



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Verner Petersen Pereira

**ANÁLISE DA TEMPERATURA ÓTIMA DE CORTE PARA O PAR:
METAL DURO REVESTIDO VS. AÇO ABNT 1045**

Belo Horizonte

2019

Verner Petersen Pereira

**ANÁLISE DA TEMPERATURA ÓTIMA DE CORTE PARA O PAR:
METAL DURO REVESTIDO VS. AÇO ABNT 1045**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Araújo Câmara

Belo Horizonte

2019

P436a	<p>Pereira, Verner Petersen. Análise da temperatura ótima de corte para o par [recurso eletrônico] : metal duro revestido vs. aço ABNT 1045 / Verner Petersen Pereira. – 2019. 1 recurso online (90 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Marcelo Araújo Câmara.</p> <p>Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Bibliografia: f. 86-90.</p> <p>Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Processos de fabricação - Teses. 3. Asperidade de superfície - Teses. 4. Desgaste mecânico - Teses. 5. Torneamento - Teses. I. Câmara, Marcelo Araújo. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 621(043)</p>
-------	--



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus Universitário
31270-901 - Belo Horizonte - MG
Tel.: +55 31 3409.5145
E-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

**"ANÁLISE DA TEMPERATURA ÓTIMA DE CORTE PARA O PAR:
METAL DURO REVESTIDO VS. AÇO ABNT 1045"**

VERNER PETERSEN PEREIRA

Dissertação submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Engenharia de Manufatura e Materiais**".


Dissertação aprovada no dia 14 de agosto de 2019.

Por:



Prof. Marcelo Araújo Câmara

Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG



Prof. Alexandre Mendes Abrao

Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG



Prof. Sandro Cardoso dos Santos

Centro Federal de Educação Tecnológica de MG/CEFET

Dedico este trabalho aos meus familiares e amigos.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus por tudo.

Ao meu orientador Prof. Dr. Marcelo Araújo Câmara pelos ensinamentos e confiança durante todo esse percurso e pela compreensão nas dificuldades encontradas durante as pesquisas.

Aos professores Dr. Alexandre Abrão, Dr. Paulo Rodrigues e Dr. Juan Rubio pelo valioso conhecimento adquirido e aplicado nesta dissertação.

À Escola de Engenharia da UFMG, pela infraestrutura física e intelectual disponibilizada.

Aos colegas do Laboratório de usinagem pela amizade e colaboração ao longo de cada etapa deste trabalho.

Aos colegas de trabalho do DME pelo apoio e disponibilização de tempo para realização das pesquisas e disciplinas.

À minha família, pelo amor e apoio, em especial aos meus pais, meus irmãos e a minha noiva.

A todos os funcionários do PPGMEC da UFMG pela cooperação direta ou indireta.

Meus sinceros agradecimentos.

"O homem tem toda a vida para coleccionar todos os ensinamentos e conhecimentos deste mundo, mas conta apenas com poucos anos para reunir as recordações da sua primavera."

Morris West

RESUMO

A otimização dos parâmetros de corte na usinagem de metais tem sido uma grande preocupação na manufatura de peças de diversos setores. Reduzir o desgaste da ferramenta e melhorar a qualidade da superfície usinada são algumas das metas na melhoria do processo de corte. Nesse sentido, a temperatura de corte tem se mostrado o parâmetro mais adequado para correlacionar o desgaste da ferramenta, integridade da superfície e também força de corte. Desse modo, o objetivo geral desta pesquisa foi validar a existência de uma temperatura ótima de corte onde a mínima taxa de desgaste, mínima força de corte e mais alta qualidade da superfície usinada poderiam ser alcançadas. Para tanto, foram utilizados os métodos de menor força de corte estabilizada e melhor qualidade da superfície usinada no torneamento a seco do aço ABNT 1045 recozido utilizando insertos de metal duro com revestimento PVD - (Al, Ti)N variando-se os parâmetros de corte avanço e velocidade de corte. A temperatura de corte foi obtida por meio da radiação infravermelha. Em um segundo momento, para conferir se o menor desgaste coincide com a menor força de corte e melhor rugosidade da superfície usinada, foram realizados testes de desgaste da ferramenta medindo-se o desgaste de flanco, desgaste de entalhe e perda de massa dos insertos em diferentes velocidades de corte. Os resultados mostraram que não foi possível validar a existência de uma temperatura ótima de corte pelos métodos propostos, pois foram encontradas diferentes temperaturas correspondentes ao início da estabilização das forças de corte de (402 a 460) °C e estas temperaturas foram crescentes com o aumento do avanço. Os valores da rugosidade tiveram variações pequenas e aleatórias em um mesmo avanço com o aumento da temperatura e velocidade de corte. As forças de corte para um mesmo avanço apresentaram os maiores valores nas menores velocidades de corte e a partir de certa velocidade se estabilizaram, já as temperaturas de corte aumentaram continuamente com a velocidade de corte. Os resultados dos três testes de desgaste da ferramenta apontaram para um desgaste crescente com o aumento da velocidade de corte, com isso, constatou-se que o menor desgaste não ocorreu na mínima força de corte.

Palavras-chave: Torneamento. Aço ABNT 1045. Temperatura ótima de corte. Força de corte. Rugosidade. Desgaste da ferramenta.

ABSTRACT

The optimization of cutting parameters in metal machining has been a considerable concern in the manufacture of parts from various industries. Reducing the wear of the tool and improving the quality of the machined surface are some of the goals in the optimization of the cutting process. In this sense, the cutting temperature has been shown to be the most adequate parameter to correlate tool wear, surface integrity and also cutting force. Thus, the overall objective of this research was to validate the existence of an optimum cutting temperature where the minimum wear rate, minimum cutting force and higher quality machined surface could be achieved. For this, the methods of lower stabilized cutting force and better machined surface quality were used in the dry turning of ABNT 1045 steel annealed using coated cemented carbide inserts PVD - (Al, Ti)N varying the cutting parameters feed rate and cutting speed. The cutting temperature was obtained by infrared radiation. In a second moment, to check if the lesser wear coincides with the lower cutting force and better roughness of the machined surface, tool wear tests were performed measuring flank wear, notch wear and mass loss of the inserts at different cutting speeds. The results showed that it was not possible to validate the existence of an optimum cutting temperature by the proposed methods, since different temperatures corresponding to the beginning of the stabilization of the cutting forces (402 a 460) °C were found and these temperatures were rising with increasing feed rate. The roughness values had small and random variations in the same feed rate with increasing temperature and cutting speed. The cutting forces in the same feed rate presented the highest values at the lower cutting speeds and from a certain speed they were stabilized, however the cutting temperatures increased continuously with the cutting speed. The results of the three tests of tool wear pointed to an increasing wear with the increase of the cutting speed, with that, found that the less wear did not occur in the minimum cutting force.

Keywords: Turning. ABNT 1045 steel. Optimum cutting temperature. Cutting force. Roughness. Tool wear.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Taxa de desgaste e temperatura ótima de corte (ferramenta – P30, peça – AISI 1045, $a_p = 1,5$ mm).....	21
Figura 2.2 – Determinação experimental da $v_{c_{opt}}$ e θ_{opt} no torneamento cilíndrico do aço AISI 4340. Ferramenta: metal duro P20, avanço: $f = 0,15$ mm/rev, $a_p = 1$ mm....	21
Figura 2.3 – Relação da velocidade de corte com o desgaste relativo e temperatura de corte. Inseto: YT15 41310 V ângulo de posição da ferramenta: $\chi_r = 75^\circ$ e $a_p = 0,4$ mm.....	22
Figura 2.4 – Relação da velocidade de corte com a profundidade da camada encruada e temperatura do fresamento para profundidade e largura de corte = 5 mm.....	23
Figura 2.5 – Determinação da temperatura ótima de corte a partir mínima força de corte estabilizada.....	24
Figura 2.6 – Mudança típica na ductilidade associado ao mecanismo de fratura de materiais de estrutura “CCC”.....	27
Figura 2.7 – Possíveis zonas de fratura mapeadas para um aço carbono de 0,2% C em função da temperatura e da taxa de deformação.....	28
Figura 2.8 – Influência da temperatura sobre a tensão de ruptura de ambos os aços investigados.....	29
Figura 2.9 – Influência da temperatura sobre a redução de área de ambos os aços investigados.....	29
Figura 2.10 – Zona de geração de calor em usinagem.....	30
Figura 2.11 – Representação esquemática das direções de medição de temperatura utilizando equipamento de termografia.....	33
Figura 2.12 – Temperatura na interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte, $a_p = 1,6$ mm, $f = 0,15$ mm/rev e tempo de corte de 120 s.....	34
Figura 2.13 – Resultados das temperaturas médias de corte para os quatro materiais, $a_p = 0,25$ mm e $f = 0,05$ mm/rev.....	35
Figura 2.14 – Distribuição da temperatura do inserto para $v_c = 116$ m/min, $f = 0,11$ mm/rev e $a_p = 0,25$ mm no corte de aço AISI 1045.....	36
Figura 2.15 – Componentes da força de usinagem no torneamento.....	37
Figura 2.16 – Efeito da velocidade de avanço e profundidade de corte na Força de corte, $v_c = 200$ m/min.....	38

Figura 2.17 – Comparação dos resultados da força de corte com dinamômetro extensométrico e piezoelétrico, $v_c = 200$ m/min e $a_p = 1,0$ mm.....	39
Figura 2.18 – Curvas da Força de Corte em função do ângulo de posição e avanço, $v_c = 240$ m/min, $a_p = 1,0$ mm e inserto de metal duro revestido - CNMG 120408-FN, ângulo de saída e inclinação -5°	40
Figura 2.19 – Força de Corte em função do perfil de quebra-cavacos, avanço e velocidade de corte, $a_p = 2,0$ mm.....	41
Figura 2.20 – Variação da força de corte (F_c) com a velocidade de corte (v_c) para diferentes avanços (f) no corte a seco do aço AISI 1045.....	43
Figura 2.21 – Variação da rugosidade (R_a) com a velocidade de corte (v_c) para diferentes avanços (f) no corte a seco do aço AISI 1045.....	44
Figura 2.22 – Alguns tipos e parâmetros utilizados para medir desgaste nas ferramentas de torneiar.....	46
Figura 2.23 – Diagrama dos mecanismos de desgaste em função da temperatura.....	47
Figura 2.24 – Influência na temperatura da zona de corte variando-se o formato do inserto, ângulo de folga e raio de ponta. $v_c=285$ m/min, $f=0,203$ mm/rev e $a_p=0,3$ mm...	49
Figura 2.25 – Influência no desgaste de flanco variando-se o formato do inserto, ângulo de folga e raio de ponta. $v_c=285$ m/min, $f=0,203$ mm/rev e $a_p=0,3$ mm.....	49
Figura 2.26 – Máximo Desgaste de Flanco (VB_{max}) e Topografia da aresta de corte após o torneamento do aço AISI 1045, ferramenta: metal duro P25, $v_c=150$ m/min, $f=0,1$ mm/rev e $a_p=0,5$ mm.....	50
Figura 2.27 – Comparação da vida útil de três insertos (metal duro com 2 e 3 camadas e Cermet) para três v_c no torneamento do aço AISI 1045, $f=0,1$ mm/rev e $a_p=0,5$ mm	51
Figura 3.1 – Fluxograma do procedimento experimental.....	56
Figura 3.2 – Perfil da ferramenta (vistas em corte): A – paralelo à superfície principal de folga e B – paralelo à superfície secundária de folga.....	57
Figura 3.3 – Características da classe VP15TF.....	58
Figura 3.4 – Corpo de prova do ensaio de tração.....	59
Figura 3.5 – Arranjo do experimento – Etapa 1.....	61
Figura 3.6 – Recomendações para usinagem média de aço carbono de geometria de inserto MA - profundidade de corte (a_p) em função do avanço (f).....	61

Figura 3.7 – Percurso de avanço (L_f).....	62
Figura 3.8 – Ponto focal do pirômetro – Etapa 1.....	63
Figura 3.9 – Modelo esquemático da obtenção das forças de usinagem – Etapa 1.....	64
Figura 3.10 – Medição da rugosidade.....	65
Figura 3.11 – Velocidade de corte x vida da ferramenta – classe VP15TF.....	66
Figura 4.1 – Relação entre velocidade de corte e temperatura e força de corte (F_c) para os avanços de 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 mm/rev e $a_p = 1$ mm.....	69
Figura 4.2 – Relação entre velocidade de corte e temperatura e força de avanço (F_f) para os avanços de 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 mm/rev e $a_p = 1$ mm.....	70
Figura 4.3 – Relação entre velocidade de corte e temperatura e força passiva (F_p) para os avanços de 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 mm/rev e $a_p = 1$ mm.....	71
Figura 4.4 – Relação entre velocidade de corte e temperatura e rugosidade (R_a) para os avanços de 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 mm/rev e $a_p = 1$ mm.....	75
Figura 4.5 – Perda de massa dos insertos em função das velocidades de cortes: $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $L = 3900$ m (v_c 70, 110 e 230) e $L = 600$ m (v_c 350).....	77
Figura 4.6 – Desgaste de flanco médio em função das velocidades de cortes: $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $L = 3900$ m (v_c 70, 110 e 230) e $L = 600$ m (v_c 350).....	78
Figura 4.7 – Desgaste de entalhe em função das velocidades de cortes: $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $L = 3900$ m (v_c 70, 110 e 230) e $L = 600$ m (v_c 350).....	78

LISTA DE QUADROS

Quadro 4.1 – Imagens dos insertos desgastados: $f = 0,3$ mm/rev e $a_p = 1$ mm.....	79
---	----

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Coeficiente m da Equação 2.1.....	25
Tabela 3.1 – Composição química do aço ABNT 1045 (% em massa).....	57
Tabela 3.2 – Parâmetros de corte recomendados.....	58
Tabela 3.3 – Caracterização dos Corpos de Prova.....	59
Tabela 3.4 – Composição química dos corpos de prova.....	60
Tabela 3.5 – Parâmetros de corte utilizados nos ensaios – Etapa 1.....	61
Tabela 3.6 – Parâmetros de corte utilizados no ensaio de desgaste – Etapa 2.....	65
Tabela 4.1 – v_c e Temp. associados ao início da estabilização das F_c	68
Tabela 4.2 – Comparação entre as possíveis $v_{c_{opt}}$ das forças de usinagem estabilizadas.....	70
Tabela 4.3 – Resultados da temperatura média e desvio padrão.....	71
Tabela 4.4 – Resultados da força de corte média e desvio padrão.....	72
Tabela 4.5 – Propriedades do metal duro P10 e aço carbono.....	73
Tabela 4.6 – Resultados da rugosidade (R_a) média e desvio padrão.....	75
Tabela 4.7 – Comprimento e tempo total de contato.....	76
Tabela 4.8 – Comprimento total de corte e tempo de vida ($VB_B = 0,3\text{mm}$).....	81
Tabela 4.9 – Comparação das taxas de desgaste.....	81

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano do Ferro e do Aço (<i>American Institute for Iron and Steel</i>)
ASTM	Sociedade Americana para Testes e Materiais (<i>American Society for Testing and Materials</i>)
APC	Aresta Postiça de Corte
a_p	Profundidade de usinagem
CVD	Deposição química de vapor (<i>Chemical vapour deposition</i>)
EDS	Espectroscopia de Energia Dispersiva (<i>Energy dispersive spectroscopy</i>)
f	Avanço
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
F_p	Força passiva
F_u	Força de usinagem
HB	Dureza Brinell
HRB	Dureza Rockwell B
HRC	Dureza Rockwell C
h_s	Taxa de desgaste da ferramenta
ISO	Organização Internacional para Padronização (<i>International Organization for Standardization</i>)
KT	Profundidade de cratera
L	Comprimento total de contato
L_f	Percurso de avanço
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
MQL	Mínima quantidade de fluido

PVD	Deposição física de vapor (<i>Physical vapour deposition</i>)
Ra	Rugosidade (desvio aritmético médio do perfil avaliado)
Rz	Rugosidade (altura total do perfil avaliado)
Rz	Rugosidade (altura máxima do perfil avaliado)
t_c	tempo de corte
T_m	Temperatura de fusão
VB_B	Desgaste de flanco médio
VB_B máx	Desgaste de flanco máximo
VB_N	Desgaste de entalhe
v_c	Velocidade de corte
$v_{c_{opt}}$	Velocidade ótima de corte

LISTA DE SÍMBOLOS

θ_{opt}	Temperatura ótima de corte
θ	Temperatura
α_0	Ângulo de folga da ferramenta
γ_0	Ângulo de saída da ferramenta
λ_s	Ângulo de inclinação da ferramenta
χ_r	Ângulo de posição primário da ferramenta
χ_r'	Ângulo de posição secundário da ferramenta
r_ϵ	Raio de ponta da ferramenta

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	18
1.1	Objetivo geral	19
1.2	Objetivos específicos	19
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	20
2.1	Temperatura Ótima de Corte	20
2.1.1	Método mínima força de corte estabilizada.....	24
2.2	Propriedades do aço ABNT 1045 na temperatura ótima de corte	25
2.3	Temperatura na operação de torneamento	30
2.3.1	Medições da Temperatura de Usinagem.....	32
2.4	Força de usinagem no torneamento	36
2.5	Integridade da Superfície	41
2.6	Desgastes das Ferramentas	45
2.6.1	Desgaste das ferramentas de metal duro no torneamento do aço AISI 1045.....	48
2.7	Ferramenta de Corte (metal duro)	51
2.7.1	Metal duro revestido.....	52
2.8	Considerações Parciais	54
3	METODOLOGIA	56
3.1	Materiais	57
3.2	Ferramenta	57
3.3	Tratamento térmico dos corpos de prova	58
3.4	Caracterização dos corpos de prova	58
3.5	Ensaio de temperatura, força e rugosidade no torneamento (Etapa 1)	60
3.5.1	Obtenção da temperatura de usinagem.....	63
3.5.2	Obtenção das forças de usinagem.....	64
3.5.3	Obtenção da rugosidade.....	65

3.6	Ensaio de desgaste da ferramenta (Etapa 2)	65
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	68
4.1	Temperatura, força e rugosidade no torneamento (Etapa 1)	68
4.1.1	Temperatura e forças de usinagem	68
4.1.2	Temperatura e rugosidade.....	74
4.2	Desgaste da ferramenta (Etapa 2)	76
4.3	Considerações Finais	80
5	CONCLUSÃO	83
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	85
	REFERÊNCIAS	86

1 INTRODUÇÃO

A usinagem de metais é o método utilizado para remoção de material indesejado na produção de componentes mecânicos. Hoje, o corte de metal (ou usinagem) é uma indústria significativa na maioria dos países economicamente desenvolvidos, os setores automotivo, ferroviário, naval, manufatura de aeronaves, eletrodomésticos, eletroeletrônicos e construção - todos possuem grandes oficinas mecânicas com muitos milhares de funcionários envolvidos na usinagem (TRENT e WRIGHT, 2000).

