanço de 0,05 mm/rot os valores de R_t são superiores ao valor teórico. Neste caso também se verifica que a expressão que permite obter os valores teóricos de R_t não contempla o caso de ferramentas de raio múltiplo.

A Figura 43 representa a evolução de IT em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas da realização dos ensaios curtos com ferramenta CC650 com geometria Wiper, no torneamento do aço AISI H13. Encontram-se também representados os valores de IT normalizados correspondentes a acabamento superficial de boa exatidão e acabamento superficial de exatidão corrente (IT1 e IT5, respetivamente).

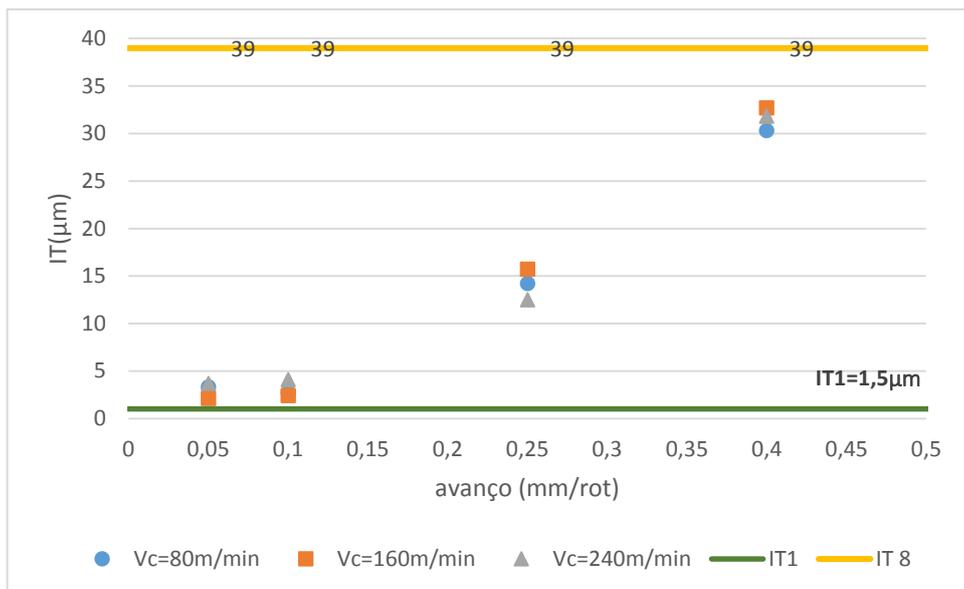


Figura 43-Evolução de IT em função do avanço (a) para diferentes velocidades de corte obtidas nos ensaios de corte curtos, com ferramenta CC650 de geometria *Wiper*

Os valores de IT obtidos na utilização das pastilhas *Wiper* situam-se entre os valores limite de IT1 e IT8 (1,5 e 39 μm respetivamente). Para os avanços de 0,05 e 0,10 mm/rot observam-se valores de IT correspondentes a uma boa precisão dimensional, segundo a classificação de Simões Morais (2006). Com os avanços de 0,25 e 0,40 mm/rot obtiveram-se valores de IT entre 11 e 39 μm (IT5 e IT8), que correspondem a uma precisão dimensional corrente.

4.1.3 Análise comparativa: geometria convencional vs geometria *Wiper*

Nesta secção é realizada uma análise comparativa entre os resultados obtidos nos ensaios curtos utilizando ferramentas cerâmicas CC650 de geometria convencional e os resultados obtidos utilizando ferramentas cerâmicas CC650 de geometria *Wiper*, utilizando as velocidades de corte de 80, 160 e 240 m/min e os avanços de 0,05; 0,10; 0,25 e 0,4 mm/rot.

Na Figura 44 encontram-se gráficos comparativos do parâmetro Ra em função do avanço para as diferentes velocidades de corte utilizadas.

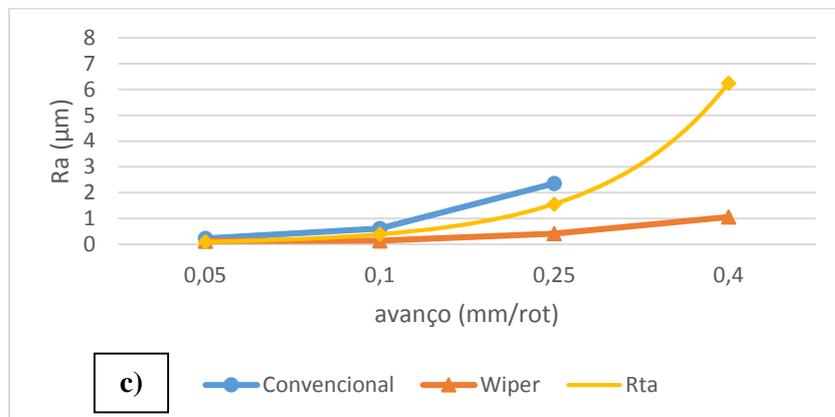
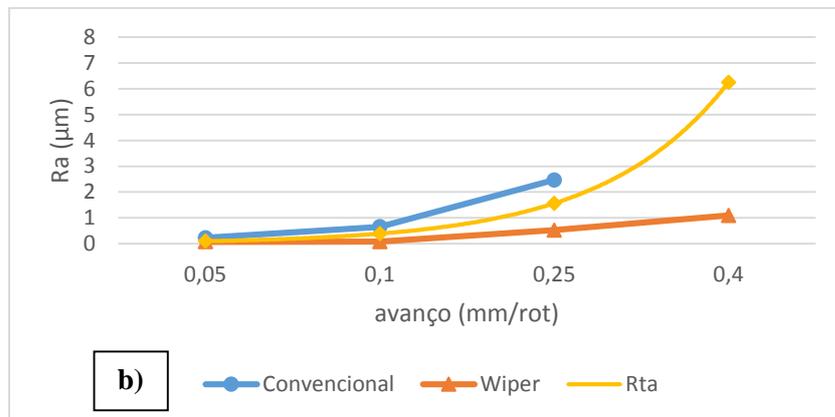
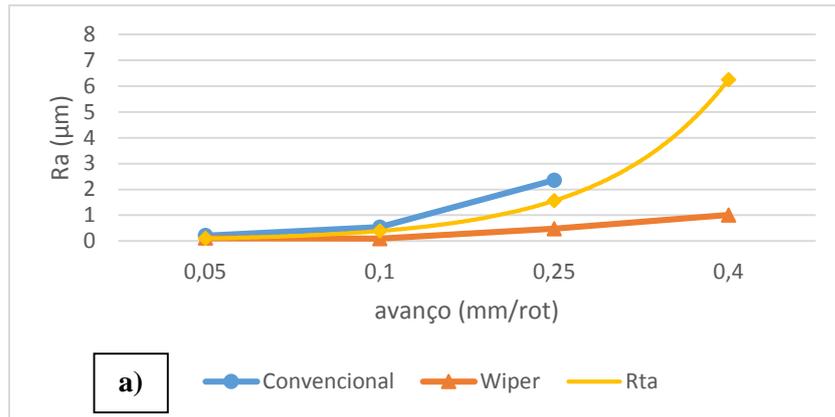


Figura 44 - Evolução de Ra em função do avanço para as ferramentas CC650 de geometria convencional e *Wiper*: a) $V_c=80$ m/min, b) $V_c=160$ m/min, c) $V_c=240$ m/min.

A análise da Figura 44 permite verificar que as ferramentas de geometria *Wiper* apresentam em todos os avanços e velocidades de corte utilizadas valores de rugosidade inferiores aos obtidos utilizando ferramentas de geometria convencional. Verifica-se, portanto, o efeito alisador da superfície proporcionado pela geometria multi-raio. Este resultado vai de acordo com a premissa anunciada pelo fabricante que afirma: “*Dobro do avanço – mesmo acabamento superficial. Mesmo*

*avanço – acabamento superficial duas vezes superior*²⁷. O acabamento superficial obtido para as ferramentas de geometria *Wiper* mantém-se praticamente constante quando se duplica o avanço de 0,05 mm/rot, facto que ocorre para todas as velocidades de corte utilizadas. Considerando o mesmo avanço e comparando os valores de Ra obtidos com ferramentas de geometria convencional e geometria *Wiper*, verifica-se que estas últimas apresentam valores inferiores às primeiras. Não se verifica na prática que o acabamento superficial seja exatamente duas vezes inferior, pois em alguns casos a melhoria no acabamento superficial é superior ao anunciado pelo fabricante. Desta forma, pode-se concluir que em termos de acabamento superficial há vantagem na utilização de pastilhas *Wiper* na maquinagem do aço AISI H13.

4.1.4 Avaliação da influência dos parâmetros de corte no acabamento superficial - ANOVA

De modo a poder conhecer qual a influência dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e geometria da ferramenta) no acabamento superficial da peça maquinada realizou-se um teste ANOVA. Para a realização deste teste tomaram-se em consideração os avanços 0,05; 0,10 e 0,25 e 0,40 mm/rot e as velocidades de corte (V_c) de 80, 160 e 240 m/min. Na Tabela 15 encontram-se os dados utilizados para a realização do teste estatístico.

Tabela 15-Dados utilizados para teste ANOVA

Teste	V_c (m/min)	a (mm/rev)	Convencional		Wiper	
			Ra (μm)	Rt (μm)	Ra (μm)	Rt (μm)
1	240	0,05	0,23	1,42	0,12	0,84
2	240	0,10	0,62	2,90	0,14	0,93
3	240	0,25	2,36	8,17	0,42	1,79
4	240	0,40	-	-	1,06	4,44
5	160	0,05	0,23	1,29	0,07	0,69
6	160	0,10	0,65	2,82	0,08	0,82
7	160	0,25	2,46	9,04	0,52	2,13
8	160	0,40	-	-	1,09	4,33
9	80	0,05	0,21	1,31	0,12	0,85
10	80	0,10	0,54	2,47	0,09	0,73
11	80	0,25	2,36	8,26	0,47	1,94
12	80	0,40	-	-	1,01	4,15

Para o tratamento estatístico foi utilizado o software R 3.1.0 (*open source*), baseado na linguagem de programação R e utilizado para a realização de tratamento estatístico.

O valor p (p-value) foi o indicador estatístico escolhido para analisar a influência dos fatores e das suas interações nos parâmetros de rugosidade Ra e Rt. Neste sentido, valores de p inferiores a 0,05, a que corresponde um intervalo de confiança de 95%, indicam que os fatores e/ou as suas interações possuem influência estatística (Rubio et al., 2013).

Na Figura 45 encontra-se um gráfico de barras com os valores de p obtidos para cada fator: velocidade de corte (Vc), avanço (a) e geometria da pastilha (geom.).