Para resumir a importância econômica, o custo de usinagem representa mais de 15% do valor de todos os produtos manufaturados nos países industrializados (TRENT e WRIGHT, 2000). De acordo com Davoodi e Tazehkandi (2014) os parâmetros de corte na usinagem de metais afetam diretamente a eficiência, a qualidade e o custo do processamento do produto e, portanto, a otimização dos parâmetros de corte tem sido uma grande preocupação.

Ao otimizar os parâmetros do processo de usinagem, a seleção dos parâmetros do processo de usinagem é uma parte muito importante para que as operações da máquina sejam bem-sucedidas (YUSUP *et al.*, 2012). No entanto, os meios e métodos para otimizar os parâmetros de corte podem não ser efetivos na prática devido à falta de entendimento da lei e do mecanismo de usinagem (SHENG, 2014). Ainda de acordo com Sheng, os parâmetros de corte estão intimamente relacionados às ferramentas (geometria e propriedades do material), equipamentos de usinagem e materiais da peça. Portanto, é muito difícil estabelecer um modelo de otimização em conformidade com as condições reais de usinagem. Como coordenar o controle do desgaste da ferramenta com outras metas como qualidade da superfície usinada, precisão da peça usinada e tempo de produção é uma questão fundamental na otimização do processo de corte (SHENG *et al.*, 2017).

Pesquisas mostram que a vida útil da ferramenta se correlaciona bem com a relação entre as características mecânicas da ferramenta e peça apenas nas temperaturas de corte (ANUKHIN *et al.*, 2015). Nesse sentido, Makarow (*apud* Astakhov, 2006) concluiu que a temperatura de corte na interface cavaco-ferramenta é o parâmetro mais adequado para correlacionar as condições tribológicas nessa interface com o desgaste da ferramenta. Segundo Makarow para uma combinação dada de ferramenta e material a ser usinado, existe uma temperatura ótima de corte, a qual a combinação da mínima taxa de desgaste, mínima força de corte estabilizada e a mais alta qualidade da superfície usinada são alcançadas.

Essa temperatura ótima de corte depende somente dos materiais da ferramenta e da peça, uma vez determinada, esta temperatura poderá ser usada para otimizar vários processos de usinagem onde a mesma combinação de ferramenta/peça é usada (ASTAKHOV, 2006). Assim, esse modelo pode fornecer um bom controle do desgaste da ferramenta, uma vez que depende apenas do monitoramento da temperatura de corte para obter os parâmetros ótimos de corte, além de ser de fácil implantação nas indústrias.

1.1 Objetivo geral

O objetivo geral deste trabalho é verificar a existência da temperatura ótima de corte no torneamento a seco do aço ABNT 1045 recozido utilizando insertos de metal duro com revestimento PVD - (Al, Ti)N.

Para validar esta temperatura será utilizado o método de menor força de corte estabilizada proposto por Silin (*apud* Astakhov, 2006) e melhor qualidade da superfície usinada variando-se a velocidade de corte e avanço. Em cada ensaio será medido a temperatura de corte por radiação infravermelha, força de usinagem e rugosidade.

Em uma segunda etapa, para verificar se realmente o menor desgaste ocorre coincidentemente na menor força de corte e na melhor qualidade da superfície usinada serão realizadas medições de desgaste nos insertos em diferentes velocidades de corte.

1.2 Objetivos específicos

A seguir são descritos os objetivos específicos pretendidos por meio dos ensaios de torneamento:

- Identificar uma gama de velocidades ótimas de corte para os avanços recomendados pela fabricante da ferramenta.
- Avaliar a influência da velocidade de corte e avanço na temperatura de corte, forças de usinagem e rugosidade (desvio médio aritmético, Ra).
- Realizar a medição de desgaste dos insertos por diferentes modos: desgaste de flanco, desgaste de entalhe e perda de massa; e compará-los a fim de verificar se estes três modos apontam para a mesma tendência.
- Analisar qualitativamente os mecanismos de desgaste da ferramenta, com a finalidade de correlacionar com a temperatura de corte.
- Comparar os resultados encontrados com diferentes referências da literatura.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Temperatura Ótima de Corte

Conforme concluído por Makarow (*apud* Astakhov, 2006), a temperatura na interface cavaco-ferramenta é o parâmetro mais adequado para correlacionar ao desgaste da ferramenta. Portanto, segundo Astakhov (2006), a correlação dessa temperatura com os parâmetros de corte podem ser estabelecidos.

Analisando dados de experimentos, Makarow formulou a lei, A Primeira Lei do Corte de Metal (Lei de Makarow) por Astakhov (2006):

Para combinações dadas de ferramenta e material a ser usinado, existe a temperatura de corte, referenciada como temperatura ótima de corte θ_{opt} , a qual a combinação da mínima taxa de desgaste da ferramenta, mínima força de corte estabilizada e a mais alta qualidade da superfície usinada é alcançada. Essa temperatura é invariante em relação ao modo obtido (se a peça foi resfriada, pré-aquecida etc.).

A primeira lei de corte de metal, estabelecida inicialmente para o torneamento cilíndrico de vários materiais, foi experimentalmente comprovada para várias operações de usinagem (ASTAKHOV, 2006). Na Figura 2.1 pode ser observado um exemplo de aplicação dessa lei no torneamento cilíndrico do aço AISI 1045 por uma ferramenta de metal duro da classe P30, onde a taxa de desgaste (h_s) foi obtida dividindo o desgaste radial da ferramenta (no sentido da profundidade de corte) pela área superficial usinada. Pode ser visto que quando o avanço aumenta, a taxa de desgaste da ferramenta reduz. Contudo, a mínima taxa de desgaste, quando várias velocidades de corte são usadas, ocorre na mesma temperatura ótima de corte (θ_{opt}), embora a taxa de desgaste tenha variação em mais de duas vezes (ASTAKHOV, 2006).

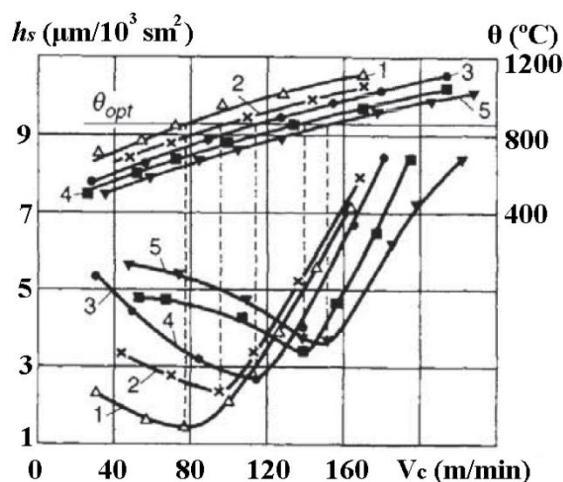


Figura 2.1 – Taxa de desgaste e temperatura ótima de corte (ferramenta – P30, peça – AISI 1045) $a_p = 1,5\text{mm}$ avanços: 1 – 1,4mm/rev, 2 – 0,87mm/rev, 3 – 0,61mm/rev, 4 e 5 – 0,39mm/rev. (Astakhov, 2006).

Na Figura 2.2 observa-se que a usinagem na temperatura ótima de corte resulta não somente na mínima taxa de desgaste da ferramenta, mas também se obtém a mínima força de corte e menor rugosidade da superfície usinada (ASTAKHOV, 2006). Como mostrado nesse gráfico, nessas condições de usinagem, a temperatura ótima de corte $\theta_{opt} = 875^\circ\text{C}$ pode ser diretamente correlacionada à denominada velocidade ótima de corte $v_{c\text{opt}} = 76,8$ m/min.

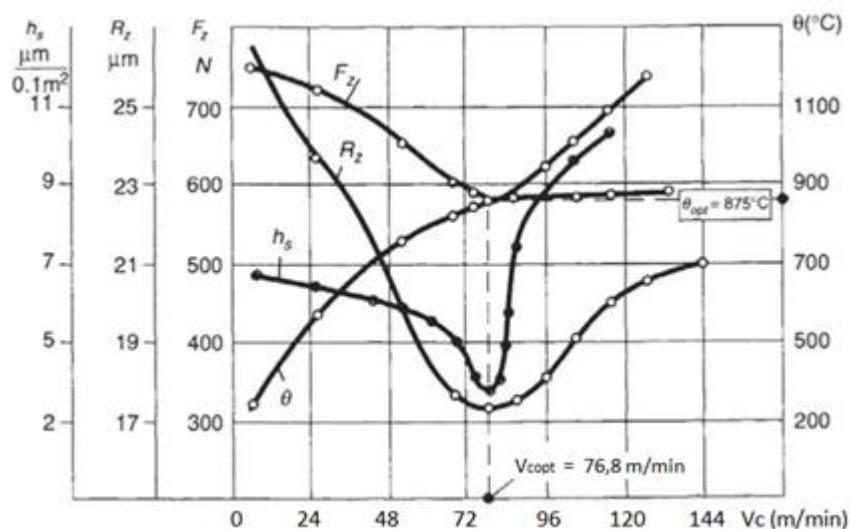


Figura 2.2 – Determinação experimental da $v_{c\text{opt}}$ e θ_{opt} no torneamento cilíndrico do aço AISI 4340. Ferramenta: metal duro P20, avanço: $f = 0,15\text{mm/rev}$, $a_p = 1$ mm. (Adaptado de Astakhov, 2006).

A temperatura ótima de corte depende somente dos materiais da ferramenta e da peça, não dependendo do tipo de operação de usinagem, geometria da ferramenta, parâmetros de usinagem, se a dureza da peça foi alterada, se a usinagem é com fluido de corte ou a seco, etc. (ASTAKHOV, 2006).

Para estudar a relação interna entre os parâmetros ótimos de corte e a temperatura de corte, Sheng (2014) realizou testes de torneamento a seco em um aço inoxidável endurecido por precipitação, dureza 38 HRC, em várias velocidades de corte, com a profundidade de corte fixada em $a_p = 0,4$ mm. Pode ser visto a partir da análise da Figura 2.3 que a temperatura ideal de corte, no qual o desgaste da ferramenta teve o menor valor, foi bem próxima para os diferentes avanços. Os valores dos desgastes relativos foram obtidos dividindo o desgaste de flanco medido em microscópio pela área superficial usinada e utilizou-se o método termopar ferramenta-peça para as medições das temperaturas. As velocidades de corte ideais foram: 64, 47, 37 e 29 m/min e os valores mínimos de desgaste relativo foram: 0,65, 0,48, 0,35 e 0,23 $\text{mm}/10^3 \cdot \text{cm}^2$, para os avanços avaliados de $f = 0,1, 0,2, 0,3$ e $0,4$ mm/rev, respectivamente.

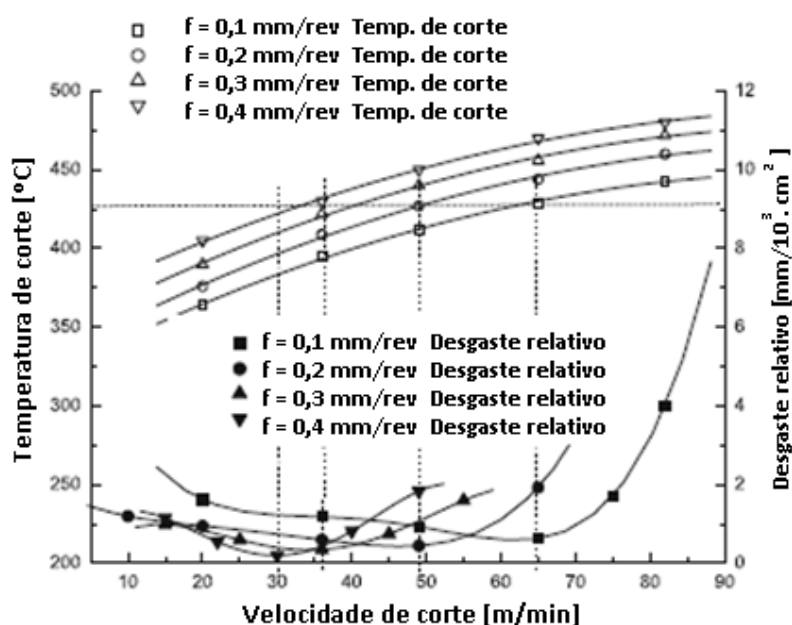


Figura 2.3 – Relação da velocidade de corte com o desgaste relativo e temperatura de corte. Inseto: YT15 41310
 V ângulo de posição da ferramenta: $\chi_r = 75^\circ$ e $a_p = 0,4$ mm. (Adaptado de Sheng, 2014).

De forma complementar, Sheng *et al.* (2017) com o objetivo de encontrar uma equação que relacione os parâmetros de corte na operação de fresamento de um aço inoxidável endurecido por insertos de metal duro, foi verificada uma temperatura ideal de corte, onde o desgaste da ferramenta teve o menor valor. As temperaturas na zona de corte foram obtidas por meio de uma equação empírica em conjunto com medições por radiação infravermelha. Os resultados indicaram que enquanto o desgaste mínimo da ferramenta ocorre, a temperatura da ferramenta na zona de corte permaneceu a mesma, obtendo o grau mínimo de endurecimento por encruamento da superfície da peça usinada, que foi definido como a temperatura de corte ideal, ver Figura 2.4.

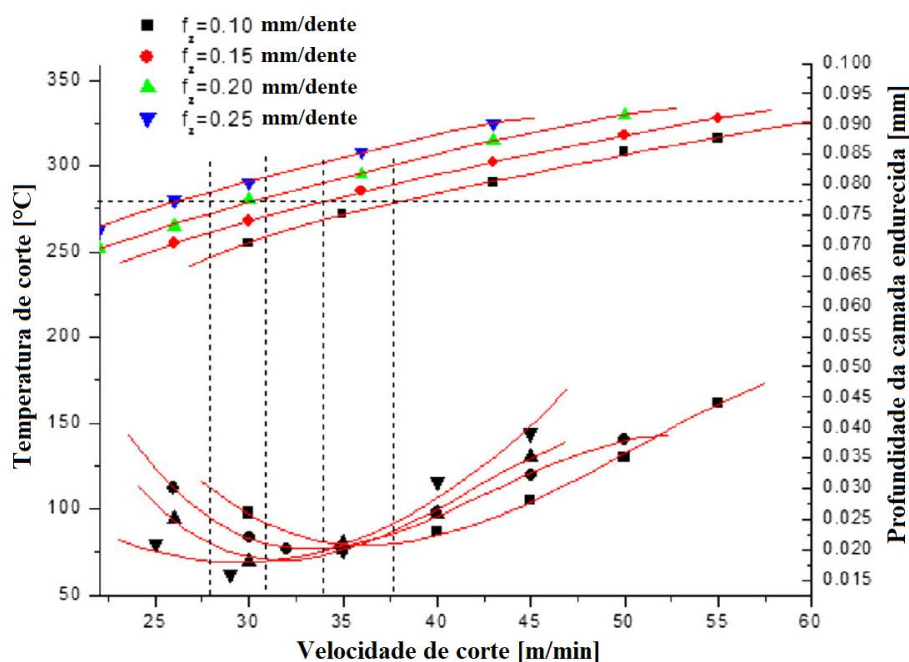


Figura 2.4 – Relação da velocidade de corte com a profundidade da camada endurecida e temperatura do fresamento para profundidade e largura de corte = 5 mm. (Adaptado de Sheng *et al.*, 2017).

Hao *et al.* (2015) estudaram as características de desgaste da ferramenta e o controle do desgaste pelo método baseado na temperatura ótima de corte no torneamento do Inconel 718, empregando insertos de metal duro com revestimento (TiAlN) por PVD. As temperaturas médias de corte foram medidas pelo método termopar ferramenta-peça. Os resultados mostram que a característica de desgaste da ferramenta mudou com as velocidades de corte, houve uma velocidade de corte ótima relacionada com a temperatura ótima de corte na qual os óxidos formados serviram como camada de lubrificação, nessa temperatura o desgaste da ferramenta atingiu o valor mínimo, fornecendo um bom método para o controle do desgaste da ferramenta. Variando o avanço e mantendo a mesma profundidade de corte, a velocidade de corte ótima variou, mas a temperatura ótima de corte permaneceu com valores bem próximos. A temperatura ótima de corte foi proposta e calculada usando o modelo de desgaste de flanco pré-definido.

Anukhin *et al.* (2015) desenvolveram um método de seleção de condições ótimas de corte para o torneamento de ligas intermetálicas utilizadas em altas temperaturas. A temperatura ótima de corte foi determinada por meio das curvas (dureza x temperatura) dos materiais da ferramenta e peça. A temperatura que corresponde à maior diferença entre as durezas (ferramenta e peça) foi considerada a temperatura ótima de corte. Uma equação foi então elaborada para o par ferramenta (DCMT 07 02 02–MM FV VP15TF) e peça para estimar esta temperatura. Por meio de testes de torneamento e medição da temperatura por

radiação infravermelha, os menores desgastes da ferramenta ocorreram nas temperaturas próximas às temperaturas calculadas pela equação criada.

2.1.1 Método mínima força de corte estabilizada

A temperatura ótima de corte pode ser determinada experimentalmente utilizando o teste de vida da ferramenta, onde a taxa de desgaste da ferramenta (h_s) é medida em função da temperatura de corte. Contudo, o teste completo de vida da ferramenta é caro e consome muito tempo (Astakhov, 2006). Conduzindo um número de testes com materiais de difícil usinagem, Silin (*apud* Astakhov, 2006) mostrou que a temperatura ótima de corte pode ser determinada a partir da mínima força de corte estabilizada, como observado na Figura 2.5.

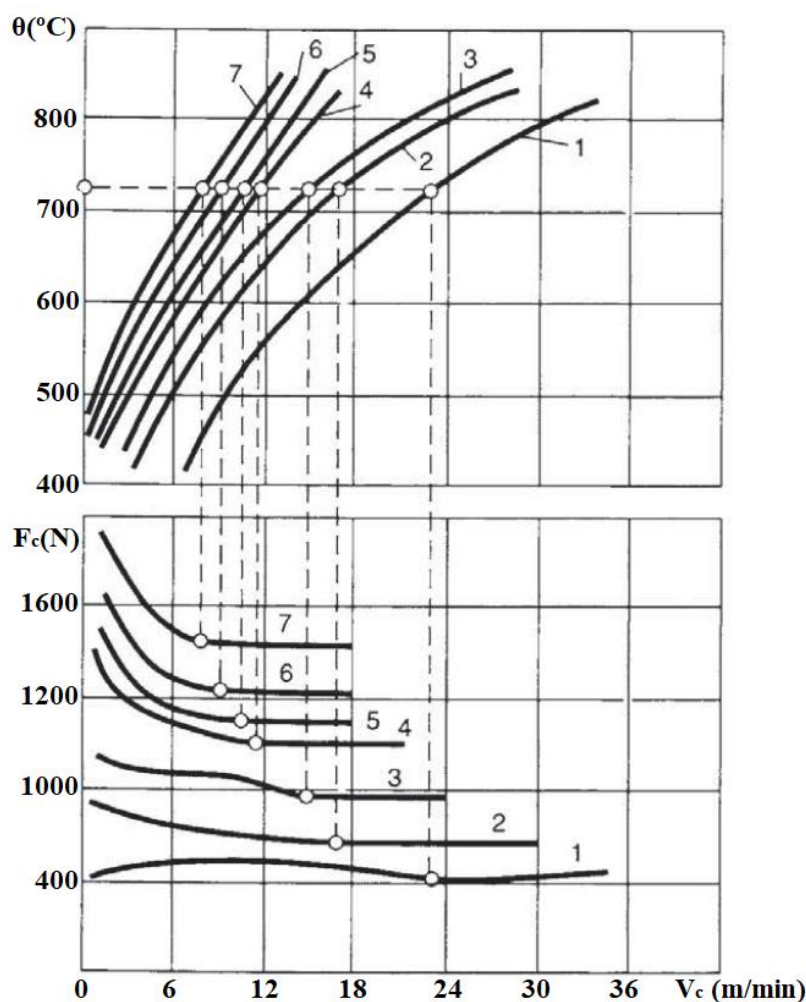


Figura 2.5 – Determinação da temperatura ótima de corte a partir mínima força de corte estabilizada. Material usinado: liga de níquel, ferramenta: metal duro M20. Parâmetros de corte: $a_p = 1$ mm, avanços: 1 – 0,074, 2 – 0,11, 3 – 0,15, 4 – 0,25, 5 – 0,30, 6 – 0,34 e 7 – 0,39mm/rev. (Astakhov, 2006).

Conduzindo um estudo similar de parâmetros de corte, Silin sugeriu a seguinte equação teórica, Equação 2.1, para determinação da temperatura ótima de corte para ferramentas de metal duro:

$$\theta_{opt} = 0,6T_{mp-c} \cdot \left(\frac{k_{ct}}{k_w}\right)^{0,13} \cdot \left(\frac{C_{p-w} \cdot \rho_w}{C_{p-ct} \cdot \rho_{ct}}\right) \cdot \frac{m^{0,27}}{(1+e_f)^{0,05}} \quad (2.1)$$

Onde T_{mp-c} é a temperatura de fusão do cobalto, $T_{mp-c} = 1490$ °C, k_{ct} e k_w são a termocondutividade dos materiais da ferramenta e da peça, respectivamente, C_{p-ct} e C_{p-w} são os calores específicos dos materiais da ferramenta e peça, respectivamente, ρ_{ct} e ρ_w são as densidades dos materiais da ferramenta e peça, respectivamente, e_f é o alongamento percentual até a fratura da peça e m é um coeficiente da Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Coeficiente m da Equação 2.1.

Materiais	m	Materiais	m
Aço carbono	0,925	Aço níquel	1,100
Aço ferramenta com cromo	0,800	Liga de titânio	0,6 – 0,7
Aço cromo- molibdênio e cromo-tungstênio	0,970	Alumínio alta liga	0,95
Aço inox e aço resistente ao calor	1,300	Cobre e latão	1,25
		Bronze	1,05

Fonte – Astakhov (2006).

2.2 Propriedades do aço ABNT 1045 na temperatura ótima de corte

Para entender o que ocorre com o material a ser usinado na temperatura ótima de corte, Astakhov (2006) propôs explicar o que acontece com as propriedades mecânicas mais relevantes para usinagem desse material quando se atinge esta temperatura. Segundo o autor, nesta temperatura acontece a mínima tensão de ruptura e percentual de alongamento resultando no mínimo trabalho necessário para a fratura da camada de material removido na usinagem (remoção do cavaco). Além disso, tem-se a menor dureza, que assegura a mínima tensão normal na interface ferramenta-cavaco e o mínimo módulo de Young que assegura o mínimo trabalho da deformação elástica resultando no menor desgaste de flanco da ferramenta.

De acordo com Astakhov (2006) o fenômeno metalúrgico envolvido nesse processo é explicado por meio da Figura 2.6 que relaciona a ductilidade dos materiais de estrutura cristalina cúbica de corpo centrado (CCC) com a temperatura de fusão (T_m). Na região de

0,18 a 0,25 T_m da Figura 2.6 (a) existe um aumento da ductilidade e conseqüentemente aumento da energia e do trabalho necessário para fratura. Este fenômeno explica, segundo o autor, a formação da aresta postíça de corte em velocidades de corte baixas onde são observadas grandes tamanhos de zonas de deformação plástica. O aumento da ductilidade é seguido por uma gradual queda após 0,35 T_m , ver Figura 2.6 (b). O autor acredita que isso ocorra devido à queda contínua da tensão de Peirerls-Nabarro que se opõe ao movimento das discordâncias, juntamente com o surgimento de deslizamento cruzado (ao contrário das fontes Frank-Read) como um gerador de discordâncias quando a temperatura é elevada. Assim com o aumento da densidade das discordâncias o material vai se tornando menos dúctil.

A tensão de Peirerls-Nabarro é a força necessária para a discordância se mover dentro de um plano de átomos na célula unitária. Segundo Hertzberg *et al.* (2013) à medida que a temperatura aumenta, a vibração dos átomos aumenta e, assim, tanto a tensão de Peirerls-Nabarro quanto o limite escoamento diminuem como resultado da força de ligação atômica mais fraca em altas temperaturas.

Ainda na Figura 2.6 (b), Astakhov (2006) afirma que aproximadamente abaixo de 0,45 T_m os contornos de grão agem como barreiras inibindo o cisalhamento e causando empilhamento de discordâncias nos contornos. Assim, vazios são nucleados e trincas aparecem nos contornos de grão. A tensão de cisalhamento nos contornos causa relativo deslocamento dos grãos e os vazios são deslocados para a região de concentração de tensão. Portanto, a região em torno dessa temperatura pode ser denominada como “o vale da ductilidade”, ver Figura 2.6 (b) região D. A existência desse vale é a causa física da Temperatura Ótima de Corte.

Em temperaturas (0,5 – 0,6) T_m , processos de recuperação e recristalização começam a atuar (recuperação relaciona com a redistribuição das discordâncias tornando assim o movimento destas mais fáceis, e recristalização, a energia das discordâncias geradas durante as deformações prévias é usada para nuclear e crescer novos grãos, assim efetivando o recozimento estrutural ao longo do tempo). O efeito desses processos é o crescimento da ductilidade conforme observado na Figura 2.6 (b).

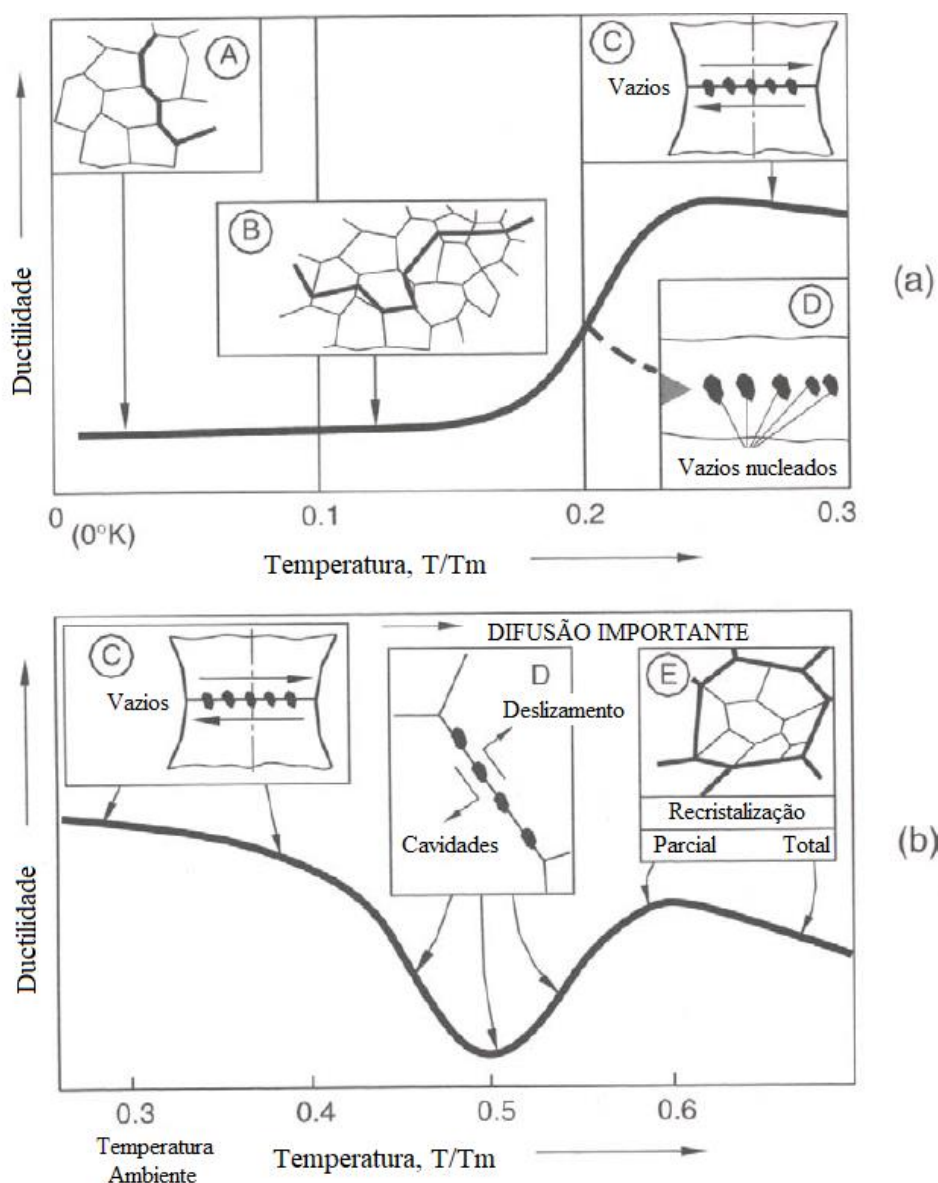


Figura 2.6 – Mudança típica na ductilidade associado ao mecanismo de fratura de materiais de estrutura (CCC).
(Adaptado de Astakhov, 2006).

Segundo ASM Handbook Fractography (1987) dependendo do material, a temperatura pode ter um efeito significativo na aparência da fratura e, em muitos casos, pode resultar em uma mudança no modo de fratura. Para materiais que exibem uma mudança de fase ou estão sujeitos a uma reação de precipitação a uma temperatura específica, muitas vezes é difícil separar o efeito na fratura devido à mudança na temperatura daquela devido às reações de estado sólido. Na Figura 2.7 observam-se possíveis zonas de fratura mapeadas para um aço carbono de 0,2% C em função da temperatura e da taxa de deformação evidenciando os diferentes modos de fratura em altas temperaturas e conseqüentemente a variação da ductilidade do aço como apontado por Astakhov (2006).

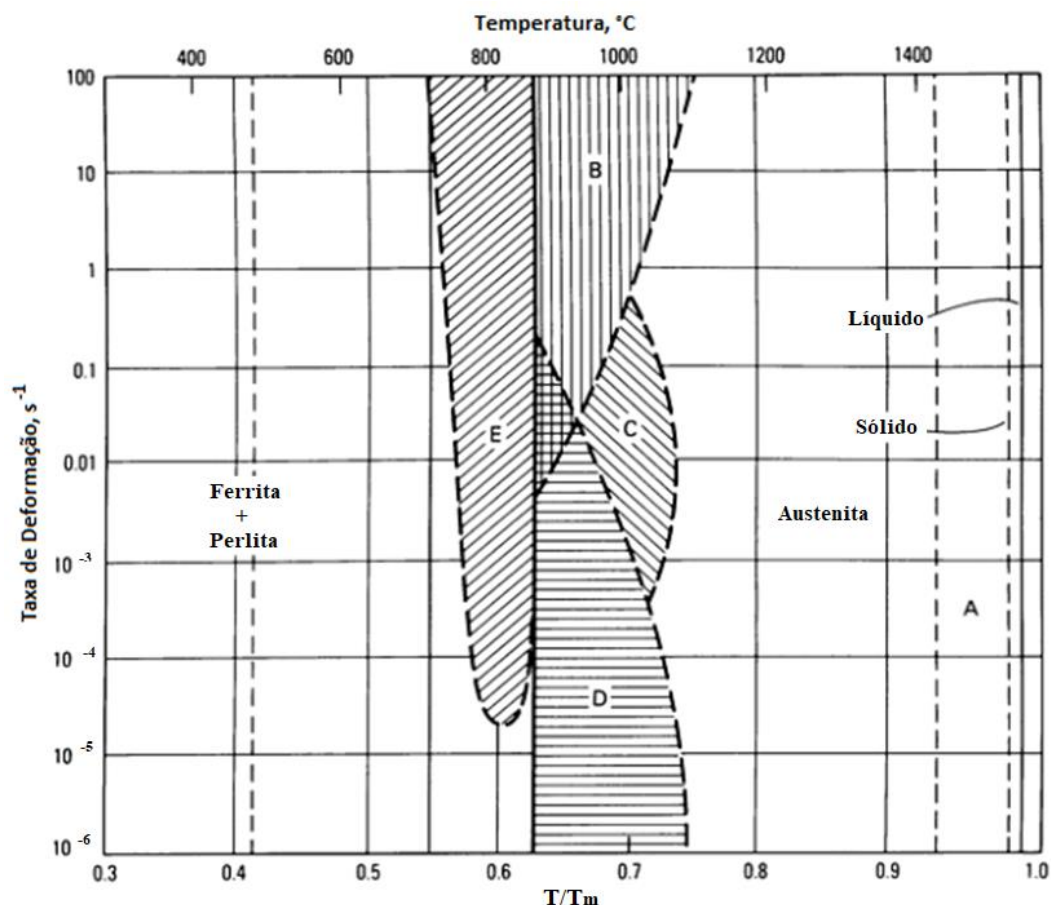


Figura 2.7 – Possíveis zonas de fratura mapeadas para um aço carbono de 0,2% C em função da temperatura e da taxa de deformação. T, temperatura de teste; T_m , temperatura de fusão. As zonas sombreadas no diagrama são as seguintes: A, fratura intergranular subsólida devido à segregação de enxofre e fósforo; B, fratura intergranular de alta taxa de deformação associada à MnS; C, fratura intergranular dúctil - pode ou não ser precedida por B ou D; D, fratura intergranular de baixa taxa de deformação; E, mistura de duas fases com fratura em partículas de segunda fase mais preferencialmente na ferrita deformada mais fraca.