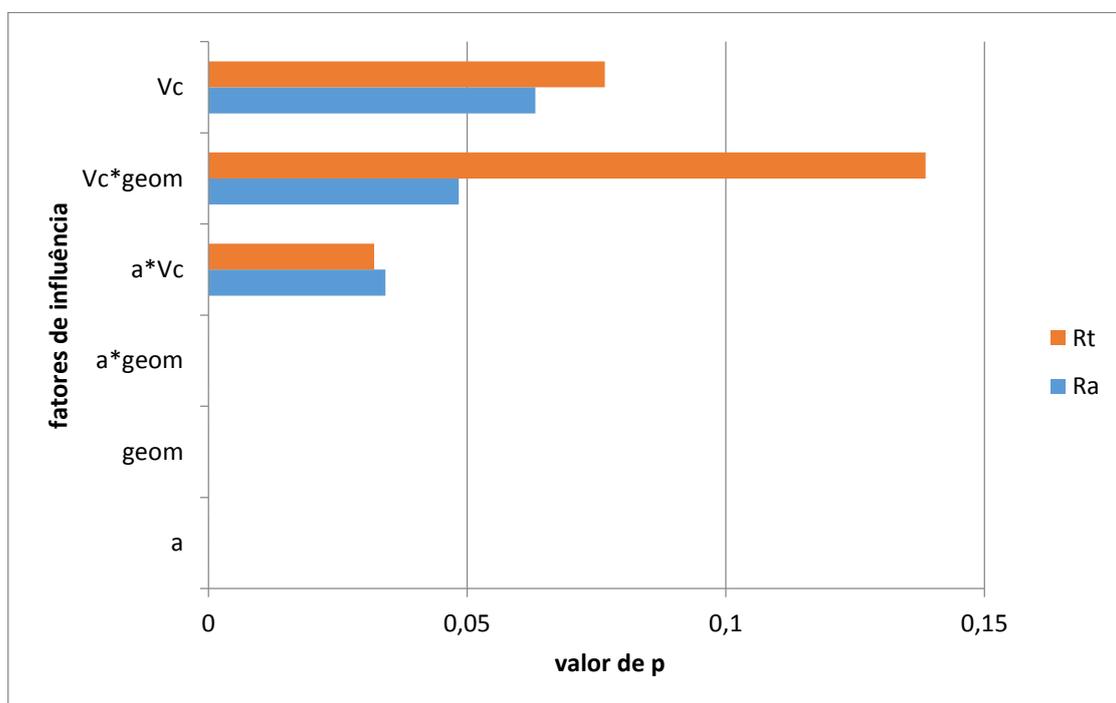


Figura 45 - Valores de p para cada fator de influência e suas combinações

De acordo com os resultados presentes na Figura 45, o avanço, a geometria da ferramenta e a interação entre avanço e geometria da ferramenta (a*geom) são os fatores que possuem maior influência estatística no acabamento superficial, uma vez que possuem o menor valor de p. A velocidade de corte (Vc) e a sua interação com a geometria da ferramenta representam pouca influência nos parâmetros de rugosidade.

Os resultados obtidos vão parcialmente de acordo com Lalwani et al. (2008) que verificou que o avanço é o fator que teve maior influência no acabamento superficial utilizando pastilhas CC650 convencionais.

4.2 Ensaio de desgaste

Nesta secção apresentam-se os resultados obtidos da realização dos ensaios de desgaste realizados no aço AISI H13 com ferramentas cerâmicas da classe CC650 de geometria convencional e *Wiper*, em torneamento a seco.

Na realização destes ensaios foram efetuadas medições de desgaste na face de saída VBc da pastilha de corte recorrendo a microscopia óptica, bem como medições de rugosidade e recolha de apara. As velocidades de corte consideradas foram de 80 e 240 m/min, mantendo constante o avanço em 0,05 mm/rot e a profundidade de corte em 0,2 mm.

4.2.1 Análise e classificação da apara obtida

A classificação da forma das aparas obtidas nos ensaios de desgaste foi realizada segundo a Figura 9 fornecida pela norma ISO 3685:1993.

Na Figura 46 observa-se a apara obtida na passagem inicial e final para cada geometria de pastilha utilizada nas duas velocidades de corte consideradas (80 e 240 m/min).

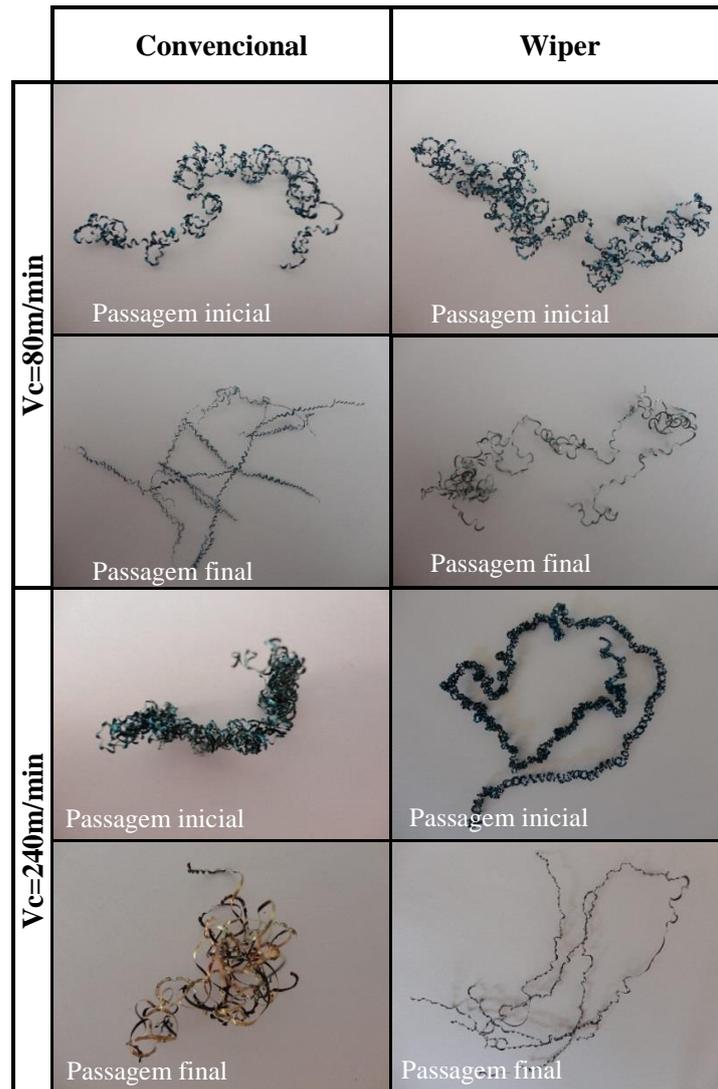


Figura 46 - Aparas obtidas (1.0X) nos ensaios longos a diferentes velocidades de corte, correspondentes à passagem inicial e à passagem final ($a=0.05$ mm/rot e $p=0.2$ mm/rot)

Analisando a Figura 46 é possível classificar as aparas obtidas na passagem inicial com a velocidade de corte de 80 m/min, como sendo aparas helicoidais em gume enroladas (4.3). No caso da passagem final a aparta classifica-se como sendo helicoidal em gume curta (4.2) para o caso da pastilha convencional e helicoidal em gume enrolada (4.3) para a ferramenta de geometria *Wiper*.

Com a velocidade de corte de 240 m/min obtiveram-se com a pastilha convencional aparas do tipo helicoidal em gume enrolada (4.3) na passagem inicial e aparta em fita enrolada na passagem final. Com a pastilha *Wiper* foram obtidas aparas helicoidal em gume longa (4.1) na primeira passagem e na passagem final aparta helicoidal em gume enrolada (4.3).

4.2.2 Análise da rugosidade superficial

A rugosidade da superfície foi avaliada após cada passagem para as ferramentas CC650 de geometria convencional e *Wiper* para cada uma das velocidades de corte consideradas (80 e 240 m/min).

A Figura 47(a e b) mostra a evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do tempo de corte no torneamento do aço AISI H13 para cada geometria de pastilha utilizado para as velocidades de corte de 80 e 240 m/min.

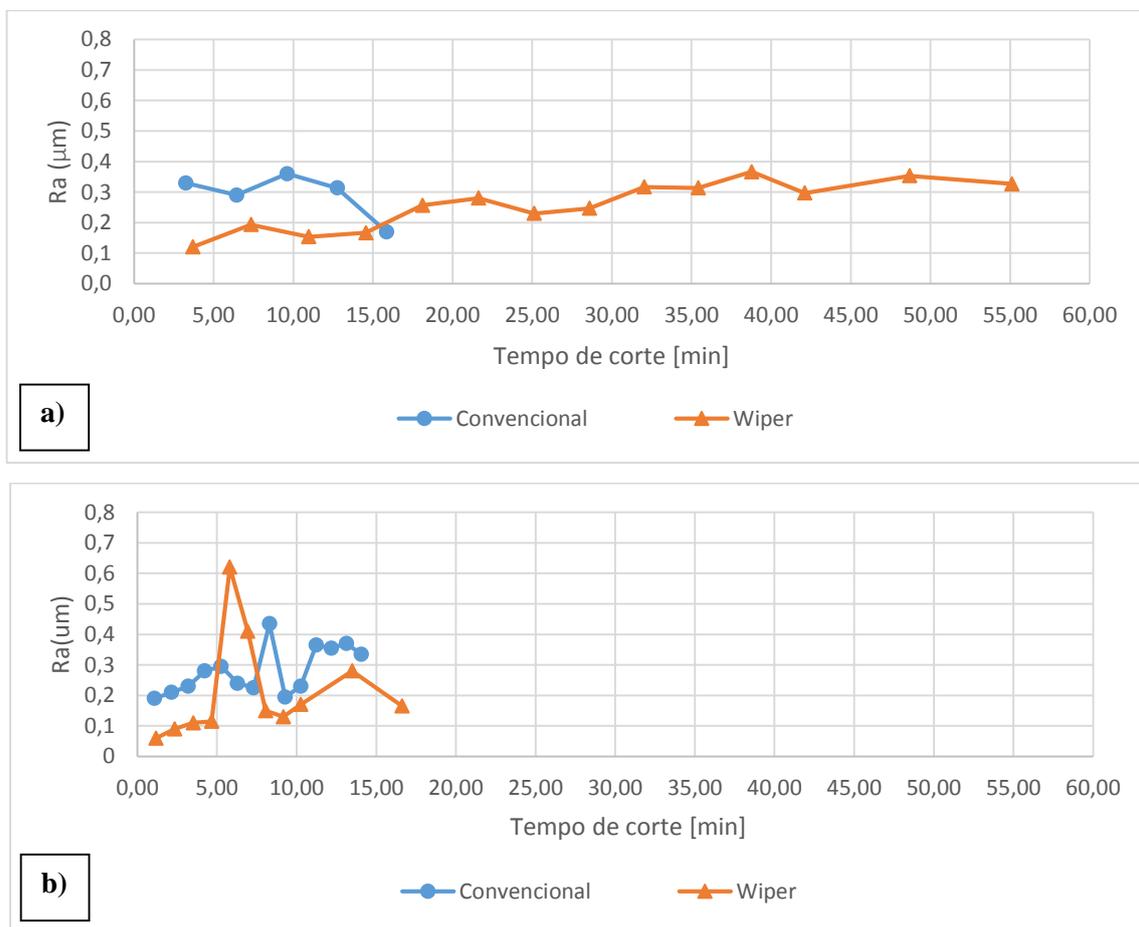


Figura 47 - Evolução da rugosidade média aritmética (Ra) em função do tempo de corte obtidos nos ensaios longos com as ferramentas cerâmicas CC650 de geometria convencional e *Wiper*: a) $V_c=80$ m/min, b) $V_c=240$ m/min

Observando a Figura 47 (a e b) verifica-se que para ambas as ferramentas de corte e para ambas as velocidades utilizadas há um aumento generalizado de Ra com o tempo de corte, apesar de a evolução não apresentar tendência crescente constante.