(Adaptado de ASM Handbook Fractography, 1987).

Um exemplo de mudança do modo de fratura por precipitação é mostrado no ASM Handbook Fractography (1987) em um aço ultrabaixo carbono. O aço, que normalmente tem fratura dúctil na temperatura ambiente, foi fraturado por decoesão intergranular quando tracionado a uma taxa de deformação de $2,3 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ a $950 \text{ }^\circ\text{C}$. A mudança no modo de fratura foi devido à precipitação de MnS de tamanho submicrométrico crítico nos limites dos grãos. Este tipo de fragilização pode ser uma alternativa para a explicação do fenômeno metalúrgico envolvido na temperatura ótima de corte, uma vez que este tipo de precipitação ocorreu a $950 \text{ }^\circ\text{C}$ correspondendo com a faixa de temperatura do “vale de ductilidade” da Figura 2.6 (0,4 a 0,6 da temperatura de fusão do aço).

Cagala *et al.* (2012) estudaram as propriedades termomecânicas e plásticas de dois aços do tipo TRIPLEX de alto teor de manganês com porcentagem de carbono similar aos aços 1043 e 1045. Testes de tração em temperatura ambiente e em um intervalo de

temperatura de 600 °C a 1100 °C foram realizados para amostras destes aços. Após as amostras terem sido fraturadas observou-se ductilidade, que foi expressa pela redução de área após o ensaio de tração. A 20 °C, a ductilidade só diferiu em 3% para os dois aços. A diminuição da resistência à tração ocorreu em temperaturas mais altas de 600 a 1100 °C, ver Figura 2.8, e são evidentes para a maioria dos metais. Na faixa de temperatura de 600 °C a 800 °C foi observada uma diminuição nos valores de ductilidade até 14% (1045) e 22% (1043), ver Figura 2.9. Segundo os autores, essa diminuição da ductilidade foi acompanhada pela formação de óxidos de alumínio complexos em uma superposição com partículas de AlN detectadas.

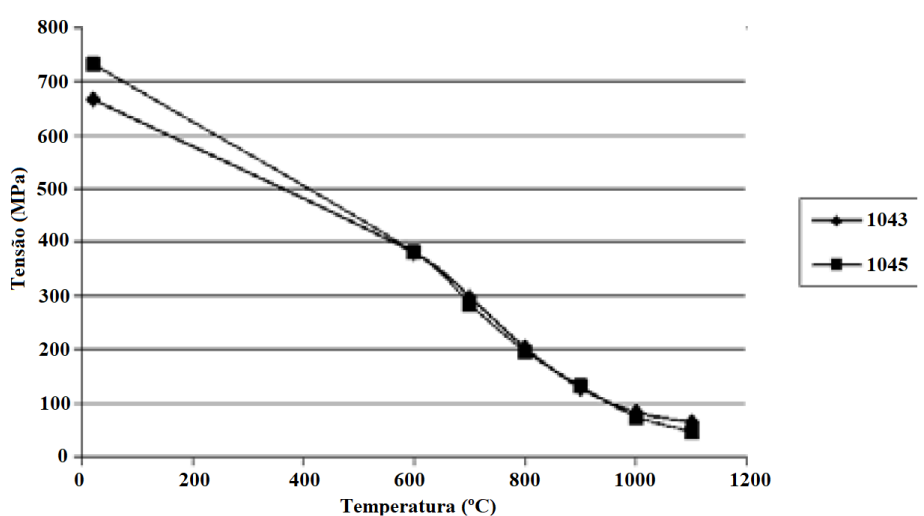


Figura 2.8 – Influência da temperatura sobre a tensão de ruptura de ambos os aços investigados. (Cagala *et al.*, 2012).

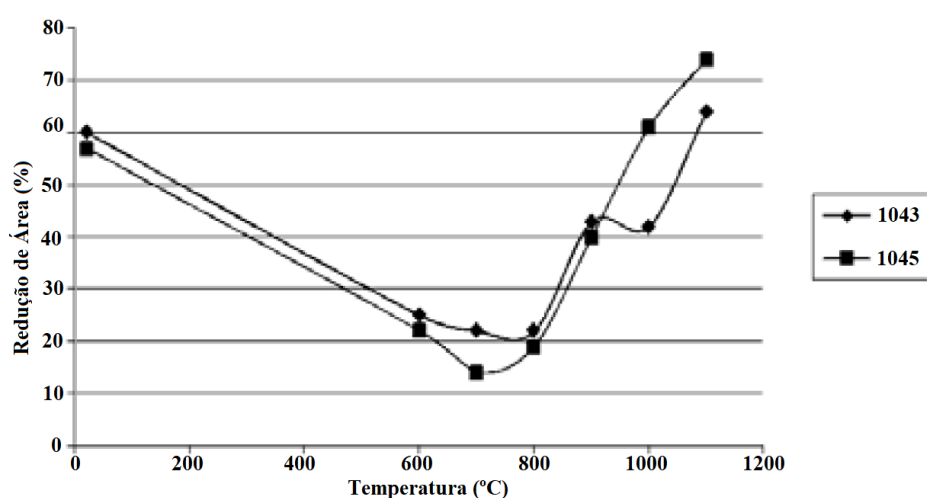


Figura 2.9 – Influência da temperatura sobre a redução de área de ambos os aços investigados. (Cagala *et al.*, 2012).

2.3 Temperatura na operação de torneamento

A temperatura de corte é um fator que afeta diretamente o desgaste da ferramenta de corte, a integridade da superfície da peça e a precisão da usinagem de acordo com o movimento relativo entre a ferramenta e a peça de trabalho (LI *et al.*, 2013). Ainda segundo Li, a quantidade de calor gerado varia com o tipo de material a ser usinado, material da ferramenta e os parâmetros de corte, especialmente a velocidade de corte, que tem maior influência sobre a temperatura. Os efeitos de formação e transmissão do calor no corte dos metais são muito complexos, pois o aumento da temperatura muda as características físicas e mecânicas do metal de trabalho. (FERRARESI, 1970).

Além de acelerar os mecanismos de desgaste termicamente ativados, o aumento da temperatura reduz o limite de escoamento das ferramentas, o que torna este o fator controlador da taxa de remoção, principalmente de materiais duros e de alto ponto de fusão, como ferros fundidos, aços ligas, ligas de níquel e ligas de titânio (MACHADO *et al.*, 2009). Segundo Santos e Sales (2007), a medida da temperatura é o fator mais importante na investigação do uso de ferramentas permitindo, dessa forma, controlar os fatores que influenciam na vida e no desgaste das mesmas.

Em cada um dos processos de corte as temperaturas máximas situam-se em regiões específicas, bem próximas à aresta de corte, onde as tensões atuantes (normais e cisalhantes) são extremamente elevadas (TRENT e WRIGTH, 2000). Durante o corte dos metais existem três regiões distintas na área de formação de cavacos: na zona do plano de cisalhamento ou zona de cisalhamento primário; na interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta ou zona de cisalhamento secundário; e na interface de contato da peça com a superfície de folga da ferramenta ou zona terciária de cisalhamento. Na Figura 2.10 observam-se as regiões de geração de calor durante a usinagem.

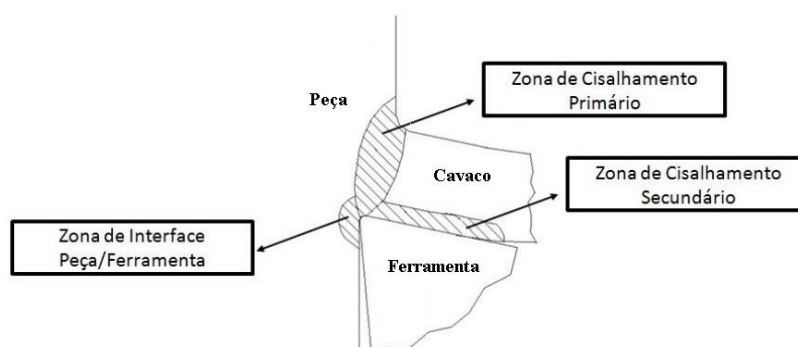


Figura 2.10 – Zona de geração de calor em usinagem. (Adaptado de Santos e Sales, 2007).

A maior parte do calor gerado na zona de cisalhamento primário é dissipada pelo cavaco, mas uma pequena fração é transmitida para a peça por condução, e aumenta a sua temperatura, podendo às vezes causar problemas de precisão dimensional (SANTOS e SALES, 2007). Segundo Nakayama (*apud* Santos e Sales, 2007), esse aumento de temperatura, depende da rotação (aumentando com o aumento da mesma), e do número de revoluções após o corte ter iniciado (a peça é aquecida pelos cortes precedentes e isto afeta o aumento da temperatura no corte subsequente).

Segundo Machado *et al.* (2009), o calor gerado na zona secundária de cisalhamento tem maior influência sobre o desempenho da ferramenta e é praticamente fator limitante para a taxa de remoção de material, em especial por meio do aumento da velocidade de corte. O tempo que uma pequena porção do cavaco passa sobre a superfície de saída da ferramenta é muito curto (poucos milissegundos) para conduzir calor, a menos que ocorra a zona de fluxo na zona de cisalhamento secundário, nesse caso, haverá tempo para a condução de calor para a ferramenta - essa é a principal fonte de calor responsável pelo aumento de temperatura na ferramenta de corte.

Na presença da zona de fluxo, a quantidade de calor gerado e a taxa de deformação são tão altas e complexas, que Trent e Wrigth (2000) afirmaram ser irrealista tentar calcular o aumento de temperatura naquela região, com o presente estado de conhecimento dos fenômenos envolvidos. Tais exuberantes quantidades de deformações sem promover encruamento do material na mesma proporção, só podem ocorrer com o amaciamento adiabático causado pelo aumento da temperatura. A temperatura na zona de fluxo, e portanto, a temperatura da ferramenta depende da quantidade de trabalho realizado para cisalhar o material e da quantidade de material que passa pela zona de fluxo, e isto varia com o material da peça (TRENT e WRIGTH, 2000). Temperaturas da ordem de 1000 °C na interface cavaco-ferramenta podem ser encontradas e as ferramentas de corte têm que estar preparadas para suportarem estas temperaturas durante o corte (SANTOS e SALES, 2007).

Segundo Trent e Wrigth (2000), as condições da interface cavaco-ferramenta (aderência, escorregamento ou aresta postiça de corte) devem ser assumidas como os fatores mais importantes a serem considerados na influência sobre a temperatura da ferramenta de corte.

A zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta pode se tornar uma importante fonte de calor para a ferramenta quando se usina com pequenos ângulos de folga ou com ferramentas com desgastes consideráveis (TRENT e WRIGTH, 2000). Nesse

caso, a análise é similar à da zona de cisalhamento secundário, com a presença da zona de fluxo, o que provoca altas temperaturas na superfície de folga, levando ao colapso da ferramenta (MACHADO *et al.*, 2009).

2.3.1 Medições da Temperatura de Usinagem

Existem atualmente na literatura vários modelos físicos juntamente com métodos matemáticos e computacionais que tem sido usados para calcular a temperatura de usinagem. Basicamente, o princípio de medição utilizado pelos vários métodos pode ser resumido em (SANTOS e SALES, 2007):

- Método calorimétrico;
- Medição por técnicas metalográficas;
- Medição da força termoelétrica entre a ferramenta e a peça (método termopar ferramenta-peça);
- Medição por inserção de termopares na ferramenta de corte;
- Medição da energia de radiação na faixa do espectro infravermelho;
- Medição indireta por meio de vernizes térmicos;
- Pós químicos;
- Deposição de filmes PVD;
- Técnicas de problemas inversos;

Medição por radiação infravermelha (método que será utilizado neste trabalho)

A medição de temperatura por meio de radiação utilizando sensores infravermelhos, ou pirômetros, é bastante utilizada para obtenção da temperatura da superfície da peça, do cavaco ou da ferramenta. Baseia-se na emissão de radiação infravermelha, que faz parte da radiação eletromagnética. Esse método de medição de temperatura em usinagem só permite a medição em superfícies expostas durante a operação, e sua principal vantagem está no fato de não necessitar ter contato com a superfície que está sendo medida, o que implica uma medição sem interferência ou perturbação no campo original de temperaturas que estão sendo avaliadas. No entanto, a presença de fluídos de corte altera a emissão dos raios infravermelhos e a temperatura nas interfaces não pode ser avaliada por esse método (MACHADO *et al.*, 2009).

Normalmente as temperaturas na medição por radiação infravermelha são analisadas na zona em torno da ponta da ferramenta na direção paralela ao eixo de rotação da peça (direção axial) ou na direção normal a esse eixo (direção circunferencial), cobrindo um intervalo entre os ângulos 0° e 90° (ASTAKHOV, 2006). Essas direções são exemplificadas na Figura 2.11.

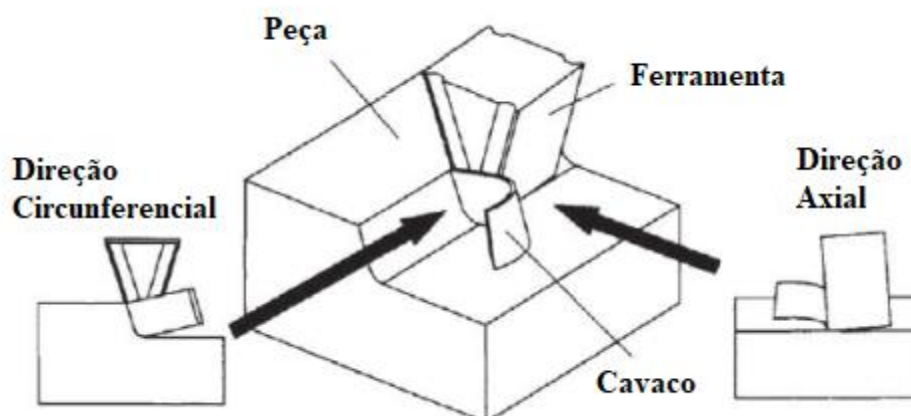


Figura 2.11 – Representação esquemática das direções de medição de temperatura utilizando equipamento de termografia. (Adaptado de Astakhov, 2006).

Embora tenha algumas vantagens, a medição por radiação infravermelha sofre algumas limitações (ASTAKHOV, 2006):

- Como constatado na Figura 2.11, somente pode ser medida a temperatura da superfície livre do cavaco e um lado do contato ferramenta cavaco. Assim, a temperatura máxima de contato e sua exata localização pode não ser determinada propriamente.
- Outro fator que pode levar a um tipo de erro de leitura da temperatura é a geometria da superfície sendo escaneada. Uma superfície côncava tende a concentrar mais energia dentro de uma área escaneada, aumentando a emissividade. Similarmente, uma superfície convexa dispersa a energia, causando o efeito oposto, diminuindo a emissividade.
- Um exato conhecimento da emissividade da superfície é essencial para aplicações em medições por radiação infravermelha. O valor da emissividade do material varia durante o ciclo de aquecimento. Como a emissividade depende significativamente do comprimento de onda, para se fazer uma medida exata, todos os parâmetros devem ser conhecidos

(comprimento de onda e largura de banda). Poucos materiais e aplicações têm uma emissividade fixada.

- Para medição da temperatura média de corte na interface cavaco-ferramenta é recomendado o método termopar ferramenta-peça.

No entanto Liang *et al.* (2012) propuseram um procedimento melhorado para estimar a temperatura da interface do cavaco ferramenta por meio da medição por radiação infravermelha combinado com um modelo matemático inverso de transferência de calor no estado estacionário no torneamento a seco do aço AISI 1045 por uma ferramenta de metal duro P10. Um sensor infravermelho foi utilizado para medir a temperatura na superfície de saída do inserto durante o processo de resfriamento transiente após o movimento de avanço ser interrompido. Com os dados de temperatura medidos experimentalmente, o modelo tridimensional de transferência de calor da ferramenta e um esquema de otimização foram usados para resolver o fluxo de calor efetivo na interface do cavaco ferramenta e assim a temperatura da interface durante o torneamento.

Para validar a confiabilidade do procedimento, Liang *et al.* (2012) realizaram testes da temperatura de corte em função da velocidade de corte nas mesmas condições de corte do experimento realizado por Chen, no qual a temperatura foi medida pelo método termopar ferramenta-peça, os dois resultados são apresentados na Figura 2.12. Pôde-se verificar que os resultados mostram uma razoavelmente boa concordância com os resultados medidos relatados por Chen.

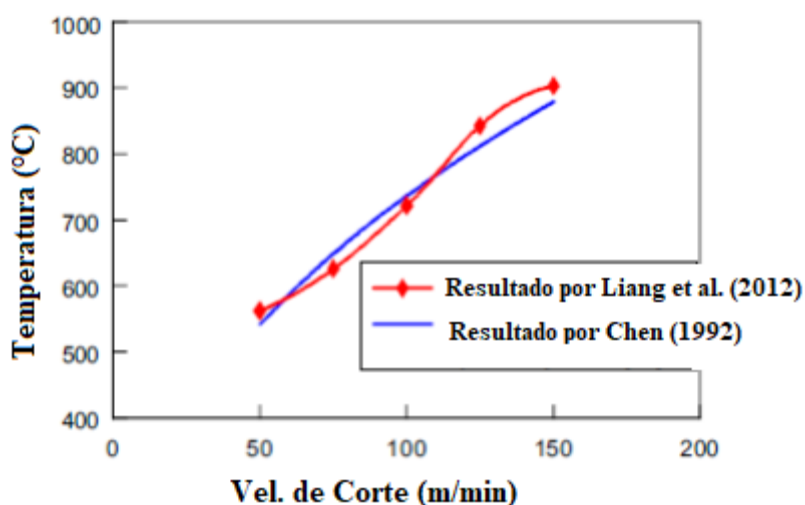


Figura 2.12 – Temperatura na interface cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte, $a_p = 1,6$ mm, $f = 0,15$ mm/rev e tempo de corte de 120 s. (Liang *et al.*, 2012).

Ay e Yang (1997) realizaram um estudo experimental utilizando termopares e termografia por infravermelho para monitorar variações temporais da temperatura da ferramenta e da peça no torneamento com corte ortogonal. Foram utilizadas ferramentas de carboneto de tungstênio sem revestimento para o torneamento dos materiais: alumínio 6061, ferro fundido, cobre e aço AISI 1045. Nove finos termopares tipo K foram inseridos na ferramenta (TC1 a TC9) para a medição da temperatura. Os resultados das temperaturas médias de corte para os testes com profundidade de corte fixada em 0,25 mm nos quatro materiais de trabalho em função das velocidades de corte são mostrados na Figura 2.13. Foi observado um aumento maior da temperatura de corte em função da velocidade de corte para os materiais que produziram cavacos descontínuos (ferro fundido e aço 1045).

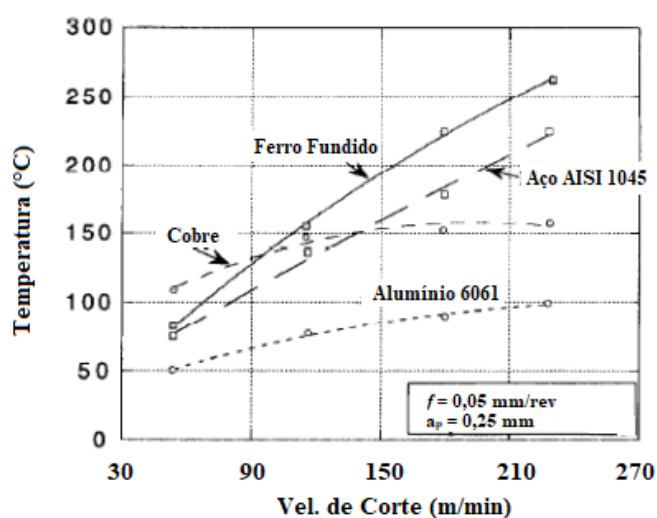


Figura 2.13 – Resultados das temperaturas médias de corte para os quatro materiais, $a_p = 0,25$ mm e $f = 0,05$ mm/rev. (Ay e Yang, 1997).

Na Figura 2.14 observa-se a distribuição da temperatura do inserto obtida combinando os resultados dos testes com infravermelho e termopar, mostrando os contornos típicos da temperatura da superfície de saída e na face do flanco da ferramenta. A maior temperatura ocorre a certa distância da aresta de corte. Uma explicação sobre este comportamento é que a área de contato cavaco-ferramenta concentra parte do calor da zona de deformação primária transportada pelo fluxo do cavaco (Ay e Yang, 1997).

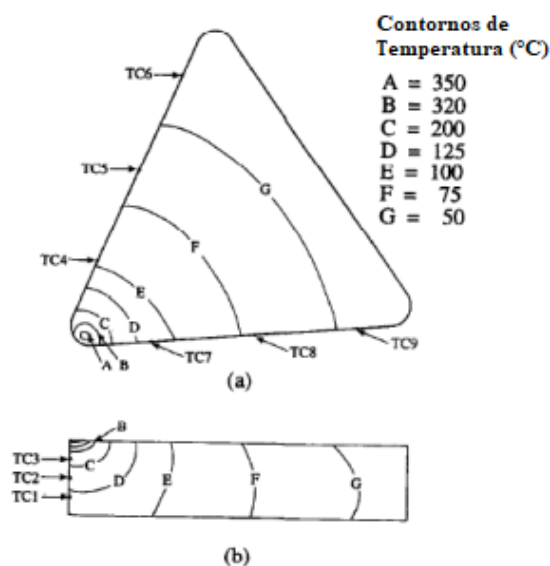


Figura 2.14 – Distribuição da temperatura do inserto para $v_c = 116$ m/min, $f = 0,11$ mm/rev e $a_p = 0,25$ mm no corte de aço AISI 1045. (Ay e Yang, 1997).

Heigel e Whitenton (2010) determinaram a emissividade de um cavaco de aço AISI 1045 nas temperaturas de 391 e 570 °C utilizando um pirômetro infravermelho e termopar, os resultados encontrados foram de 0,42 e 0,77 respectivamente. Segundo os autores, essa diferença de emissividade se deu principalmente pelo variado grau de oxidação dos cavacos obtidos nas duas temperaturas analisadas. Para determinar essas emissividades, os autores fixaram em um pino o cavaco e o termopar, de modo que a superfície do cavaco pôde ser visualizada pelo pirômetro, então o pino foi resistivamente aquecido para atingir uma temperatura que o cavaco se aproxima da temperatura experimentada durante o corte ortogonal. Assumindo o equilíbrio de temperatura entre o cavaco e o termopar, as emissividades foram determinadas. Comparando os resultados dos ensaios de corte ortogonal e também simulação por elementos finitos nos seguintes parâmetros de usinagem ($v_c = 250$ m/min, $a_p = 1$ mm, $f = 0,3$ mm/rev e corte a seco) foi constatado que utilizando a emissividade de 0,77 os valores das temperaturas foram bem próximas em ambos os ensaios.

2.4 Força de usinagem no torneamento

O conhecimento das forças que agem na cunha cortante e o estudo de seus comportamentos são de grande importância. De posse de suas grandezas, a potência requerida para executar o corte pode ser determinada. A força de usinagem pode ser responsável direta pelo colapso da ferramenta de corte por deformação plástica da aresta, além de influenciar

diretamente no desenvolvimento de outros mecanismos e processos de desgaste (SANTOS e SALES, 2007).

Por estar no espaço tridimensional, a força de usinagem (F_u) possui três componentes básicos que agem diretamente na cunha cortante e, por conseguinte, na estrutura da máquina-ferramenta (MACHADO *et al.*, 2009). Na Figura 2.15 observa-se a força de usinagem tridimensional e seus componentes para a operação de torneamento.

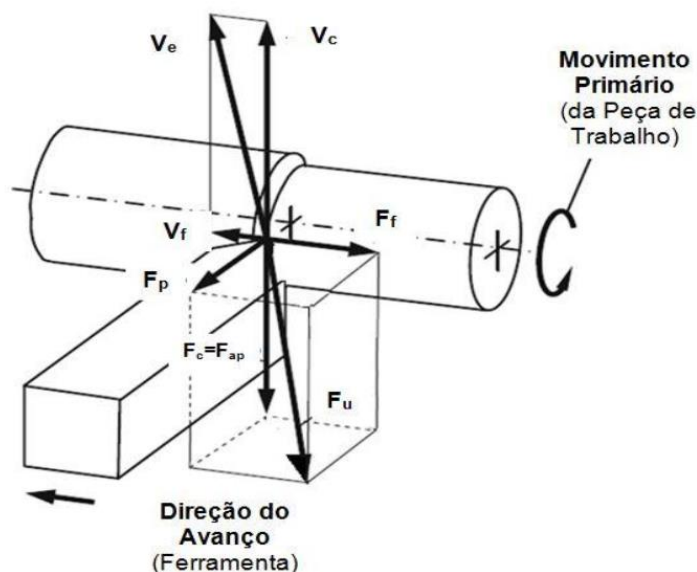


Figura 2.15 – Componentes da força de usinagem no torneamento. (Adaptado de Klocke, 2011).

Onde: F_{ap} - força de apoio (projeção de F_u sobre o plano de trabalho); F_f - força de avanço; F_p - força passiva; F_c - força de corte; F_u - força de usinagem; v_e - Velocidade efetiva de corte; v_c - Velocidade de corte; v_f - Velocidade de avanço.

Segundo a notação vetorial, as componentes podem ser representadas pela Equação 2.2:

$$\vec{F}_u = \vec{F}_c + \vec{F}_f + \vec{F}_p \quad (2.2)$$

Durante a formação de cavacos, constata-se que as condições de interface ferramenta/cavaco influenciam significativamente a força de usinagem. De maneira geral, pode-se afirmar que todos os fatores que contribuem para facilitar o deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída atuam para diminuir a força de usinagem. Além das condições na interface ferramenta/cavaco, a resistência mecânica do material da peça também deve ser considerada para a força de usinagem. Assim, todos os outros parâmetros de saída do processo (ângulo de cisalhamento, espessura do cavaco, velocidade e saída do cavaco, forças

de corte etc.) são, direta ou indiretamente, consequência desses dois fatores (MACHADO *et al.*, 2009).

Panzer *et al.* (2012) testaram um dinamômetro extensométrico desenvolvido para medir as três componentes de força no torneamento. O efeito dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) nas componentes da força foram investigados no torneamento a seco do aço AISI 1045, utilizando insertos de metal duro revestidos da classe ISO P01 a P30. Os resultados indicaram que as três componentes da força de torneamento diminuem ligeiramente à medida que a velocidade de corte aumenta e aumentam linearmente com o avanço e a profundidade de corte, a Figura 2.16 apresenta o resultado da força de corte - F_c em função do avanço e profundidade de corte, a velocidade de corte foi fixada em $v_c = 200$ m/min.

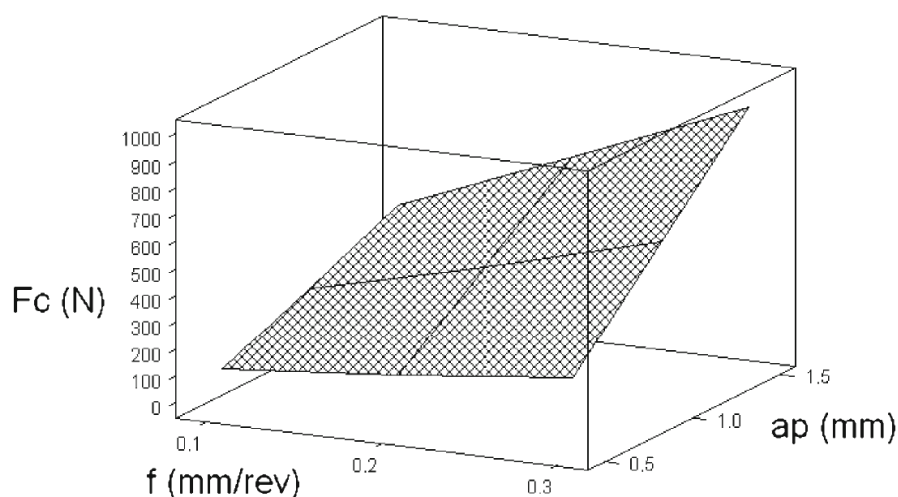


Figura 2.16 – Efeito da velocidade de avanço e profundidade de corte na Força de corte, $v_c = 200$ m/min. (Panzer *et al.*, 2012).

Adicionalmente, Panzer *et al.* (2012) compararam o desempenho do dinamômetro com um dispositivo piezoelétrico comercial. Os testes comparativos indicaram que o dinamômetro com strain gauge apresentou desempenho satisfatório, proporcionando valores bem próximos ao dinamômetro piezoelétrico para maiores profundidades de corte (ver Figura 2.17).

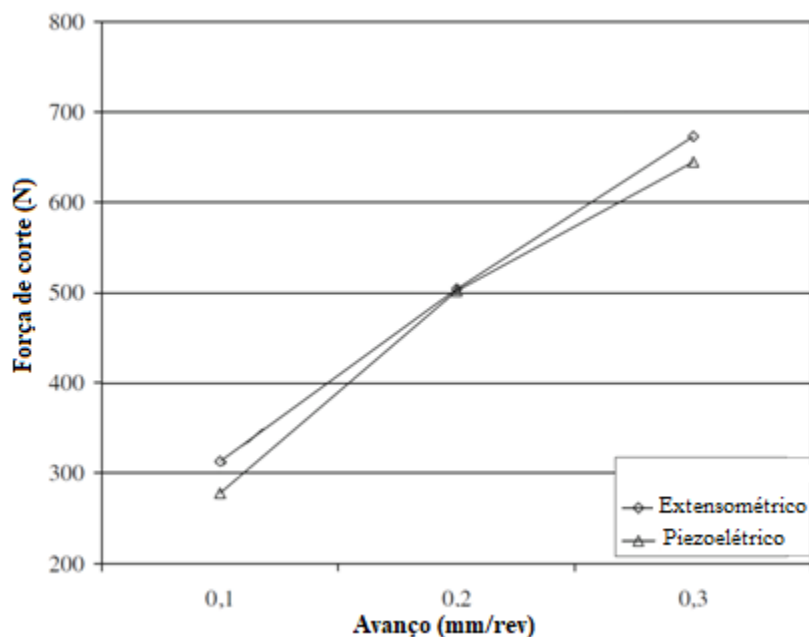


Figura 2.17 – Comparação dos resultados da força de corte com dinamômetro extensométrico e piezoelétrico, $v_c = 200$ m/min e $a_p = 1,0$ mm. (adaptado de Panzera *et al.*, 2012).

Noordin *et al.* (2003) apresentaram resultados de uma investigação experimental do efeito do avanço, ângulo de posição da ferramenta e velocidade de corte sobre a rugosidade superficial e a força de corte no torneamento do aço AISI 1045. O experimento revelou que o avanço é o fator mais significativo que influencia as variáveis de resposta investigadas. O ângulo de posição da ferramenta e velocidade de corte forneceram contribuição secundária para as respostas. Além disso, foi verificado que um avanço qualquer, a menor força de corte é obtida quando o ângulo de posição está em algum lugar no meio da faixa dos ângulos testados, ver Figura 2.18, ou seja, próximo de 93° . A força de corte foi medida utilizando um dinamômetro de três componentes (Kistler, Tipo 9265B) com um amplificador de carga multicanal (Kistler, Tipo 5019A).

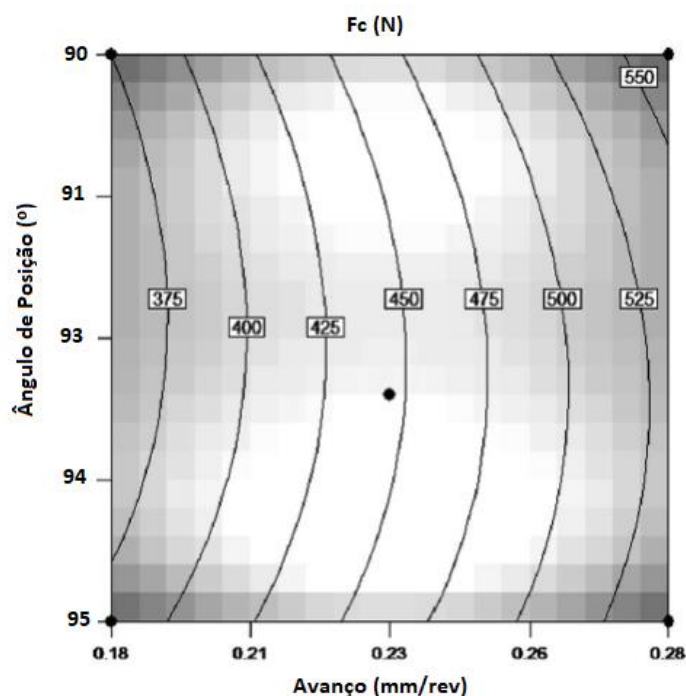


Figura 2.18 – Curvas da Força de Corte em função do ângulo de posição e avanço, $v_c = 240$ m/min, $a_p = 1,0$ mm e inserto de metal duro revestido - CNMG 120408-FN, ângulo de saída e inclinação -5° . (Adaptado de Noordin *et al.*, 2003).

A partir dos resultados experimentais, Noordin *et al.* (2003) propuseram modelos matemáticos empíricos que poderiam descrever adequadamente os indicadores de desempenho dentro dos limites dos fatores que foram investigados. Pode-se dizer que os modelos empíricos desenvolvidos para a força de corte (F_c) no torneamento do aço AISI 1045 (Equação 2.3) foram razoavelmente precisos, dentro do intervalo de previsão de 95%.

$$F_c = 57,237 - 0,103V_c + 1902,95f + 4,737\chi_r + 3,543\chi_r' + 62,05f\chi_r \quad (2.3)$$

Onde: avanço (f), velocidade de corte (v_c), ângulo de posição primário (χ_r) e secundário (χ_r'), $a_p = 1,0$ mm e inserto de metal duro revestido - CNMG 120408-FN e ângulo de saída e inclinação -5° .

Pereira *et al.* (2013) avaliaram a influência das condições de corte e perfil dos quebra-cavacos na força de corte F_c e rugosidade média da superfície no torneamento do aço AISI 1045, por meio de um planejamento fatorial realizando 72 testes. Três insertos de metal duro com diferentes perfis de quebra-cavacos (PF, PM e QM) do tipo cratera com código ISO CNMG 120408 e outro inserto de metal duro de superfície plana (KR) com código ISO CNMA 120408 foram utilizados no trabalho experimental para comparar o desempenho de

cada um, os resultados obtidos para a força de corte F_c são mostrados na Figura 2.19. Os testes foram feitos no corte oblíquo e a força de corte F_c foi medida com um dinamômetro piezoelétrico. O ângulo de posição da ferramenta χ_r , o ângulo de saída γ_0 e o ângulo de inclinação λ_s foram 95 , -6 e -6 °, respectivamente, o torneamento foi a seco com profundidade de corte constante a_p igual a 2 mm. A combinação ideal de fatores para obter o menor nível médio de F_c foi com o perfil QM no avanço de 0,16 mm/rev.