Para $V_c=80$ m/min a ferramenta *Wiper* apresenta valores de R_a inferiores aos apresentados pela ferramenta convencional. No entanto, esta possui um tempo de bastante inferior ao da pastilha *Wiper*, sendo apenas possível fazer uma comparação nos primeiros pontos do gráfico.

Para $V_c=240$ m/min a ferramenta *Wiper* apresenta no geral valores de R_a inferiores aos obtidos utilizando a ferramenta convencional.

Em relação à rugosidade máxima (R_t) encontram-se na figura Figura 48 (a e b) a evolução deste parâmetro com o tempo de corte (t_c) em ambas as ferramentas para as velocidades de corte de 80 e 240 m/min.

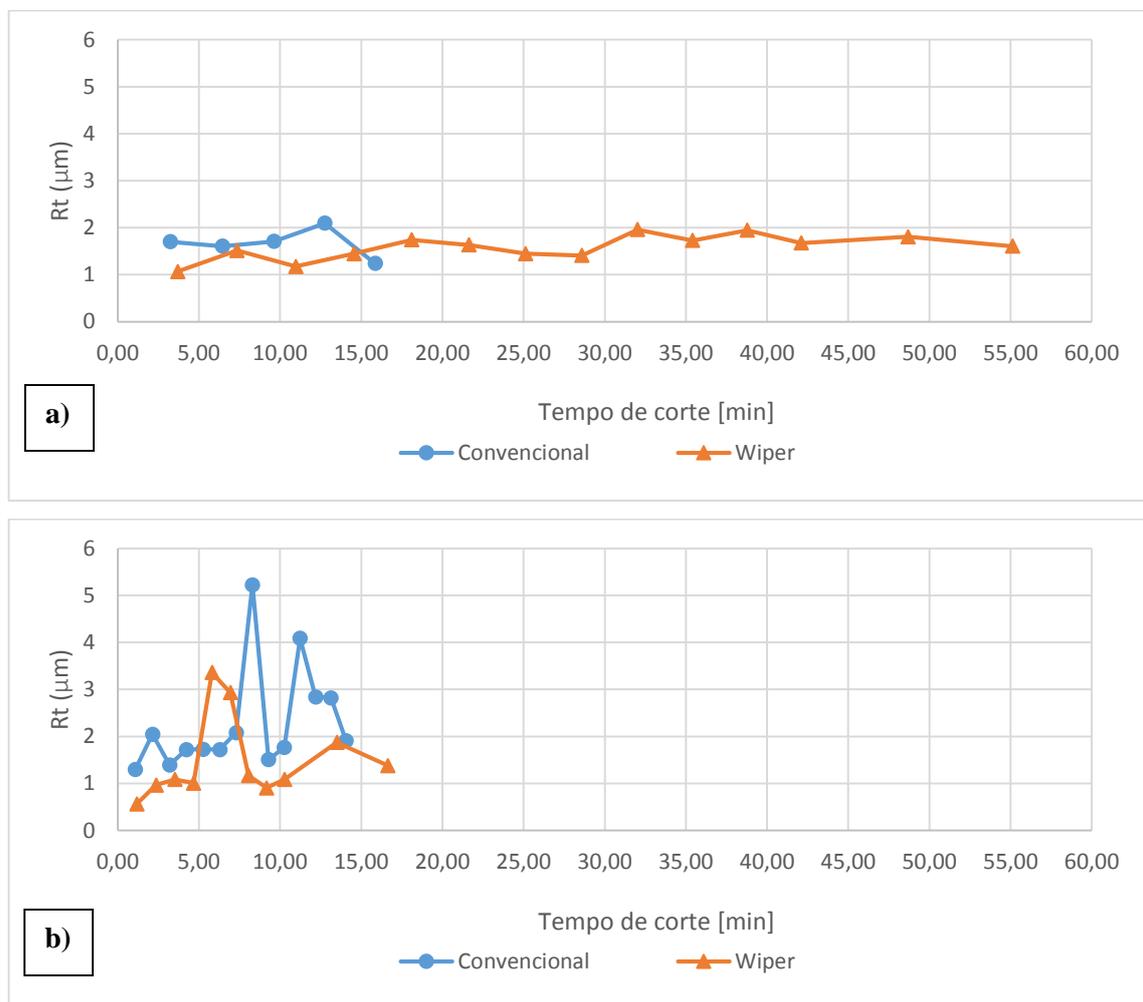


Figura 48 - Evolução da rugosidade máxima (R_t) em função do tempo de corte obtidos nos ensaios longos com as ferramentas cerâmicas CC650 de geometria convencional e *Wiper*: a) $V_c=80$ m/min ; b) $V_c=240$ m/min

A evolução de R_t é bastante semelhante à evolução de R_a anteriormente apresentada. No geral, os valores obtidos utilizando a ferramenta de geometria *Wiper* são inferiores aos obtidos com

a ferramenta de geometria convencional. Para $V_c=80$ m/min a comparação é apenas possível de realizar nos primeiros pontos do gráfico, dado que o tempo de vida da pastilha convencional nestas condições é substancialmente inferior à da pastilha de geometria *Wiper*.

4.2.3 Desgaste e vida das ferramentas de corte

O desgaste da ferramenta de corte foi medido na face de saída, mais especificamente na zona C (Figura 19). O critério de vida adotado foi de $VB_c=0,2$ mm.

Durante a realização dos ensaios de desgaste verificou-se que para as ferramentas de geometria convencional ocorria um lascamento da aresta de corte após, aproximadamente, 15 minutos de serviço. Esta ocorrência era verificada para ambas as velocidades de corte (80 e 240 m/min) antes do critério de vida ser atingido. Seguindo a recomendação da norma ISO 3685:1993, os ensaios foram repetidos nas mesmas condições e apenas para a velocidade de 80 m/min ocorreu um novo lascamento da pastilha. A sua origem pode ter sido devido a causas térmicas provocado pelo aquecimento e arrefecimento da pastilha inerente ao procedimento do ensaio ou devido a vibrações da ferramenta de corte.

Além do acima descrito, verificou-se que, após 55 minutos de corte, a ferramenta de geometria *Wiper* sujeita a uma velocidade de corte de 80 m/min possuía um desgaste VB_c de aproximadamente 0,15 mm. Tomando em consideração o volume de material já removido, bem como o tempo de corte já decorrido, o ensaio foi interrompido uma vez que foi prevista a utilização de uma grande quantidade de material para que o critério fosse atingido.

De modo a poder considerar o mesmo critério em todos os ensaios, os pontos em falta são calculados através da equação de regressão para cada caso. Estes pontos são diferenciados na Figura 49, onde é possível observar a evolução do desgaste VB_c em função do tempo de corte (t_c) para ambas as ferramentas de corte e para a velocidade de corte de 80 m/min.

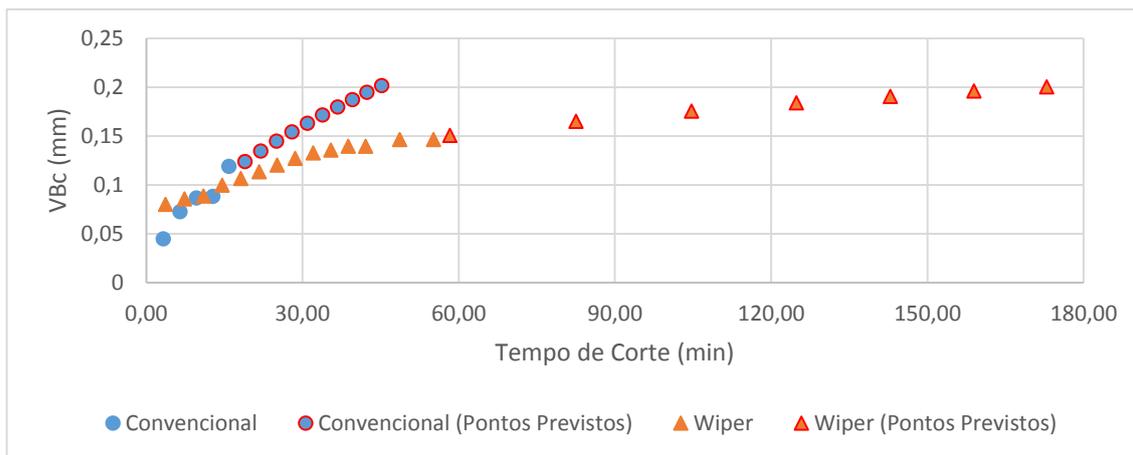


Figura 49 - Evolução do desgaste (VBc) em função do tempo de corte (Tc) com Vc=80 m/min (p=0,2 mm, a=0,05 mm/rot)

Na Figura 50 é possível observar a evolução do desgaste VB_c em função do tempo de corte (tc) para as ferramentas CC650 de geometria convencional e *Wiper* com a velocidade de corte de 240 m/min.

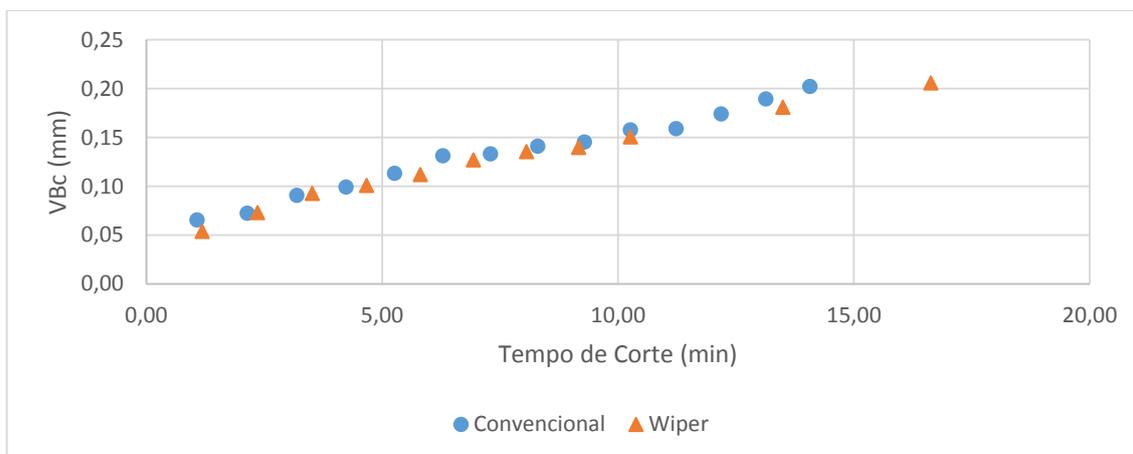


Figura 50 - Evolução do desgaste (VBc) em função do tempo de corte (Tc) com Vc=240 m/min (p=0,2 mm, a=0,05 mm/rot)

Os pontos previstos foram obtidos a partir de uma regressão realizada nos pontos experimentais obtidos (Equações A1 e A2 em Anexos).

Na análise das figuras 47 e 48 observa-se que para Vc=80 m/min a pastilha *Wiper* possui um tempo de vida bastante superior ao da ferramenta convencional. Para Vc=240 m/min foram obtidos tempos de vida substancialmente inferiores aos obtidos com Vc=80 m/min. Conclui-se, deste modo,

que para ambas as velocidades de corte, o tempo de vida das ferramentas *Wiper* é sempre superior ao das ferramentas de geometria convencional.

O aspeto do desgaste das ferramentas após a última passagem para ambas as geometrias e velocidades de corte consideradas encontra-se representado na Figura 51.

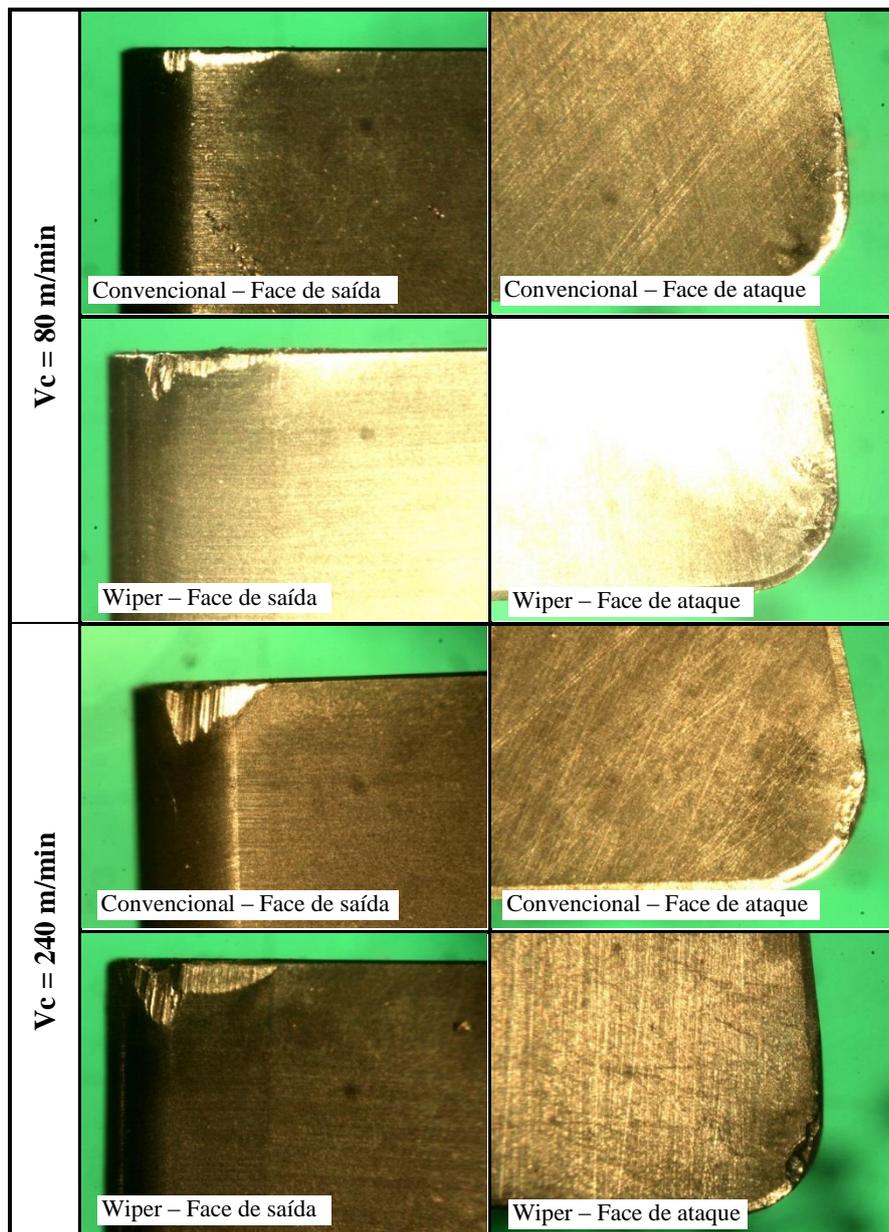


Figura 51 - Desgaste da ferramenta observado (30x) no microscópio Mitutoyo para $a=0,05$ mm/rot e $p=0,2$ mm : a) 80 m/min; b)240 m/min

Dos ensaios de desgaste obtiveram-se os tempos de vida para cada um dos tipos de ferramenta e para cada uma das velocidades de corte (80 e 240 m/min). Estes tempos de vida encontram-se representados na tabela 16.

Tabela 16 - Tempo de Vida das Ferramentas de corte usadas nos ensaios de desgaste

Ferramenta	Vc [m/min]	T [min]
CC650 geometria convencional	80	45,16 ^(*)
	240	14,06
CC650 geometria Wiper	80	172,88 ^(*)
	240	16,63

(*) tempo de vida previsto

Partindo dos dados da tabela anterior e aplicando a Lei de Taylor (equação 9) foi possível definir os valores das constantes C e n para cada tipo de ferramenta. Estes valores encontram-se na Tabela 17.

Tabela 17 - Valores das constantes de Taylor, obtidos para as ferramentas CC650 de geometria convencional e Wiper

Ferramenta	n	C
CC650 geometria convencional	0,9415	2890,95
CC650 geometria <i>Wiper</i>	0,4692	897,511

O valor de n obtido para a ferramenta de geometria convencional encontra-se acima do intervalo indicado na Tabela 7. Já no caso da ferramenta de geometria *Wiper* o valor de n encontra-se dentro do intervalo indicado.

Desta forma definem-se as equações de Taylor para as ferramentas CC650 de geometria convencional e CC650 de geometria *Wiper*. Estas são dadas pelas equações 20 e 21, respetivamente:

$$Vc = 2890,95 \cdot T^{0,9415} \quad (20)$$

$$Vc = 897,511 \cdot T^{0,4692} \quad (21)$$

4.3 Ensaios curtos de medição de força de maquinagem e vibração

4.3.1 Ensaios de medição de força de maquinagem

Os ensaios curtos de medição de força e vibração foram realizados em simultâneo sendo os dados recolhidos e tratados de forma independente (Tabelas A13 e A14 em Anexos).

Para os ensaios de força de maquinagem foi utilizada uma taxa de aquisição de 150 Hz. Os valores obtidos foram filtrados com o software Matlab, recorrendo à função *wavelet*.

Para a velocidade de corte de 80 m/min e para cada geometria de ferramenta (convencional e *Wiper*) nova e após atingir o critério de vida observam-se na Figura 52 os valores de variação (diferença entre o valor máximo e mínimo medido) para cada uma das componentes de força registados.

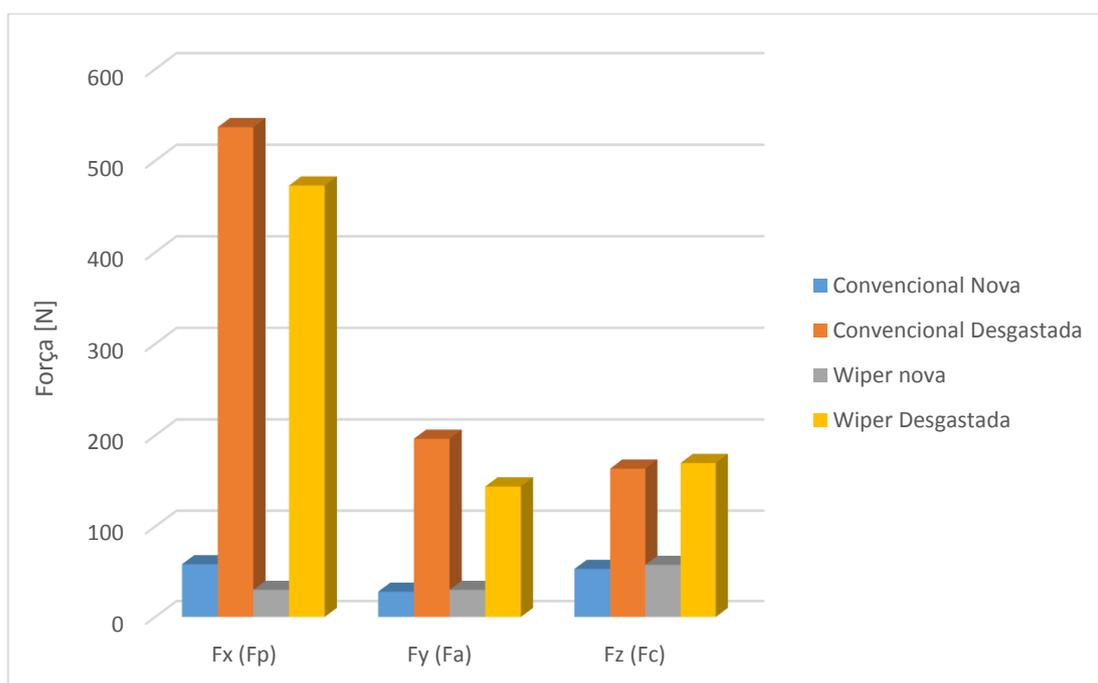


Figura 52- Valores de variação de força de maquinagem (diferença entre valor máximo e mínimo) para as três componentes de força (Fx, Fy e Fz) obtidos nos ensaios com ferramenta CC650 de geometria convencional e *Wiper* (novas e desgastadas) com $V_c=80$ m/min.

Como se verifica, há uma predominância da força de penetração (Fx) em relação às restantes, com ênfase nos valores obtidos nas ferramentas desgastadas. Estes resultados vão de acordo aos apresentados por (Yallese et al., 2009). Verifica-se também que nas restantes

componentes de força os valores obtidos com ferramentas desgastadas são superiores aos obtidos com ferramentas novas. É possível verificar que há um aumento generalizado de força de maquinagem com o desgaste da ferramenta. Note-se que devido ao desgaste da pastilha o corte do material torna-se mais difícil, uma vez que há alterações na aresta de corte. As forças envolvidas no arranque da avara são superiores.

Na Figura 53 encontram-se os valores de variação de força de maquinagem nas suas componentes, recolhidos nos ensaios de medição de força com a utilização de ferramentas CC650 de geometria convencional e Wiper (novas e desgastadas), com $V_c=240$ m/min.

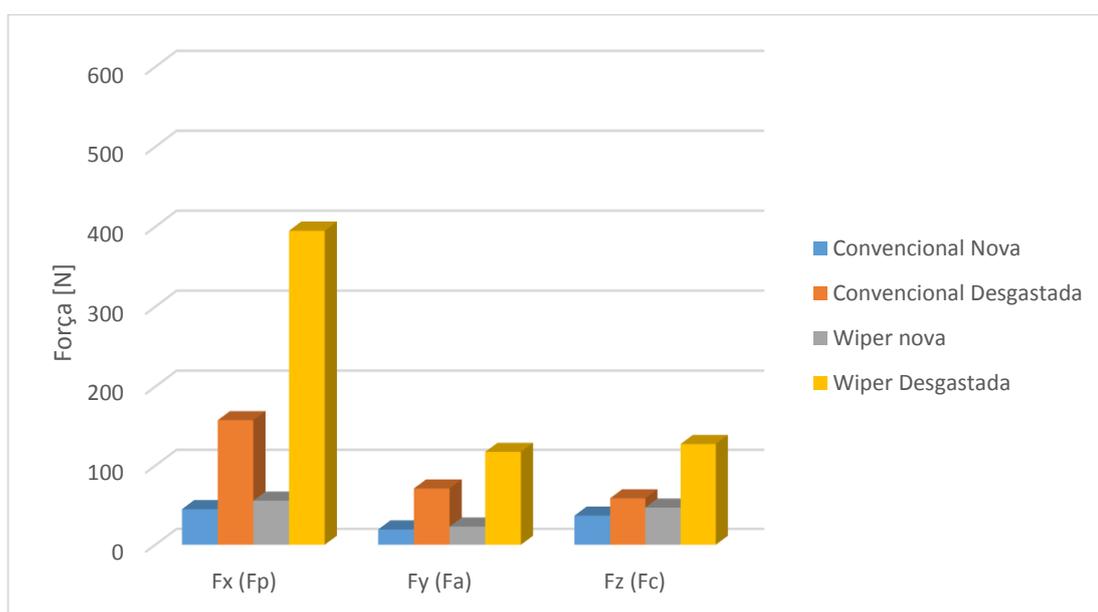


Figura 53 - Valores de variação de força de maquinagem (diferença entre valor máximo e mínimo) para as três componentes de força (Fx, Fy e Fz) obtidos nos ensaios com ferramenta CC650 de geometria convencional e Wiper (novas e desgastadas) com $V_c=240$ m/min.