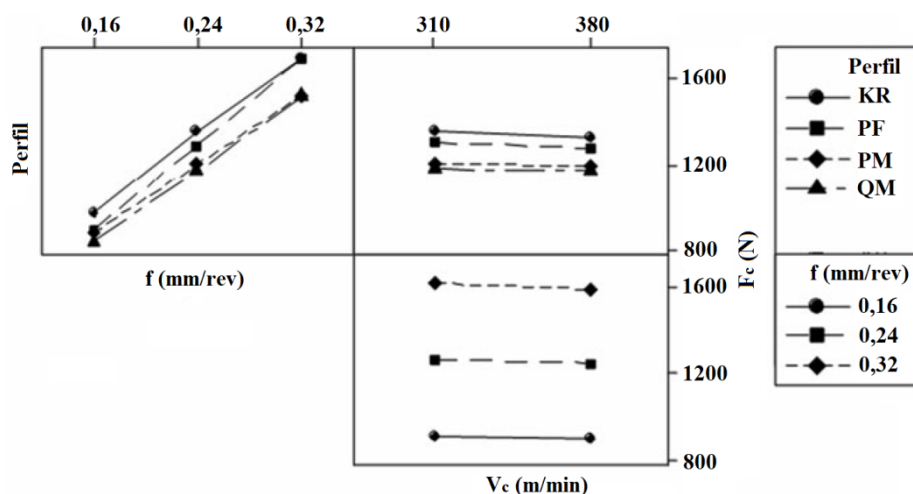


Figura 2.19 – Força de Corte em função do perfil de quebra-cavacos, avanço e velocidade de corte, $a_p = 2,0$ mm. (Pereira *et al.*, 2013).

2.5 Integridade da Superfície

A integridade da superfície é um termo que envolve várias considerações: acabamento superficial e ausência de trincas, alteração química, dano térmico (transformação metalúrgica) e tensão residual adverso de tração (SHAW, 2005). Dessa forma, o conceito de integridade superficial não pode ser definido apenas em uma dimensão e não abrange somente a textura da superfície ou a sua forma geométrica. Esse termo engloba também outras características da superfície em serviço e de camadas abaixo desta (MACHADO *et al.*, 2009).

Os erros geométricos nas superfícies das peças, provenientes da usinagem, podem ser classificados em desvios macro-geométricos, ondulações e desvios micro-geométricos. Os desvios macro-geométricos da forma ideal (erros de forma) se estendem por toda a superfície a ser testada. As ondulações referem-se às séries de desvios regularmente repetidos, de forma aproximadamente senoidal e com um comprimento de onda aproximadamente constante (FERRARESI, 1970).

Os desvios microgeométricos, ou as microirregularidades, constituem a rugosidade superficial. Esses desvios são os de maior importância, uma vez que a rugosidade superficial é avaliada pela altura e certas características das micro-irregularidades. São originados pelo próprio processo de formação do cavaco, vibrações da ferramenta, aresta postiça de corte, marcas de avanço da ferramenta com a peça, etc. A rugosidade superficial pode ser considerada como superposta a uma superfície ondulada (FERRARESI, 1970).

Em muitos casos, a rugosidade é utilizada como parâmetro de saída para controlar um processo de usinagem. De fato, a rugosidade de uma superfície depende de vários parâmetros, como máquina-ferramenta, propriedades do material da peça, geometria e material da ferramenta, e operação de usinagem. Métodos estatísticos aplicados ao resultado da medição da rugosidade de uma superfície podem identificar as contribuições relativas de cada um desses parâmetros (MACHADO *et al.*, 2009).

Verifica-se experimentalmente que materiais manufaturados nas mesmas condições de usinagem, com a mesma ferramenta e máquina operatriz, apresentam rugosidades superficiais diferentes. Logo, esta grandeza constitui uma propriedade de usinagem que contribui basicamente na avaliação do índice de usinabilidade do metal (FERRARESI, 1970). Segundo Astakhov (2006) a usinabilidade do material e assim as condições tribológicas da interface ferramenta-cavaco e, como resultado, o desgaste da ferramenta (vida da ferramenta) pode ser significativamente melhorada via controle do estado metalúrgico do material da peça.

Kienzle e Victor (*apud* Ferraresi, 1970) apresentaram a variação da rugosidade da superfície da peça em função da velocidade de corte para o aço ABNT 1050. Verificou-se experimentalmente que a rugosidade máxima se obtém aproximadamente para a velocidade correspondente à máxima formação da aresta postiça de corte (APC). Aumentando-se a velocidade, a rugosidade melhora e praticamente se estabiliza para velocidades de corte maiores que 100 m/min, nestas velocidades não haverá mais formação da APC.

O acabamento melhora quando se aumenta a velocidade de corte porque a APC desaparece. Além disso, a elevação da temperatura provoca a redução da resistência ao cisalhamento do material da peça, promovendo a redução das forças de usinagem e, conseqüentemente, a melhoria do acabamento. Porém, o aumento da velocidade de corte é obtido por meio da elevação da rotação do eixo-árvore, que pode atingir valores nos quais as vibrações prejudicam o acabamento (MACHADO *et al.*, 2009).

A condutividade térmica da ferramenta é outro fator a ser levado em consideração, segundo Ansell e Taylor (*apud* Machado *et al.*, 2009) uma ferramenta de cerâmica tem menor condutividade térmica que a de metal duro, portanto, a temperatura na interface

ferramenta/cavaco será maior para a cerâmica, o que reduz a possibilidade de aparecimento de aresta postiça de corte e melhora o acabamento da superfície usinada.

Para uma melhor compreensão da rugosidade, Shaw (2005) obteve valores da força de corte em função da velocidade de corte para vários avanços no torneamento de um aço AISI 1045 normalizado, ver Figura 2.20 onde para cada avanço as curvas v_c são:

v_{c1} = velocidade na qual a face do cavaco em contato com a ferramenta se torna lisa (abaixo dessa v_c a APC está presente e não existe uma camada contínua de fluxo de metal nessa face do cavaco);

v_{c2} = velocidade na qual a força de corte (F_c) é máxima;

v_{c3} = velocidade na qual as ranhuras na superfície acabada desaparecem;

v_{c4} = velocidade na qual a rugosidade (R_t) atinge um valor constante;

v_{c5} = velocidade na qual a rugosidade (R_a) atinge um valor constante;

v_{c6} = velocidade na qual a superfície da peça se torna lisa.

A aparência da face de saída da ferramenta forneceu, segundo o autor, uma indicação de uma larga APC nos pontos das curvas v_{c2} (força máxima de corte) e v_{c1} (velocidade de corte menor para produzir um cavaco liso) obtendo a mesma curva. A curva v_{c6} mostra a velocidade na qual a polidez da superfície acabada da peça é observada pela primeira vez em cada avanço. A curva v_{c5} não foi estendida para um avanço de 0,4 mm/rev já que ocorreram trepidações.

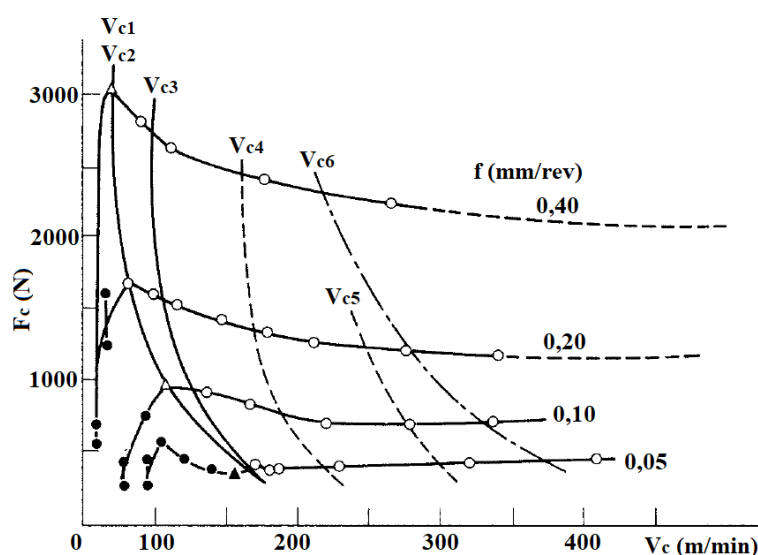


Figura 2.20 – Variação da força de corte (F_c) com a velocidade de corte (v_c) para diferentes avanços (f) no corte a seco do aço AISI 1045. (Adaptado de Shaw, 2005).

Já na Figura 2.21, Shaw (2005) apresenta um gráfico de rugosidade (R_a) versus as velocidades de corte para os diferentes valores de avanço. Estas curvas caem rapidamente com o aumento da velocidade, atingindo um valor assintótico constante de R_a a partir das velocidades de corte (v_{c5}) em cada avanço.

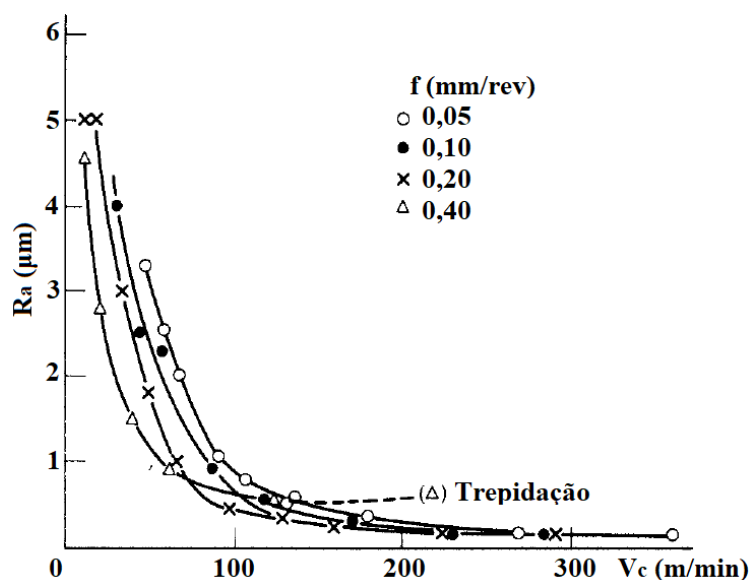


Figura 2.21 – Variação da rugosidade (R_a) com a velocidade de corte (v_c) para diferentes avanços (f) no corte a seco do aço AISI 1045. (Adaptado de Shaw, 2005).

Comparando os efeitos dos parâmetros de corte na rugosidade (R_a) no torneamento do aço AISI 52100, Keblouti *et al.* (2017) por meio do método de análise de variância em um planejamento experimental envolvendo a variação de três fatores em três níveis: v_c (150, 200, 250 m/min), f (0,08, 0,12 e 0,16 mm/rev) e a_p (0,15, 0,30 e 0,45 mm) concluíram que o avanço foi o parâmetro que mais afetou o acabamento superficial. Os resultados utilizando um inserto de metal duro P15 revestido com TiCN/TiN por PVD indicaram que o avanço contribuiu em 93,97% da variação de R_a e a velocidade de corte em 2,32%.

Assim como em Shaw (2005) a partir de v_{c5} , a velocidade de corte em Keblouti *et al.* (2017) teve pouca influência na rugosidade (R_a).

Por meio de uma investigação experimental, Noordin *et al.* (2003) apresentaram resultados do efeito do avanço, ângulo de posição da ferramenta e velocidade de corte sobre a rugosidade superficial e a força de corte no torneamento do aço AISI 1045. Para rugosidade superficial foi mostrado que em qualquer avanço, o melhor acabamento superficial é obtido quando o ângulo de posição está em algum lugar no meio da faixa experimentada (90° a 95°). Além disso, em avanços menores, é possível obter melhor acabamento superficial a 90° em comparação a 95°. No entanto, com avanço acima de aproximadamente 0,22 mm/rev, ocorre o

inverso, isto é, obtém-se melhor rugosidade superficial a 95° em comparação com 90° . Também ficou claro que a rugosidade superficial aumenta com o avanço. A mesma observação também pode ser feita para a força tangencial. No entanto, como a velocidade de corte também foi um fator significativo, a força tangencial também é dependente dela.

2.6 Desgastes das Ferramentas

Estudar e entender o processo pelo qual as ferramentas se desgastam é muito importante, pois pode permitir ações coerentes e efetivas para reduzir a taxa desse processo, prolongando a vida da aresta de corte (MACHADO *et al.*, 2009). Na usinagem o desgaste da ferramenta é uma grande preocupação porque as condições dos processos são escolhidas para se conseguir a máxima produtividade ou economia, resultando frequentemente em apenas minutos a vida da ferramenta (ASTAKHOV, 2006).

Com o desgaste, a geometria da aresta de corte tende a se modificar. Esta modificação de geometria terá influência na força de corte, na potência consumida, no acabamento superficial obtido, na exatidão dimensional e na estabilidade dinâmica do processo com o possível aparecimento de trepidação (BELLINI, 2005).

Conforme Machado *et al.* (2009) podem-se distinguir três fenômenos pelos quais uma ferramenta de corte perde sua eficácia na usinagem: avaria, desgaste e deformação plástica. Os dois primeiros, geralmente, promovem a remoção de material da ferramenta, e o último, somente o seu deslocamento.

Mesmo se a ferramenta de corte possuir tenacidade suficiente para evitar uma avaria, estará sempre sujeita ao desgaste. Verifica-se, assim, um desgaste progressivo tanto na superfície de folga quanto na superfície de saída da ferramenta (MACHADO *et al.*, 2009). A norma ISO 3685 (1993) apresenta os parâmetros que quantificam os desgastes presentes nas ferramentas de corte. Na Figura 2.22 são apresentados os parâmetros utilizados nessa norma, sendo que os principais indicadores são:

- profundidade da cratera (KT): utilizado para quantificar o desgaste de cratera que ocorre na superfície de saída da ferramenta de corte.
- desgaste de flanco médio (VB_B): utilizado para quantificar o desgaste de flanco médio presente em toda a superfície de folga principal da ferramenta de corte.
- desgaste de flanco máximo ($VB_B \text{ max.}$): quantifica o maior valor de desgaste de flanco presente na superfície de folga principal da ferramenta de corte.

- desgaste de entalhe (VB_N): quantifica o desgaste dos entalhes que podem estar presentes tanto na aresta de corte principal quanto na aresta secundária de corte da ferramenta.

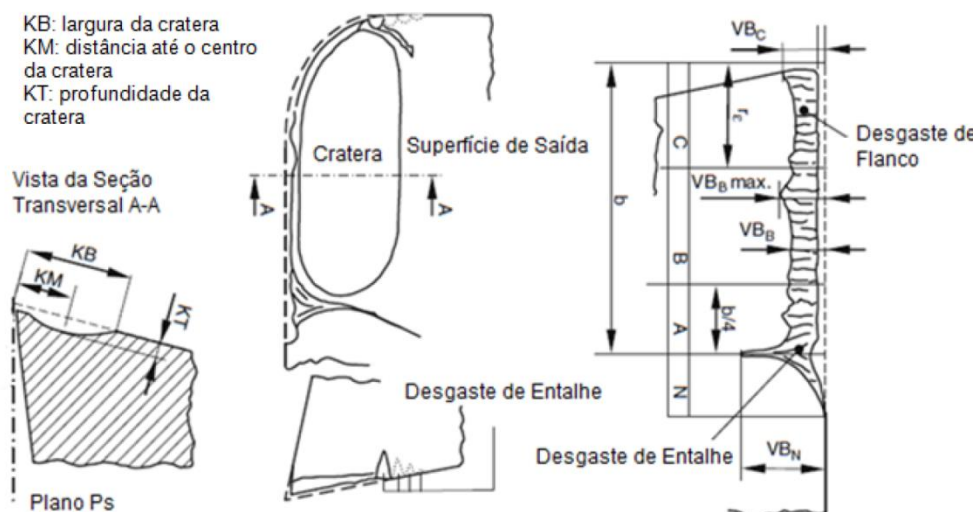


Figura 2.22 – Alguns tipos e parâmetros utilizados para medir desgaste nas ferramentas de tornear. (Adaptado de ISO 3685, 1993).

Na Figura 2.22 observam-se as principais formas de desgaste que ocorrem principalmente em ferramentas de torneamento, sendo que na superfície de saída verifica-se desgaste de cratera e na superfície de folga, o desgaste de flanco. Dependendo dos parâmetros de corte e da combinação da peça e do material da ferramenta de corte, o desgaste de flanco tende a ser mais intenso na aresta de corte, continuando na superfície de folga. Já o desgaste de entalhe é causado pelas transições bruscas de tensões mecânica e térmica, prevalecendo na extremidade da área de contato. Por fim, a ocorrência de avaria (trinca, lascamento ou quebra) é rara em operações de corte contínuo, como o torneamento, pois, nesse tipo de processo, a ocorrência de choques mecânicos e térmicos é baixa (KLOCKE, 2011).