Observa-se que com $V_c=240$ m/min que também ocorre uma predominância nos valores de força de penetramento (Fx). Ocorre do mesmo modo um aumento do valor de forças nas três componentes com o desgaste. Também se observa um aumento da força de maquinagem com o desgaste da ferramenta.

Realizando uma análise comparativa verifica-se que os valores de força obtidos com $V_c=80$ m/min são mais elevados do que os obtidos com $V_c=240$ m/min, nas três componentes (Fx, Fy e Fz). Para $V_c=80$ m/min as ferramentas de geometria *Wiper* desgastadas apresentam valores de força nas três componentes inferiores aos obtidos com ferramentas de geometria convencional nas mesmas condições. Já com $V_c=240$ m/min ocorre o contrário, sendo que são registados valores superiores de

força no caso das pastilhas de geometria *Wiper* desgastadas, nas três componentes de força. Da análise das figuras 50 e 51 ainda é possível verificar que a força de penetramento é aquela que sofre maior variação com o desgaste.

4.3.2 Ensaios de medição de vibração

Nos ensaios de vibração foi utilizada uma taxa de aquisição de 1500 Hz. Foi do mesmo modo necessário realizar uma filtragem do sinal recorrendo à função de tratamento de sinal *wavelet* do Matlab.

Na Figura 54 encontram-se representados os valores de vibração obtidos para cada geometria de ferramenta (nova e desgastada) para as velocidades de corte de 80 m/min.

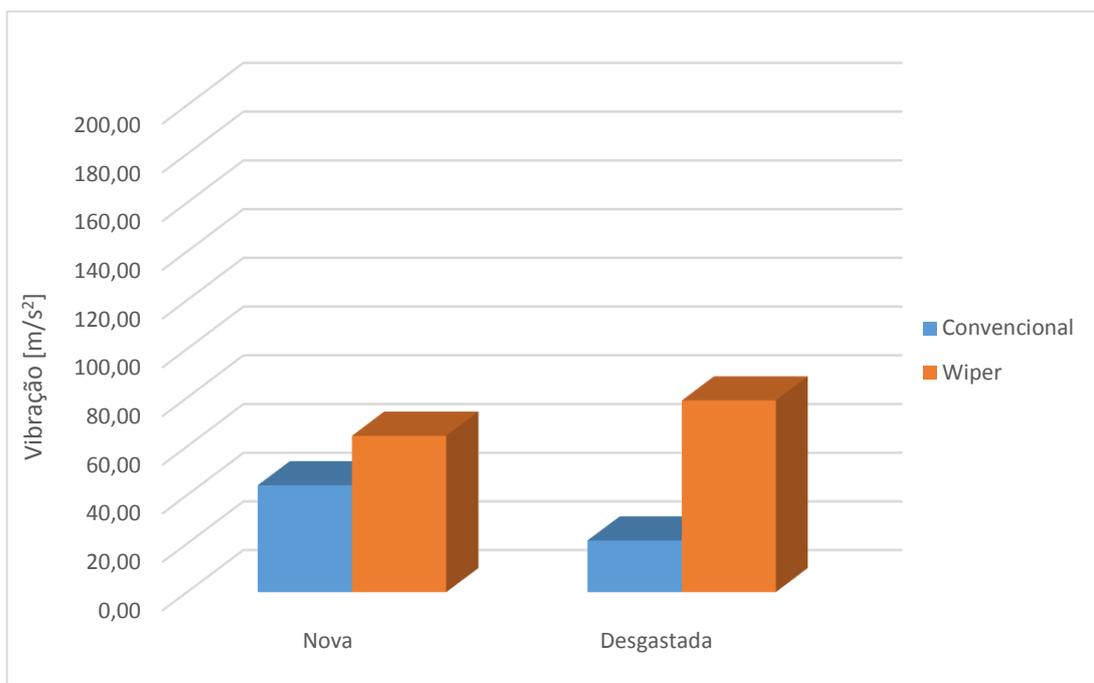


Figura 54 - Valores de variação de vibração registados nos ensaios utilizando ferramentas CC650 de geometria convencional e *Wiper* (novas e desgastadas) para $V_c=80$ m/min.

Analisando a Figura 54 verifica-se que no caso das ferramentas convencionais são obtidos valores de vibração superiores com ferramentas novas. Na utilização de ferramentas *Wiper* verifica-se o oposto, sendo maiores os valores de vibração registados com ferramentas desgastadas.

Na Figura 55 encontram-se representados os valores de vibração obtidos para cada geometria de ferramenta (nova e desgastada) para as velocidades de corte de 240 m/min.

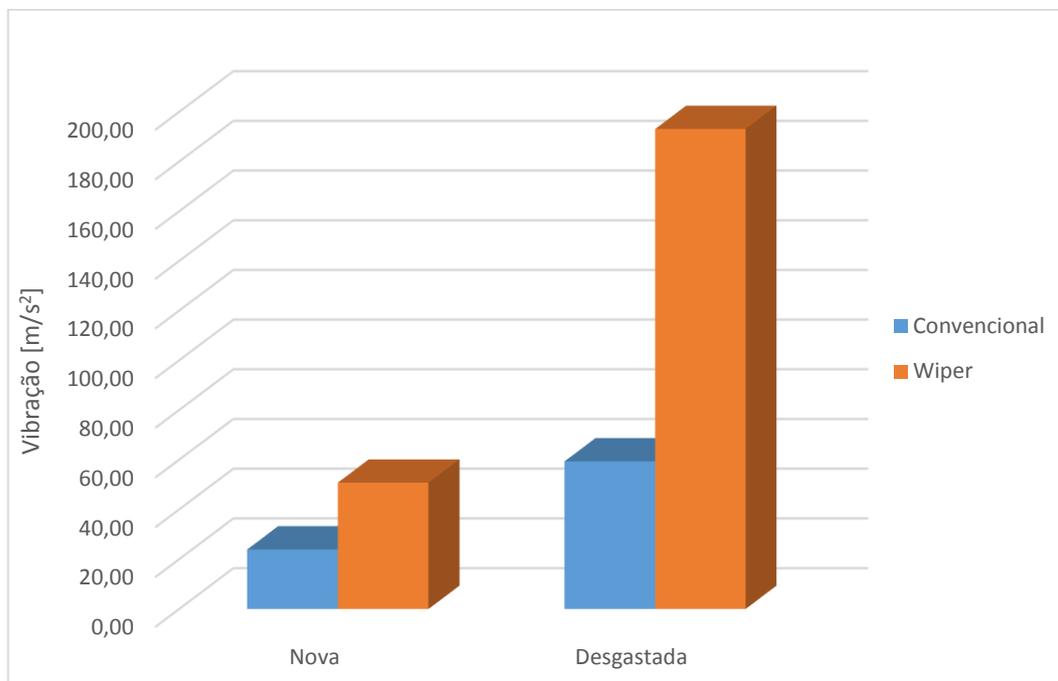


Figura 55 - Valores de variação de vibração registados nos ensaios utilizando ferramentas CC650 de geometria convencional e *Wiper* (novas e desgastadas) para $V_c=240$ m/min.

Com $V_c=240$ m/min verifica-se que os valores de vibração aumentam com o desgaste, para ambas as ferramentas. Os valores obtidos com ferramentas convencionais são inferiores aos obtidos com ferramentas de geometria *Wiper* (para o caso de ferramentas novas e desgastadas).

Comparando os resultados obtidos a diferentes velocidades de corte verifica-se que os valores de vibração obtidos com $V_c=80$ m/min são mais altos do que os obtidos com $V_c=240$ m/min para as ferramentas novas. No caso das ferramentas desgastadas verifica-se que a vibração aumenta com a velocidade de corte. Verifica-se também que para as ferramentas de geometria convencional com $V_c=80$ m/min a vibração diminui com o desgaste. Com $V_c=240$ m/min ocorre o contrário, ou seja, a vibração aumenta com o desgaste.

A presença de valores superiores de vibração quando se utilizam ferramentas de geometria *Wiper* permite verificar o efeito do raio múltiplo. Sendo maior a zona de contacto com a peça, a vibração na ferramenta de corte é também maior.

5. Considerações Finais

5.1 Conclusões

Os ensaios de torneamento efetuaram-se utilizando provetes de aço tratado (temperado e revenido) de AISI H13 com dureza de 54 HRC e recorrendo a ferramentas de corte cerâmicas CC650 de geometria convencional e *Wiper*. Todos os ensaios foram realizados a seco.

Numa primeira fase foram realizados ensaios de corte curtos que visaram avaliar o acabamento superficial da peça e realizar um estudo das aparas obtidas para diferentes parâmetros de corte.

Os ensaios de desgaste representaram a fase intermédia do presente trabalho e tiveram como objetivo avaliar o desgaste da ferramenta de corte (VB_c), o acabamento superficial e a apara obtida em função do tempo de corte.

A última fase do trabalho consistiu na realização dos ensaios de força e vibração. Estes tiveram como objetivo avaliar o efeito do desgaste da ferramenta nos valores de força e vibração.

Da realização do trabalho experimental acima sumariado podem ser apresentadas algumas conclusões:

Ensaio de corte curtos de avaliação de apara e rugosidade de superfície

- O fator com maior influência na forma da apara é o avanço.
- São obtidas maioritariamente aparas do tipo helicoidal em gume (4).
- Tendo como base a cor da apara obtida verifica-se que são obtidas temperaturas de corte entre 600 e 650 °C utilizando ferramentas *Wiper* com $V_c=240$ m/min e avanços de 0,25 e 0,4 mm/rot. Com velocidades de corte inferiores as temperaturas de corte obtidas são superiores (entre 680 e 740 °C) em toda a gama de avanços e em ambas as geometrias de ferramenta.
- Com a utilização de ferramentas de geometria *Wiper* foram obtidos valores de rugosidade inferiores aos obtidos com ferramentas de geometria convencional.
- Os valores de R_a e R_t são fortemente influenciados pelo avanço. Uma análise ANOVA permitiu verificar este facto e ainda que a geometria da ferramenta e a sua relação com o avanço (a^*geom) são também fatores com influência estatística significativa.

- Com as ferramentas de geometria convencional foram obtidos valores de IT próximos de $4\mu\text{m}$ (IT3) para o avanço de 0,05 mm/rot. Com as ferramentas de geometria *Wiper* obtiveram-se valores de IT próximos de $1,5\mu\text{m}$ (IT1) para um avanço idêntico. Para os restantes avanços são obtidos valores de IT inferiores a $100\mu\text{m}$ (IT10) para as ferramentas de geometria convencional e $39\mu\text{m}$ (IT8) para as ferramentas de geometria *Wiper*.

Ensaio longos de desgaste

- A forma da apana é alterada com o aumento do desgaste da ferramenta.
- Em geral o valor de R_a e R_t aumenta com o tempo de corte e conseqüentemente com o desgaste. Este resultado está de acordo com Özel et al. (2007).
- O desgaste ocorre na zona C da aresta de corte (Figura 19) uma vez que é utilizada uma profundidade de corte reduzida. Este aumenta progressivamente até atingir o critério de vida. A sua evolução é mais significativa nos primeiros minutos de corte.
- Para as velocidades de corte consideradas (80 e 240 m/min) o tempo de vida das ferramentas *Wiper* é superior ao das ferramentas de geometria convencional.
- Ocorre um lascamento da aresta de corte quando $V_c=80$ m/min após aproximadamente 15 minutos de corte. Choques térmicos ou vibração poderão estar associados a este acontecimento.
- Os tempos de vida de ambas as geometrias de ferramenta são superiores quando se utilizou uma velocidade de corte de 80 m/min.

Ensaio curtos de medição de força de maquinagem e vibração

- A força de penetramento assume valor superior ao verificado para as restantes componentes de força. Este resultado vai de encontro ao obtido por Yallese et al. (2009).
- As ferramentas de geometria *Wiper* apresentam valores de força inferiores aos obtidos com ferramentas de geometria convencional para $V_c=80$ m/min. Para $V_c=240$ m/min registaram-se valores de força superiores com a utilização de ferramentas de geometria *Wiper*.
- Os valores de força registados com as ferramentas desgastadas é superior aos valores registados com ferramentas novas (com $V_c=80$ e 240 m/min), sendo F_x (F_p) a componente de força que sofre maior variação com o desgaste.

- Os valores mais elevados de vibração são registados na utilização de ferramentas de geometria *Wiper* desgastadas, utilizando $V_c=240$ m/min.
- Na utilização de ferramentas de geometria convencional observou-se que os valores de vibração são sempre inferiores aos registados com geometria *Wiper*.
- Para ferramentas novas verifica-se que a vibração diminui com a velocidade de corte. O contrário é verificado com a utilização de pastilhas desgastadas.

5.2 Trabalhos Futuros

Terminada a presente investigação no âmbito da maquinagem do aço AISI H13 endurecido são apresentadas algumas propostas de trabalhos futuros de interesse:

- Realização de ensaios de torneamento utilizando ferramentas de diferentes materiais, por exemplo CBN e metal duro, utilizando diferentes geometrias (convencional e *Wiper*);
- Medição de temperatura de corte recorrendo a diferentes técnicas (termopar, camara termográfica);
- Medição de tensões residuais e análise da evolução da dureza superficial;
- Realização de ensaios de simulação numérica através do método dos elementos finitos e realização de uma comparação com os resultados obtidos no presente trabalho;

6. Referências Bibliográficas

- ADAM KHAN, M. & SENTHIL KUMAR, A. 2011. Machinability of glass fibre reinforced plastic (GFRP) composite using alumina-based ceramic cutting tools. *Journal of Manufacturing Processes*, 13, 67-73.
- ARRAZOLA, P. J., ÖZEL, T., UMBRELLO, D., DAVIES, M. & JAWAHIR, I. S. 2013. Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62, 695-718.
- ASLANTAS, K., UCUN, İ. & ÇICEK, A. 2012. Tool life and wear mechanism of coated and uncoated Al₂O₃/TiCN mixed ceramic tools in turning hardened alloy steel. *Wear*, 274-275, 442-451.
- ATTANASIO, A., UMBRELLO, D., CAPPELLINI, C., ROTELLA, G. & M'SAOUBI, R. 2012. Tool wear effects on white and dark layer formation in hard turning of AISI 52100 steel. *Wear*, 286-287, 98-107.
- BARTARYA, G. & CHOUDHURY, S. K. 2012. Effect of Cutting Parameters on Cutting Force and Surface Roughness During Finish Hard Turning AISI52100 Grade Steel. *Procedia CIRP*, 1, 651-656.
- BOSHEH, S. S. & MATIVENGA, P. T. 2006. White layer formation in hard turning of H13 tool steel at high cutting speeds using CBN tooling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46, 225-233.
- BOURITHIS, L., PAPADIMITRIOU, G. D. & SIDERIS, J. 2006. Comparison of wear properties of tool steels AISI D2 and O1 with the same hardness. *Tribology International*, 39, 479-489.
- BYRNE, G., DORNFELD, D. & DENKENA, B. 2003. Advancing Cutting Technology. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 52, 483-507.
- CERETTI, E., LUCCHI, M. & ALTAN, T. 1999. FEM simulation of orthogonal cutting: serrated chip formation. *Journal of Materials Processing Technology*, 95, 17-26.
- CHINCHANIKAR, S. & CHOUDHURY, S. K. 2013. Investigations on machinability aspects of hardened AISI 4340 steel at different levels of hardness using coated carbide tools. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 38, 124-133.
- ÇIÇEK, A., KARA, F., KIVAK, T. & EKICI, E. 2013. Evaluation of machinability of hardened and cryo-treated AISI H13 hot work tool steel with ceramic inserts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 41, 461-469.

- COLDWELL, H., WOODS, R., PAUL, M., KOSHY, P., DEWES, R. & ASPINWALL, D. 2003. Rapid machining of hardened AISI H13 and D2 moulds, dies and press tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 135, 301-311.
- DAVIM, J. P. 2005. Maquinabilidade de materiais compósitos - Análise experimental: Lição de Síntese.
- DAVIM, J. P. 2008a. *Machining - fundamentals and recent advantages*, London, Springer.
- DAVIM, J. P. 2008b. *Princípios da Maquinagem*, Porto, Publindústria, Edições Técnicas.
- DAVIM, J. P. & ESTEVES CORREIA, A. 2006. *Maquinagem a Alta Velocidade - Fresagem / CNC*, Porto, Publindústria.
- DIETER, G. E. 1981. Mechanical metalurgy. 275-300.
- DOLINŠEK, S., EKINOVIĆ, S. & KOPAČ, J. 2004. A contribution to the understanding of chip formation mechanism in high-speed cutting of hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 157-158, 485-490.
- FERGUSON, B. L., LI, Z. & FREBORG, A. M. 2005. Modeling heat treatment of steel parts. *Computational Materials Science*, 34, 274-281.
- FIELD, M. 1971. REVIEW OF SURFACE INTEGRITY OF MACHINED COMPONENTS. *Ann CIRP*, 20, 153-163.
- FNIDES, B., AOUICI, H. & YALLESE, M. A. 2008. Cutting forces and surface roughness in hard turning of hot work steel X38CrMoV5-1 using mixed ceramic. *PJOVIMO JĖGA IR PAVIRŠIAUS ŠIURKŠTUMAS KERMETU TEKINANT KARŠČIUI ATSPARŲ PLIENĄ X38CrMoV5-1.*, 70, 73-78.
- FULEMOVA, J. & JANDA, Z. 2014. Influence of the Cutting Edge Radius and the Cutting Edge Preparation on Tool Life and Cutting Forces at Inserts with Wiper Geometry. *Procedia Engineering*, 69, 565-573.
- GAITONDE, V. N., KARNIK, S. R., FIGUEIRA, L. & PAULO DAVIM, J. 2009. Machinability investigations in hard turning of AISI D2 cold work tool steel with conventional and wiper ceramic inserts. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 27, 754-763.
- GROOVER, M. P. 2010. Theory of chip formation in metal machining. *Fundamentals of modern manufacturing - Materials, processes, and Systems*. 10ª Edição ed. USA: John Wiley & Sons, Inc.
- GRZESIK, W. 2008. Influence of tool wear on surface roughness in hard turning using differently shaped ceramic tools. *Wear*, 265, 327-335.

- GRZESIK, W. & WANAT, T. 2006. Surface finish generated in hard turning of quenched alloy steel parts using conventional and wiper ceramic inserts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46, 1988-1995.
- HU, H. J. & HUANG, W. J. 2014. Tool life models of nano ceramic tool for turning hard steel based on FEM simulation and experiments. *Ceramics International*.
- JASWIN, M. A. & LAL, D. M. 2011. Effect of cryogenic treatment on the tensile behaviour of En 52 and 21-4N valve steels at room and elevated temperatures. *Materials & Design*, 32, 2429-2437.
- JIANXIN, D., TONGKUN, C. & LILI, L. 2005. Self-lubricating behaviors of Al₂O₃/TiB₂ ceramic tools in dry high-speed machining of hardened steel. *Journal of the European Ceramic Society*, 25, 1073-1079.
- KARPUSCHEWSKI, B., SCHMIDT, K., PRILUKOVA, J., BEŇO, J., MAŇKOVÁ, I. & HIEU, N. T. 2013. Influence of tool edge preparation on performance of ceramic tool inserts when hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 213, 1978-1988.
- KI, H. & SO, S. 2012. Process map for laser heat treatment of carbon steels. *Optics & Laser Technology*, 44, 2106-2114.
- KIVAK, T. 2014. Optimization of surface roughness and flank wear using the Taguchi method in milling of Hadfield steel with PVD and CVD coated inserts. *Measurement*, 50, 19-28.
- KLOCKE, F. & KUCHLE, A. 2011. *Manufacturing Processes 1: Cutting*, Springer.
- KNIGHT, W. A. & BOOTHROYD, G. 2005. *Fundamentals of Metal Machining and Machine Tools, Third Edition*, Taylor & Francis.
- KOMANDURI, R. & HOU, Z. B. 2001. A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. *Tribology International*, 34, 653-682.
- KONESHLOU, M., MESHINCHI ASL, K. & KHOMAMIZADEH, F. 2011. Effect of cryogenic treatment on microstructure, mechanical and wear behaviors of AISI H13 hot work tool steel. *Cryogenics*, 51, 55-61.
- KOUADRI, S., NECIB, K., ATLATI, S., HADDAG, B. & NOUARI, M. 2013. Quantification of the chip segmentation in metal machining: Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 64, 102-113.

- LALWANI, D. I., MEHTA, N. K. & JAIN, P. K. 2008. Experimental investigations of cutting parameters influence on cutting forces and surface roughness in finish hard turning of MDN250 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 206, 167-179.
- LI, B. 2012. A review of tool wear estimation using theoretical analysis and numerical simulation technologies. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 35, 143-151.
- MACHADO, A. R., ABRÃO, A. M., COELHO, R. T. & DA SILVA, M. B. 2009. *TEORIA DA USINAGEM DOS MATERIAIS*, EDGARD BLUCHER.
- MAMALIS, A. G., HORVÁTH, M., BRANIS, A. S. & MANOLAKOS, D. E. 1999. Finite element simulation of chip formation in orthogonal metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 110, 19-27.
- MERCHANT, M. E. 1945. Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics*, 16, 267.
- MINTON, T., GHANI, S., SAMMLER, F., BATEMAN, R., FÜRSTMANN, P. & ROEDER, M. 2013. Temperature of internally-cooled diamond-coated tools for dry-cutting titanium. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 75, 27-35.
- MOLINARI, A., PELLIZARI, M., GIALANELLA, S., STRAFFELINI, G. & STIASNY, K. H. 2001. Effect of deep Cryogenic treatment on the mechanical properties of tool steels. *Journal of Materials Processing Technology*, 118, 350-355.
- MOORE, D. F. 1975. *Principles and applications of tribology*, Pergamon Press.
- MUKHERJEE, I. & RAY, P. K. 2006. A review of optimization techniques in metal cutting processes. *Computers & Industrial Engineering*, 50, 15-34.
- ÖZEL, T., KARPAT, Y., FIGUEIRA, L. & DAVIM, J. P. 2007. Modelling of surface finish and tool flank wear in turning of AISI D2 steel with ceramic wiper inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, 189, 192-198.
- PAIVA, A. P., CAMPOS, P. H., FERREIRA, J. R., LOPES, L. G. D., PAIVA, E. J. & BALESTRASSI, P. P. 2012. A multivariate robust parameter design approach for optimization of AISI 52100 hardened steel turning with wiper mixed ceramic tool. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 30, 152-163.
- REN, X. J., YANG, Q. X., JAMES, R. D. & WANG, L. 2004. Cutting temperatures in hard turning chromium hardfacings with PCBN tooling. *Journal of Materials Processing Technology*, 147, 38-44.