Em relação ao momento de troca, a norma ISO 3685 (1993) recomenda utilizar parâmetros relacionados à rugosidade para operações de acabamento. Já para operações de desbaste, considerando-se ferramentas de metal duro sinterizado, são recomendados os seguintes critérios de fim de vida:

- $VB_B = 0,3$ mm, se o desgaste de flanco é considerado regular na zona B.
- $VB_B \text{ máx} = 0,6$ mm, se o desgaste de flanco não é exibido na zona B.
- $KT = 0,06 + 0,3fc$, onde fc é o avanço de corte em mm/revolução,

representando a profundidade da cratera em mm.

- Falha catastrófica.

É importante salientar que estes valores sugeridos pela ISO 3685 são para testes de vida de ferramentas, e industrialmente podem assumir valores diferentes, pois eles dependem de vários fatores tais como: rigidez da máquina-ferramenta, precisão requerida na peça, etc., que são diferentes para os diversos processos de fabricação. Uma maneira prática muito utilizada industrialmente é permanecer usando a aresta de corte até que as peças produzidas saiam das especificações de tolerância e/ou acabamento de projeto (BELLINI, 2005).

Geralmente, em condições normais de corte, todas as formas de desgaste apresentadas na Figura 2.22 estarão presentes, embora uma delas deva prevalecer. Todas as formas de desgaste acontecem devido aos vários mecanismos de desgaste (MACHADO *et al.*, 2009). Os problemas centrais para os desgastes, segundo Astakhov (2006), são: as altas temperaturas de contato nas interfaces cavaco-ferramenta e peça-ferramenta que levam ao amaciamento do material da ferramenta e promovem também o desgaste por difusão e oxidação; a alta pressão de contato nessas interfaces e o deslizamento das novas superfícies formadas do material da peça promovem o desgaste abrasivo e por adesão. A Figura 2.23 apresenta um diagrama clássico com os diversos mecanismos de desgaste em função da temperatura.

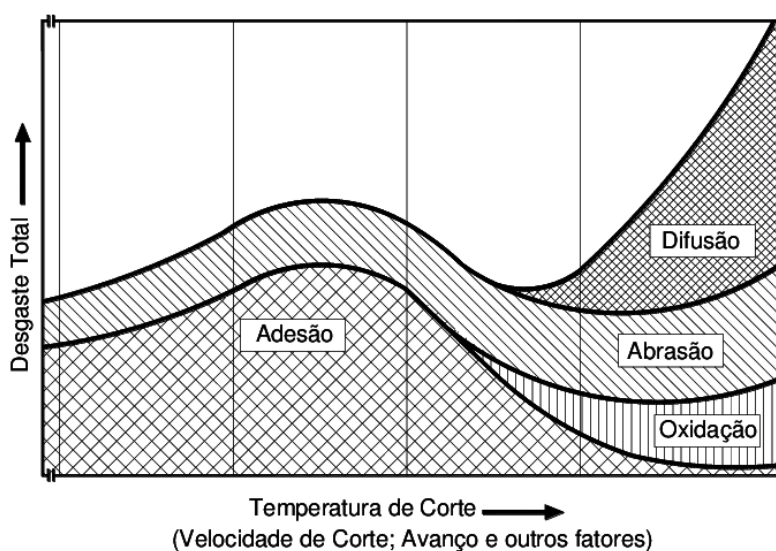


Figura 2.23 – Diagrama dos mecanismos de desgaste em função da temperatura. (Vieregge *apud* Machado *et al.*, 2009).

No diagrama da figura 2.23, os mecanismos de abrasão, adesão, difusão e oxidação são apresentados em função da temperatura de corte ou de qualquer parâmetro que a influencie, principalmente a velocidade de corte. Em baixas temperaturas, apenas os

mecanismos de adesão e abrasão estão presentes e a adesão é predominante, enquanto em temperaturas elevadas, a adesão perde lugar para os novos mecanismos de difusão e oxidação. Esse diagrama também salienta que o desgaste total cresce muito com o aumento da temperatura de corte (MACHADO *et al.*, 2009).

2.6.1 Desgaste das ferramentas de metal duro no torneamento do aço AISI 1045

Senthilkumar e Tamizharasan (2014) por meio de investigações experimentais analisaram a temperatura gerada na zona de corte e o desgaste de flanco de diferentes geometrias de insertos de metal duro sem revestimento durante o torneamento do aço AISI 1045. Foram escolhidos três parâmetros da geometria dos insertos: formato ISO (C, D e S) como os ângulos de ponta respectivamente (80°, 55° e 90°); ângulos de folga (0°, 3° e 7°) e raios de pontas (0,4, 0,8 e 1,2mm). Aplicando a técnica de Taguchi é mostrado que o raio de ponta é o parâmetro mais significativo para a temperatura na zona de corte, seguido pelo formato do inserto; já para o desgaste de flanco, a contribuição do formato do inserto é mais significativo seguida pelo raio de ponta.

Adicionalmente, conforme Figura 2.24, Senthilkumar e Tamizharasan (2014) demonstraram que as geometrias ideais da ferramenta para temperatura inferior na zona de corte e desgaste do flanco menor foram no torneamento com o formato de inserto D, ângulo de folga de 3° e raio da ponta de 0,4mm. O torneamento com geometria do inserto ideal mostra uma redução de 54,68% no desgaste de flanco e de 23,33% na temperatura na zona de corte. A partir dessas condições ótimas obtidas, observa-se que existe uma considerável correlação entre a temperatura na zona de corte e o desgaste de flanco.

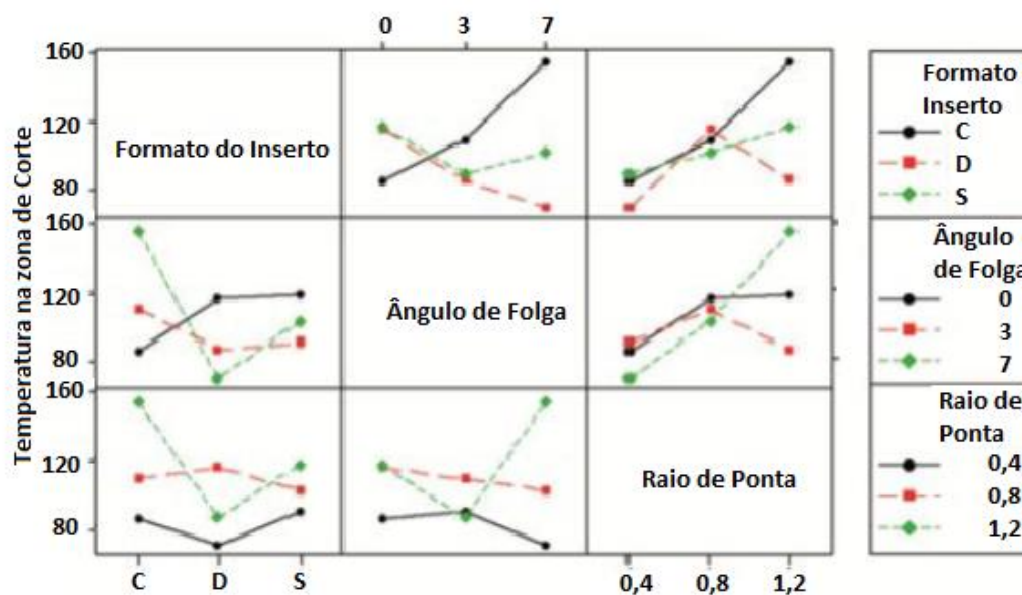


Figura 2.24 – Influência na temperatura da zona de corte variando-se o formato do inserto, ângulo de folga e raio de ponta. $v_c=285\text{m/min}$, $f=0,203\text{mm/rev}$ e $a_p=0,3\text{mm}$. (Senthilkumar e Tamizharasan, 2014).

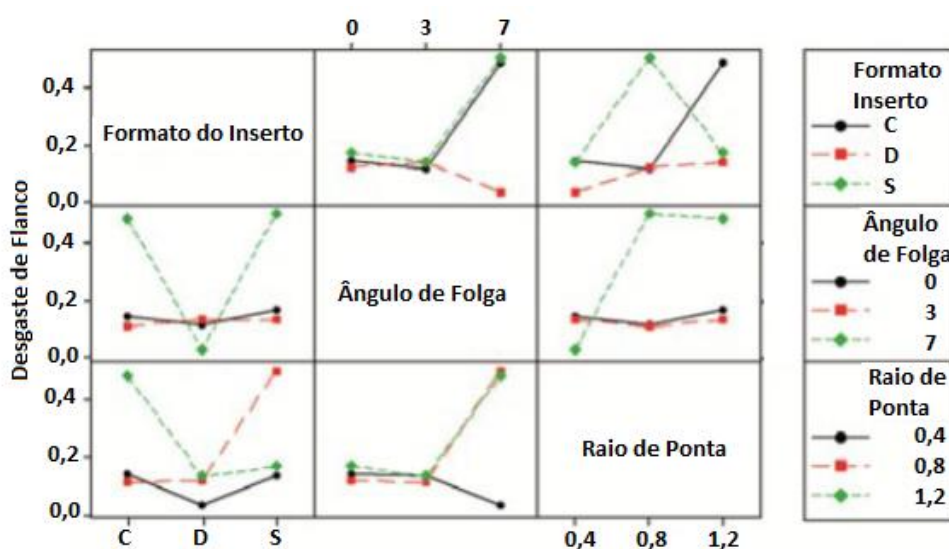


Figura 2.25 – Influência no desgaste de flanco variando-se o formato do inserto, ângulo de folga e raio de ponta. $v_c=285\text{m/min}$, $f=0,203\text{mm/rev}$ e $a_p=0,3\text{mm}$. (Senthilkumar e Tamizharasan, 2014).

Maruda *et al.* (2018) apresenta um estudo da influência de aditivos de extrema pressão e antidesgaste (EP/AD) na qualidade da superfície do aço AISI 1045 de dupla fase e também o desgaste da ferramenta durante o torneamento com uso de fluido de corte do tipo mínima quantidade de fluido (MQL), (MQL + EP/AD) e o corte a seco. Os resultados mostraram que a adição de aditivos à base de éster de fosfato a um meio ativo, no método MQL + EP/AD, causou a formação de tribofilme na interface do cavaco com a ferramenta e, portanto, uma alteração nas propriedades lubrificantes reduzindo o atrito, melhorando a qualidade da superfície usinada e o desgaste da ferramenta. O parâmetro VB_{\max} foi melhorado em 8% em

comparação com o método MQL e 23% em comparação com o processo sob usinagem a seco, ver Figura 2.26.

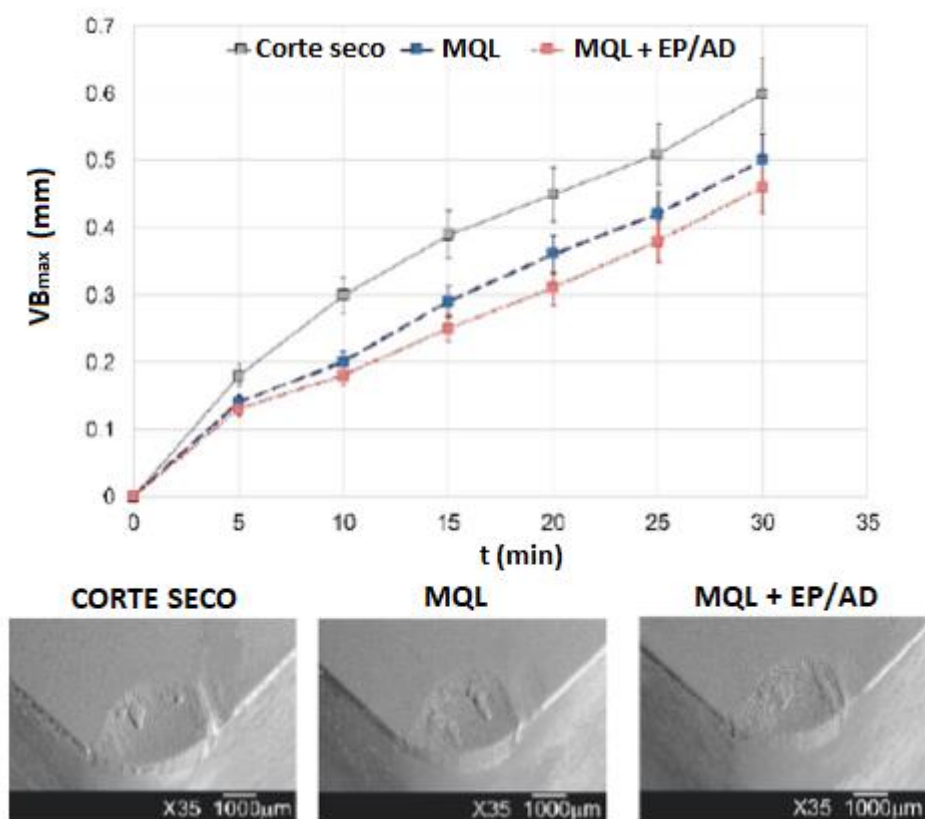


Figura 2.26 – Máximo Desgaste de Flanco (VB_{max}) e Topografia da aresta de corte após o torneamento do aço AISI 1045, ferramenta: metal duro P25, $v_c=150\text{m/min}$, $f=0,1\text{mm/rev}$ e $a_p=0,5\text{mm}$. (Maruda *et al.*, 2018).

No estudo experimental de González *et al.* (2011) foi abordado o efeito do volume de metal removido e da velocidade de corte no desgaste do flanco de dois insertos de metal duro revestidos e um cermet, durante o torneamento de acabamento a seco do aço AISI 1045 a velocidades de corte moderado, intermediário e alto. Foram utilizados os insertos de metal duro com três camadas (TiN, Al_2O_3 e TiCN), duas camadas ((Ti(C,N) e Al_2O_3) e o cermet. A investigação mostrou um efeito significativo da velocidade de corte e do volume de metal usinado no desgaste de flanco, obteve-se o melhor desempenho para a alta velocidade com o metal duro revestido com três camadas e o pior desempenho com o metal duro revestido com duas camadas. Este resultado foi atribuído à camada externa de carbonetos TiCN que proporcionam alta tenacidade à fratura e boa resistência ao desgaste abrasivo, por conseguinte, ele imprime uma melhor resistência ao desgaste de flanco em comparação com a camada de revestimento exterior de Al_2O_3 do metal duro com duas camadas. Conforme Figura 2.27 os insertos de metal duro com duas camadas (M.D.2) e o cermet tiveram a relação

“volume de metal cortado por desgaste de flanco médio (T_v)” reduzidos com o aumento da velocidade de corte ao contrário do metal duro revestido com três camadas (M.D.3) que obteve o desempenho crescente com o aumento da velocidade de corte, os autores não explicaram o motivo para isso, o que pode ser sugerido a temperatura ótima de corte.

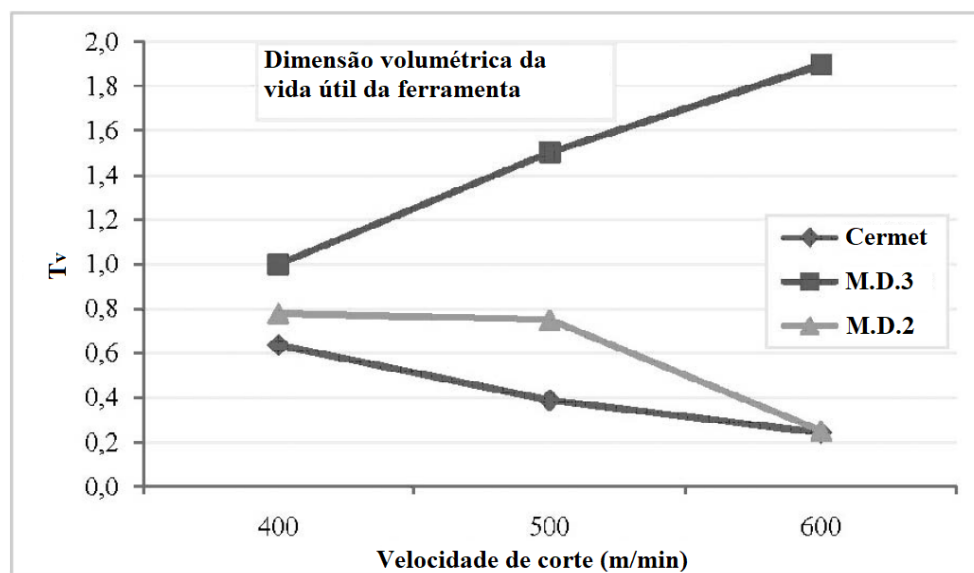


Figura 2.27 – Comparação da vida útil de três insertos (metal duro com 2 e 3 camadas e Cermet) para três v_c no torneamento do aço AISI 1045, $f=0,1$ mm/rev e $a_p=0,5$ mm. (González *et al.*, 2011).

2.7 Ferramenta de Corte (metal duro)

O metal duro, segundo Trent e Wrigth (2000), está disponível comercialmente com teores de cobalto entre 4% e 30% em peso - aqueles com teores de cobalto entre 4% e 12% sendo comumente utilizados para corte de metal - e com grãos de carboneto de tungstênio variando em tamanho entre $0,5 \mu\text{m}$ e $10 \mu\text{m}$, sendo que o desempenho dessas ferramentas de corte é muito dependente da composição e do tamanho dos grãos. As partículas duras desse material são carbonetos de tungstênio, usualmente em combinação com outros carbonetos, como carboneto de tântalo, titânio e nióbio; o cobalto faz a função do ligante.