- RUBIO, E. M., VALENCIA, J. L., SAÁ, A. J. & CAROU, D. 2013. Experimental study of the dry facing of magnesium pieces based on the surface roughness. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 14, 995-1001.
- SENTHIL KUMAR, A., RAJA DURAI, A. & SORNAKUMAR, T. 2003. Machinability of hardened steel using alumina based ceramic cutting tools. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 21, 109-117.
- SENTHIL KUMAR, A., RAJA DURAI, A. & SORNAKUMAR, T. 2006. Wear behaviour of alumina based ceramic cutting tools on machining steels. *Tribology International*, 39, 191-197.
- SHALABY, M. A., EL HAKIM, M. A., ABDELHAMEED, M. M., KRZANOWSKI, J. E., VELDHUIS, S. C. & DOSBAEVA, G. K. 2014. Wear mechanisms of several cutting tool materials in hard turning of high carbon–chromium tool steel. *Tribology International*, 70, 148-154.
- SIMÕES MORAIS, J. 2006. *Desenho Técnico Básico 3*, Porto, Porto Editora, LDA.
- SOARES, P. 2009. In: SOARES, P. (ed.) *Aços Características, Tratamentos*. 6 ed. Porto: Publindústria.
- SUKVITAYAWONG, S. & INASAKI, I. 1991. Optimization of Turning Process by Cutting Force Measurement. *JSME international journal. Ser. 3, Vibration, control engineering, engineering for industry*, 34, 546-552.
- SURESH, R., BASAVARAJAPPA, S. & SAMUEL, G. L. 2012. Predictive Modeling of Cutting Forces and Tool Wear in Hard Turning using Response Surface Methodology. *Procedia Engineering*, 38, 73-81.
- TLUSTY, J. & ANDREWS, G. C. 1983. A Critical Review of Sensors for Unmanned Machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 32, 563-572.
- TRENT, E. M. 1991. *Metal Cutting*, Oxford, Butterworth-Heinemann.
- WANIGARATHNE, P. C., KARDEKAR, A. D., DILLON, O. W., POULACHON, G. & JAWAHIR, I. S. 2005. Progressive tool-wear in machining with coated grooved tools and its correlation with cutting temperature. *Wear*, 259, 1215-1224.
- WECK, M. 1983. Machine diagnostics in automated production. *Journal of Manufacturing Systems*, 2, 101-106.
- YALDIZ, S. & ÜNSAÇAR, F. 2006. Design, development and testing of a turning dynamometer for cutting force measurement. *Materials & Design*, 27, 839-846.

- YALLESE, M. A., CHAOUI, K., ZEGHIB, N., BOULANOUAR, L. & RIGAL, J.-F. 2009. Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool. *Journal of Materials Processing Technology*, 209, 1092-1104.
- YAN, H., HUA, J. & SHIVPURI, R. 2005. Numerical simulation of finish hard turning for AISI H13 die steel. *Science and Technology of Advanced Materials*, 6, 540-547.
- YAN, H., HUA, J. & SHIVPURI, R. 2007. Flow stress of AISI H13 die steel in hard machining. *Materials & Design*, 28, 272-277.
- YEO, S. H. & ONG, S. H. 2000. Assessment of the thermal effects on chip surfaces. *Journal of Materials Processing Technology*, 98, 317-321.
- ZETEK, M., ČESÁKOVÁ, I. & ŠVARC, V. 2014. Increasing Cutting Tool Life when Machining Inconel 718. *Procedia Engineering*, 69, 1115-1124.
- ZOU, G. P., YELLOWLEY, I. & SEETHALER, R. J. 2009. A new approach to the modeling of oblique cutting processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49, 701-707.

Anexos

7. Anexos

Tabela A1 - Programa CNC utilizado para realizar os ensaios de corte curtos.

N10	G21 G90 G95 G40	Unidades sistema métrico; Sistema de coordenadas absolutas. Avanço em mm/rot; Cancelamento compensação de <i>off-set</i> .
N20	G28 U0	Retorno ao ponto de referência-máquina. Ponto Segurança.
N30	G92 S3000	Limitação da rotação máxima da árvore.
N40	T12 12	Chamada da ferramenta nº 12.
N50	G96 S80 M04	Velocidade de corte constante de 80 m/min. Rotação da árvore no sentido anti horário.
N60	G00 X100. Z5.	Avanço rápido para ponto de aproximação.
N70	X96	Descida da árvore à coordenada pretendida.
N80	G01 Z-20 F0.05	Interpolação linear à respetiva coordenada.
N90	G00 X100	Movimento rápido a ponto de segurança.
N100	G01 X96	Aproximação da ferramenta ao contorno.
N110	G01 Z-30 F0.10	Interpolação linear à respetiva coordenada.
N120	G00 X100	Movimento rápido a ponto de segurança.
N130	G01 X96	Aproximação da ferramenta ao contorno.
N140	G01 X-60 F0.25	Interpolação linear à respetiva coordenada.
N150	G00 X100	Movimento rápido a ponto de segurança.
N160	G01 X96	Aproximação da ferramenta ao contorno.
N170	G01 X-80 F0.40	Interpolação linear à respetiva coordenada.
N180	G00 Z100	Movimento rápido a ponto de segurança.
N190	Z5	Movimento rápido a ponto de segurança.
N200	G28 U0	Retorno ao ponto de referência-máquina. Ponto Segurança.
N210	M30	Fim de programa.

Tabela A2 - - Programa CNC utilizado nos ensaios de desgaste.

N10	G21 G90 G95 G40	Unidades sistema métrico. Sistema de coordenadas absolutas. Avanço em mm/rot. Cancelamento compensação de <i>off-set</i> .
N20	G28 U0	Retorno ao ponto de referência-máquina. Ponto Segurança.
N30	G92 S3000	Limitação da rotação máxima da árvore.
N40	T12 12	Chamada da ferramenta nº 12.
N50	G96 S80 M04	Velocidade de corte constante de 80 m/min. Rotação da árvore no sentido anti horário.
N60	G00 X100. Z5.	Avanço rápido para ponto de aproximação.
N70	X45	Descida da árvore à coordenada pretendida.
N80	G01 Z-102 F0.05	Interpolação linear à respetiva coordenada.
N90	G00 X100	Movimento rápido a ponto de segurança.
N190	Z5	Movimento rápido a ponto de segurança.
N200	G28 U0	Retorno ao ponto de referência-máquina. Ponto Segurança.
N210	M30	Fim de programa.

Tabela A3 - Programa CNC utilizado nos ensaios de força e vibração.

N10	G21 G90 G95 G40	Unidades sistema métrico. Sistema de coordenadas absolutas. Avanço em mm/rot. Cancelamento compensação de <i>off-set</i> .
N20	G28 U0	Retorno ao ponto de referência-máquina. Ponto Segurança.
N30	G92 S3000	Limitação da rotação máxima da árvore.
N40	T12 12	Chamada da ferramenta nº 12.
N50	G96 S80 M04	Velocidade de corte constante de 80 m/min. Rotação da árvore no sentido anti horário.
N60	G00 X100. Z5.	Avanço rápido para ponto de aproximação.
N70	X45	Descida da árvore à coordenada pretendida.
N80	G01 Z-30 F0.05	Interpolação linear à respetiva coordenada.
N90	G00 X100	Movimento rápido a ponto de segurança.
N190	Z5	Movimento rápido a ponto de segurança.
N200	G28 U0	Retorno ao ponto de referência-máquina. Ponto Segurança.
N210	M30	Fim de programa.

Tabela A4 - Parâmetros de rugosidade obtidos nos ensaios de corte curtos de avaliação de apara e rugosidade de superfície com a ferramenta CC650 de geometria convencional.

Parâmetros de rugosidade [μm]	Profundidade de corte, $p=0,2$ mm								
	Vc=80 m/min			Vc=160 m/min			Vc=240 m/min		
	a=0,05 mm/rot	a=0,10 mm/rot	a=0,25 mm/rot	a=0,05 mm/rot	a=0,10 mm/rot	a=0,25 mm/rot	a=0,05 mm/rot	a=0,10 mm/rot	a=0,25 mm/rot
Ra	0,21	0,54	2,36	0,23	0,66	2,46	0,23	0,62	2,36
Rt	1,31	2,47	8,26	1,29	2,82	9,04	1,42	2,9	8,17

Tabela A5 - Parâmetros de rugosidade obtidos nos ensaios de corte curtos de avaliação de apara e rugosidade de superfície com a ferramenta CC650 de geometria *Wiper*

Parâmetros de rugosidade [μm]	Profundidade de corte, $p=0,2$ mm											
	Vc=80 m/min				Vc=160 m/min				Vc=240 m/min			
	a=0,05 mm/rot	a=0,10 mm/rot	a=0,25 mm/rot	a=0,40 mm/rot	a=0,05 mm/rot	a=0,10 mm/rot	a=0,25 mm/rot	a=0,40 mm/rot	a=0,05 mm/rot	a=0,10 mm/rot	a=0,25 mm/rot	a=0,50 mm/rot
Ra	0,11	0,09	0,47	1,01	0,07	0,08	0,52	1,09	0,12	0,14	0,42	1,06
Rt	0,85	0,73	1,94	4,15	0,69	0,82	1,13	4,33	0,84	0,93	1,79	4,44

Tabela A6 - Valores de IT normalizados para um diâmetro nominal entre 30 e 50 mm.

IT	1	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
μm	0,6	1	1,5	2,5	4	7	11	16	25	39	62	100	160	250	390	620	1000	1600	2500	3900

Tabela A7 - - Valores de IT obtidos com a ferramenta CC650 de geometria convencional.

Avanço [mm/rot]	Vc = 80 m/min	Vc = 160 m/min	Vc = 240 m/min
0,05	6,4	6,8	7
0,10	16,2	19,7	18,5
0,25	70,7	73,9	70,8

Tabela A8 - Valores de IT obtidos com a ferramenta CC650 de geometria Wiper.

Avanço [mm/rot]	Vc = 80 m/min	Vc = 160 m/min	Vc = 240 m/min
0,05	3,3	2,1	3,7
0,10	2,7	2,4	4,1
0,25	14,2	15,7	12,5
0,4	30,3	32,7	31,8

```

> xi1<-c(0.21,0.23,0.23,0.54,0.66,0.62,2.36,2.46,2.36)
> xi2<-c(0.12,0.07,0.12,0.09,0.08,0.14,0.47,0.52,0.42)
> f<-gl(3,3,3*3*2*2, labels=c("f1","f2","f3"))
> f
[1] f1 f1 f1 f2 f2 f2 f3 f3 f3 f1 f1 f1 f2 f2 f2 f3 f3 f3 f1 f1 f1 f2 f2 f2 f3 f3 f3 f1 f1 f1 f2 f2 f2 f3 f3 f3
Levels: f1 f2 f3
> f<-gl(3,3,3*3*2*1, labels=c("f1","f2","f3"))
> f
[1] f1 f1 f1 f2 f2 f2 f3 f3 f3 f1 f1 f1 f2 f2 f2 f3 f3 f3
Levels: f1 f2 f3
> v<-gl(3,1,3*3*2*1, labels=c("v1","v2","v3"))
> v
[1] v1 v2 v3 Levels: v1 v2 v3
> t<-gl(3,9,3*3*2*1, labels=c("t1","t2"))
> t
[1] t1 t1 t1 t1 t1 t1 t1 t1 t1 t2 t2 t2 t2 t2 t2 t2 t2 t2
Levels: t1 t2
> Y<-c(xi1,xi2)
> Y
[1] 0.21 0.23 0.23 0.54 0.66 0.62 2.36 2.46 2.36 0.12 0.07 0.12 0.09 0.08 0.14 0.47 0.52 0.42
> anova(lm(Y~f*v*i))
Error en eval(expr, envir, enclos) : objeto 'i' no encontrado
> anova(lm(Y~f*v*t))
Analysis of Variance Table

Response: Y
      Df Sum Sq Mean Sq F value Pr(>F)
f       2  5.6092  2.8046
v       2  0.0044  0.0022
t       1  3.2428  3.2428
f:v     4  0.0119  0.0030
f:t     2  2.7077  1.3538
v:t     2  0.0053  0.0026
f:v:t   4  0.0015  0.0004
Residuals 0 0.0000
Mensajes de aviso perdidos
In anova.lm(lm(Y ~ f * v * t)) :
ANOVA F-tests on an essentially perfect fit are unreliable
> anova(lm(Y~f*v+f*t+v*t))
Analysis of Variance Table

Response: Y
      Df Sum Sq Mean Sq F value Pr(>F)
f       2  5.6092  2.8046 7534.7910 7.042e-08 ***
v       2  0.0044  0.0022  5.9552  0.06321 .
t       1  3.2428  3.2428 8711.8806 7.899e-08 ***
f:v     4  0.0119  0.0030  8.0149  0.03418 *
f:t     2  2.7077  1.3538 3637.1791 3.020e-07 ***
v:t     2  0.0053  0.0026  7.0896  0.04841 *
Residuals 4 0.0015  0.0004

```

```

---
Signif. codes: 0 '***' 0.001 '**' 0.01 '*' 0.05 '.' 0.1 ' ' 1
>
> xi1<-c(1.31,1.29,1.42,2.47,2.82,2.90,8.26,9.04,8.17)
> xi2<-c(0.85,0.69,0.84,0.73,0.82,0.93,1.94,2.13,1.79)
> Y<-c(xi1,xi2)
> Y
[1] 1.31 1.29 1.42 2.47 2.82 2.90 8.26 9.04 8.17 0.85 0.69 0.84 0.73 0.82 0.93 1.94 2.13 1.79
> anova(lm(Y~f*v+f*t+v*t))
Analysis of Variance Table

Response: Y
      Df Sum Sq Mean Sq F value Pr(>F)
f      2 59.254  29.627 2422.3788 6.805e-07 ***
v      2  0.128   0.064   5.2251  0.07663 .
t      1 40.380  40.380 3301.5744 5.493e-07 ***
f:v    4  0.407   0.102   8.3232  0.03205 *
f:t    2 29.594  14.797 1209.8474 2.724e-06 ***
v:t    2  0.082   0.041   3.3718  0.13862
Residuals 4  0.049   0.012
---
Signif. codes: 0 '***' 0.001 '**' 0.01 '*' 0.05 '.' 0.1 ' ' 1

```

Figura A1 - Código de programação R para tratamento estatístico dos dados obtidos nos ensaios curtos de avaliação de apara e rugosidade de superfície.

Tabela A9 - Parâmetros de desgaste e rugosidade obtidos nos ensaios longos de desgaste a seco com a ferramenta CC650 de geometria convencional (Vc=80 m/min).

	Tempo de corte [min]	VB _c [mm]	Ra [μm]	Rt [μm]
1	3,23	0,0447	0,330	1,700
2	6,44	0,0726	0,290	1,607
3	9,61	0,0866	0,360	1,707
4	12,75	0,0882	0,313	2,093
5	15,85	0,1191	0,170	1,240
6	18,93	0,123927		
7	21,97	0,134738		
8	24,98	0,144805		
9	27,96	0,154252		
10	30,91	0,163172		
11	33,82	0,171634		
12	36,70	0,179694		
13	39,55	0,187396		
14	42,37	0,194774		
15	45,16	0,20186		

Tabela A10 - Parâmetros de desgaste e rugosidade obtidos nos ensaios de desgaste a seco com a ferramenta CC650 de geometria convencional ($V_c=240$ m/min)

	Tempo de corte [min]	VB_c [mm]	R_a [μ m]	R_t [μ m]
1	1,07	0,0656	0,19	1,300
2	2,14	0,0726	0,21	2,047
3	3,19	0,0908	0,23	1,393
4	4,23	0,0992	0,28	1,720
5	5,26	0,1135	0,295	1,727
6	6,28	0,1314	0,24	1,720
7	7,29	0,1332	0,225	2,080
8	8,29	0,1412	0,435	5,227
9	9,28	0,1453	0,195	1,507
10	10,26	0,1577	0,23	1,767
11	11,23	0,159	0,365	4,087
12	12,18	0,1742	0,355	2,840
13	13,13	0,1896	0,37	2,820
14	14,06	0,2022	0,335	1,907

Tabela A11 - Parâmetros de desgaste e rugosidade obtidos nos ensaios de desgaste a seco com a ferramenta CC650 de geometria Wiper ($V_c=80$ m/min).

	Tempo de corte [min]	VB_c [mm]	R_a [μ m]	R_t [μ m]
1	3,69	0,0802	0,120	1,067
2	7,34	0,0857	0,193	1,513
3	10,96	0,0885	0,153	1,173
4	14,55	0,0996	0,167	1,447
5	18,10	0,1065	0,257	1,740
6	21,63	0,1135	0,280	1,633
7	25,12	0,1203	0,230	1,447
8	28,58	0,1272	0,247	1,407
9	32,01	0,1327	0,317	1,960
10	35,41	0,1356	0,313	1,727
11	38,77	0,1397	0,367	1,947
12	42,11	0,1397	0,297	1,673
13	45,41	-	-	-
14	48,68	0,1466	0,353	1,807
15	51,91	-	-	-
16	55,12	0,1466	0,327	1,607
17	58,29	0,150605		
18	61,43	0,152698		
19	64,54	0,154693		
20	67,61	0,156599		
21	70,66	0,158423		

22	73,67	0,160172
23	76,65	0,161852
24	79,60	0,163466
25	82,51	0,16502
26	85,40	0,166518
27	88,25	0,167963
28	91,07	0,169358
29	93,86	0,170706
30	96,61	0,172011
31	99,34	0,173273
32	102,03	0,174496
33	104,69	0,175681
34	107,32	0,17683
35	109,91	0,177945
36	112,48	0,179027
37	115,01	0,180078
38	117,51	0,181099
39	119,97	0,182092
40	122,41	0,183057
41	124,81	0,183995
42	127,18	0,184908
43	129,52	0,185797
44	131,83	0,186661
45	134,11	0,187503
46	136,35	0,188323
47	138,56	0,189121
48	140,74	0,189899
49	142,89	0,190657
50	145,00	0,191395
51	147,08	0,192114
52	149,13	0,192815
53	151,15	0,193498
54	153,14	0,194164
55	155,09	0,194813
56	157,02	0,195445
57	158,91	0,196061
58	160,77	0,196662
59	162,59	0,197247
60	164,39	0,197817
61	166,15	0,198373
62	167,88	0,198914
63	169,58	0,199441
64	171,24	0,199955
65	172,88	0,200455

Tabela A12 - Parâmetros de desgaste e rugosidade obtidos nos ensaios de desgaste a seco com a ferramenta CC650 de geometria Wiper ($V_c=240$ m/min).

	Tempo de corte [min]	VB_c [mm]	Ra [μm]	Rt [μm]
1	1,18	0,0539	0,06	0,567
2	2,35	0,0733	0,09	0,967
3	3,51	0,0927	0,11	1,087
4	4,67	0,1009	0,115	1,007
5	5,81	0,112	0,62	3,360
6	6,94	0,1272	0,41	2,933
7	8,05	0,1355	0,15	1,167
8	9,16	0,1397	0,13	0,907
9	10,26	0,1507	0,17	1,087
10	11,35	-	-	-
11	12,43	-	-	-
12	13,49	0,1811	0,28	1,873
13	14,55	-	-	-
14	15,60	-	-	-
15	16,63	0,206	0,165	1,380

Equação de regressão para previsão de pontos de desgaste com a ferramenta CC650 de geometria convencional ($V_c=80$ m/min)

$$VB_c = 0,0238 \cdot tc^{0,5611} \quad (A1)$$

Equação de regressão para previsão de pontos de desgaste com a ferramenta CC650 de geometria Wiper ($V_c=80$ m/min).

$$VB_c = 0,0517 \cdot tc^{0,263} \quad (A2)$$

Tabela A13 - Valores de força medidos com as diferentes geometrias de ferramenta.

	Estado	F_x (radial) [N]			F_y (tangencial) [N]			F_z (avanço) [N]		
		Max	Min	Variação	Max	Min	Variação	Max	Min	Variação
Conv. 80 m/min	nova	58,42	0,17	58,25	28,49	0,55	27,94	46,14	-6,94	53,08
	desgastada	536,74	0,06	536,68	196,82	0,48	196,34	163,75	-0,02	163,77
Conv. 240 m/min	nova	44,28	-0,77	45,05	18,83	-0,50	19,33	34,04	-2,76	36,80
	desgastada	157,88	0,28	157,60	71,46	0,30	71,16	59,32	0,58	58,74
Wiper 80 m/min	nova	66,37	0,03	29,94	29,94	0,00	29,94	55,21	-2,44	57,65
	desgastada	472,71	-0,22	472,93	144,27	-0,02	144,29	163,27	-6,66	169,93
Wiper 240 m/min	nova	55,88	0,07	55,81	22,46	-0,57	23,03	44,33	-2,70	47,03
	desgastada	415,05	19,96	395,09	122,97	5,45	117,52	199,87	72,38	127,49

Tabela A14 - Valores de Vibração (aceleração) medidos.

Ferramenta	Velocidade [m/min]	Estado	Máx. Vibração [m/s ²]	Min. Vibração [m/s ²]	Varição
Convencional	80	nova	71,1843	27,1345	44,0498
		desgastada	341,1706	319,8526	21,3180
	240	nova	91,9900	68,0890	23,9010
		desgastada	327,4063	268,0958	59,3105
Wiper	80	nova	152,7652	88,3983	64,3669
		desgastada	761,6028	682,7556	78,8472
	240	nova	52,0294	1,2693	50,7601
		desgastada	551,0676	357,9518	193,1158