O aumento de cobalto implica menor dureza, maior resistência à ruptura transversal, e, portanto, maior resistência ao impacto (ou tenacidade), menor módulo de elasticidade, e, conseqüentemente, menor rigidez, nota-se também que o refino de grão melhora a tenacidade em aproximadamente 50%, aumentando também a dureza média, embora piorando as propriedades térmicas (MACHADO *et al.*, 2009).

Tanto a dureza como a resistência à compressão do metal duro diminui em medida que a temperatura é elevada. A temperatura (na qual o metal duro suporta uma tensão de

compressão de 750 MPa) cai se o teor de cobalto for aumentado ou se o tamanho do grão for aumentado. O coeficiente de expansão térmica é baixo - cerca de metade do da maioria dos aços. A condutividade térmica é relativamente alta: uma liga de 6% Co-94% WC tem uma condutividade térmica de 100 W/mK em comparação com 31 W/mK para aço rápido. A resistência à oxidação em temperaturas elevadas é fraca, a oxidação no ar torna-se rápida acima de 600 °C e a 900 °C é realmente muito rápida. Felizmente isso raramente se torna um problema sério com as ferramentas de corte porque as superfícies a altas temperaturas são geralmente protegidas da oxidação (TRENT E WRIGTH, 2000).

Assim, a velocidade de corte ou avanço são frequentemente limitados pela deformação da ferramenta sob pressão de compressão na face de saída. As ferramentas de metal duro podem suportar apenas deformações limitadas, mesmo a temperaturas elevadas, formando-se rachaduras que levam a uma fratura súbita. A falha devido à deformação é mais provável em altas taxas de avanço e ao usinar materiais de alta dureza. O metal duro com baixo teor de cobalto pode ser usado para maior velocidade de corte e avanço devido ao aumento da resistência à deformação (TRENT E WRIGTH, 2000).

2.7.1 Metal duro revestido

Idealmente, o objetivo da aplicação de qualquer revestimento é melhorar as condições tribológicas das interfaces ferramenta-cavaco e ferramenta-peça. Isso pode ser realizado na prática, contudo, se essas condições são conhecidas e, o que é ainda melhor, podem ser controladas. Quando isso não é possível, o mecanismo predominante de desgaste deverá ser identificado e o revestimento adequado capaz de reduzir a severidade deste tipo de desgaste deverá ser selecionado. Às vezes, isto é mais provável para mudar as condições de contato que mudam o mecanismo predominante de desgaste. Por exemplo, quando a difusão é identificada como o predominante mecanismo de desgaste, um revestimento que reduz o atrito de contato (para um dado material da peça) e assim a temperatura na interface considerada, pode ser usado porque a difusão ocorre somente em altas temperaturas de contato (ASTAKHOV, 2006).

Ao contrário das ferramentas de aço rápido revestido, que usam apenas o processo PVD, os metais duros podem receber tanto esse processo como o CVD. Segundo Machado *et al.* (2009) o processo PVD garante a mesma tenacidade do substrato, enquanto o processo CVD diminui essa propriedade, o que causa problemas para a aplicação de ferramentas revestidas pelo processo CVD em cortes interrompidos. A causa dessa redução de tenacidade

está na tensão residual de tração deixada pelo método, enquanto, no método PVD, a tensão residual é de compressão, igual à conseguida no substrato após a retificação.

O revestimento pode ser uma única camada de TiC ou, mais comumente, um triplo revestimento de TiC, TiCN e TiN, e de TiC, Al₂O₃ e TiN, mas existem, registros de ferramentas com até doze camadas de diferentes revestimentos. Cada camada tem uma função específica e a sua associação permite oferecer um material com todas as vantagens possíveis de se obter com a técnica (MACHADO *et al.*, 2009).

Normalmente, a espessura total das camadas de revestimento pode variar entre 4 µm e 12 µm. Camadas muito espessas podem fragilizar a aresta, portanto, um número excessivo de camadas pode ter esse efeito nocivo. Quando se utilizam várias camadas finas intercaladas entre si, a resistência da aresta é consideravelmente maior se comparada com uma camada única de mesma espessura (WERTHEIM *et al.*, 1982).

Um revestimento específico será benéfico se e somente se ele é devidamente usado. Se este é o caso, a vida da ferramenta revestida aumentará 2-3 vezes comparado com a ferramenta não revestida. Além disso, aumento de 10-50% na produtividade tem sido demonstrado em algumas aplicações (ASTAKHOV, 2006).

Mecanismos e progressão do desgaste de flanco de insertos de metal duro sem revestimento, revestido com uma camada de TiAlN aplicado por PVD e revestimento com multicamadas MT-TiCN/Al₂O₃/TiN aplicadas por CVD foram analisadas por Chinchankar e Choudhury (2013) durante o torneamento a seco do aço AISI 4340 temperado. Observações experimentais indicaram que a velocidade limite de corte aumenta de 62 para 200 m/min quando se compara o inserto sem revestimento com o inserto revestido com uma camada e se estende até 300 - 350 m/min quando se utiliza o revestimento de múltiplas camadas.

Boyd e Veldhuis (2017) realizaram testes de torneamento sem fluido de corte em aço AISI 1045 e também com auxílio de um tribômetro em insertos de metal duro revestidos e não revestidos. Os insertos utilizados eram compostos de 93% em peso de WC, 6% em peso de Co e 1% em peso de outros carbonetos (Ti, Ta), foram utilizados três tipos de revestimentos depositados por PVD: TiN, TiAlCrSiYN/TiAlCrN e ZrN/NbN. As forças de corte, o tamanho da aresta postiça de corte (APC) e as características dos cavacos (comprimento, diâmetro de curvatura e cor) foram relacionadas às medidas do coeficiente de atrito obtido de um tribômetro personalizado. Em velocidades de corte mais altas, temperaturas maiores e maior amaciamento térmico do material de trabalho na interface da ferramenta-cavaco parecem ser responsáveis por reduções na força de corte e tamanho da APC, que está ligado à condutividade térmica dos revestimentos. Além disso, a delaminação

de certos revestimentos foi observada tanto durante testes de corte como em testes de tribômetro, sugerindo o potencial mérito do tribômetro como método de seleção de revestimentos para adequada adesão do substrato.

2.8 Considerações Parciais

Os trabalhos citados na revisão bibliográfica evidenciaram a relevância dos parâmetros de usinagem no desgaste da ferramenta, rugosidade, força e temperatura. Sendo a temperatura o parâmetro mais adequado para correlacionar ao desgaste, foram apresentados alguns trabalhos da aplicação da Lei de Makarow (Astakhov, 2006; Sheng, 2014; Sheng *et al.*, 2017; Hao *et al.*, 2015 e Anukhin *et al.*, 2015) correlacionando o menor desgaste, menor taxa de desgaste e menor profundidade de camada endurecida com a “temperatura ótima de corte”. Estes trabalhos comprovaram a existência de tal temperatura que permaneceu praticamente constante independente de como foi obtida.

No entanto, estes trabalhos bem como a teoria da Lei de Makarow por Astakhov (2006) não mencionaram a influência dos revestimentos dos insertos na temperatura ótima de corte (θ_{opt}). Conforme apontado por González *et al.* (2011) por meio da Figura 2.27, dois insertos de metal duro revestidos (diferindo entre eles apenas o número e tipo de camadas de revestimento) tiveram comportamentos opostos em relação ao desgaste da ferramenta com o aumento da velocidade de corte, conseqüentemente aumento da temperatura. Ilustrando assim a importância do revestimento na determinação da θ_{opt} .

Além disso, não foram encontrados trabalhos com a aplicação do método proposto por Silin (*apud* Astakhov, 2006) para determinar a temperatura ótima de corte a partir da menor força de corte estabilizada. Também não foram encontrados os trabalhos originais de Makarow (1976) e Silin (1979) para identificar as características das ferramentas utilizadas em seus experimentos.

A temperatura ótima de corte é obtida a partir da temperatura média de corte na interface cavaco-ferramenta, segundo Astakhov (2006) para medição desta temperatura é recomendado o método termopar ferramenta-peça, porém nos artigos de Anukhin *et al.* (2015) e Sheng *et al.* (2017) a θ_{opt} foi determinada por meio de medições de temperatura por radiação infravermelha, este último combinando com uma equação empírica.

Foram apresentadas três causas possíveis para explicar o fenômeno metalúrgico envolvido na temperatura ótima de corte, todas elas apontam para uma queda da ductilidade do material da peça na faixa de temperatura correspondente a θ_{opt} . Uma das causas foi

proposta por Astakhov (2006) que evidencia o aparecimento de vazios nos contornos de grão, provocadas pelo empilhamento de discordâncias nessa região. As outras causas apontam para precipitações de MnS e casos mais específicos, a formação de óxidos de alumínio complexos, provocando a fragilização do aço.

3 METODOLOGIA

Neste capítulo serão descritas as etapas utilizadas para realização dos experimentos, os materiais utilizados, as informações sobre os equipamentos, normas aplicadas e métodos adotados nessa pesquisa. Os experimentos foram realizados conforme o fluxograma apresentado na Figura 3.1. Os ensaios foram conduzidos no Laboratório de Usinagem e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, com exceção do tratamento térmico dos corpos de prova, análise química, pesagem e geração das imagens dos insertos.

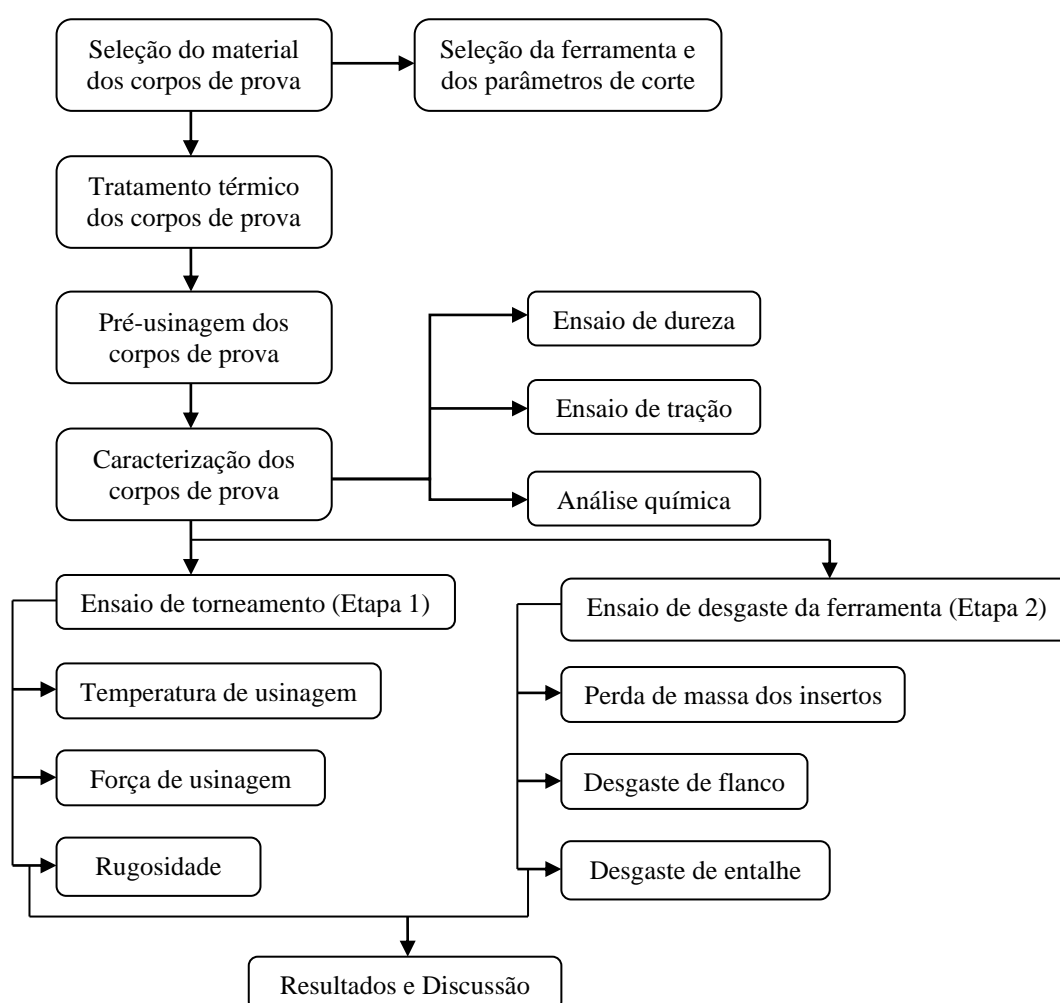


Figura 3.1 – Fluxograma do procedimento experimental. (Autor, 2019).

3.1 Materiais

Foram utilizados neste estudo 6 corpos de prova (\varnothing 76 x 300) mm confeccionados em aço ABNT 1045 laminado a quente, amplamente utilizado na fabricação de rodas e equipamentos ferroviários, engrenagens, virabrequins e outras peças de máquinas que necessitem de razoável resistência mecânica e ao desgaste. Esse aço, segundo a NBR NM 172 (2000), é classificado como aço para construção mecânica e de acordo com a norma NBR NM 87 (2000), que estabelece as composições químicas dos aços para construção mecânica, o aço ABNT 1045 deve apresentar a faixa de composição química descrita na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Faixa de composição química do aço ABNT 1045 (% em massa)

C (%)	Mn (%)	P máx. (%)	S máx. (%)
0,43 – 0,50	0,60 – 0,90	0,040	0,050

Fonte – NBR NM 87 (2000).

3.2 Ferramenta

Para os ensaios de usinagem foram utilizados insertos de toronar de metal duro revestido da empresa *Mitsubishi Materials* com geometria CNMG120408-MA (Figura 3.2), classificação ISO P20 a P30, classe VP15TF (Figura 3.3), revestimento (Al, Ti)N pela técnica PVD e suporte com geometria PCLNR 2020K-12. De acordo com Mitsubishi Materials (2018) o inserto é empregado na usinagem média a desbaste de aço carbono e aço liga com os parâmetros de corte recomendados conforme Tabela 3.2.

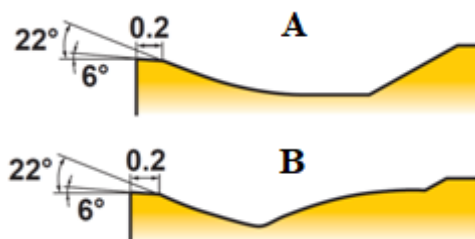


Figura 3.2 – Perfil da ferramenta (vistas em corte): A – paralelo à superfície principal de folga e B – paralelo à superfície secundária de folga. (Mitsubishi Materials, 2018).



Figura 3.3 – Características da classe VP15TF. (Adaptado de Mitsubishi Materials, 2018).

Tabela 3.2 – Parâmetros de corte recomendados

Velocidade de corte [m/min]	90 – 160
Avanço [mm/rev]	0,2 – 0,5
Profundidade de corte [mm]	0,3 – 4,0

Fonte – Mitsubishi Materials (2018).

3.3 Tratamento térmico dos corpos de prova

Os corpos de prova foram tratados termicamente pelo processo de recozimento pleno com a finalidade de deixar a microestrutura do material mais homogênea, contínua e isotrópica. Assim, o material fica em uma condição adequada, como se estivesse em um patamar fundamental inicial.

O tratamento térmico ocorreu no Laboratório de Conformação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais em um forno termoelétrico, fabricante *Linn Elektro Therm* modelo *KK-260* com temperatura máxima até 1340 °C. O recozimento pleno foi realizado em temperatura de patamar de 840 °C durante duas horas e quarenta e cinco minutos. O resfriamento dos corpos de prova ocorreu dentro do próprio forno até a temperatura ambiente. A definição destes parâmetros teve como base ASM Handbook Heat Treating (1991) que levou em consideração a medida da seção transversal do aço ABNT 1045. Após a etapa de tratamento térmico, os corpos de prova foram torneados para remoção da camada de óxido.

3.4 Caracterização dos corpos de prova

Com os corpos de prova já tratados termicamente foi feita a caracterização do aço ABNT 1045 recozido que constituiu na realização dos ensaios de dureza, tração e análise química.

Realizou-se a análise da dureza do material por meio do medidor de dureza Rockwell, fabricante *Starrett* modelo *3814 - Analog Hardness Tester*. Durante os ensaios utilizou-se uma esfera de aço endurecido de 1,5875 mm de diâmetro, pré-carga de 10 kgf e carga de ensaio de 100 kgf. Os procedimentos do ensaio foram seguidos conforme a norma ISO 6508-1 (2005).

Foram preparadas três amostras de ($\varnothing 75 \times 25$) mm, para cada amostra foram realizadas nove medidas, medindo-se do centro até a borda, o valor médio obtido é indicado na Tabela 3.3.

Para o ensaio de tração, o equipamento utilizado foi a máquina de ensaio de tração *Shimadzu* modelo *AUTOGRAPH – AG-IS 100kN* conectada a um computador, o software utilizado para aquisição dos sinais foi o *TRAPEZIUM2 Version 2.24* e posteriormente os dados coletados foram exportados para o *Microsoft Excel 2003*.

Os procedimentos do ensaio e as dimensões dos corpos de prova de tração foram definidos segundo a norma ISO 6892-1 (2009). Dois corpos de prova foram preparados pelo processo de torneamento, o diâmetro de teste foi de 5 mm e o comprimento de medida original de 25 mm, ver Figura 3.4. Os resultados deste ensaio são apresentados na Tabela 3.3.

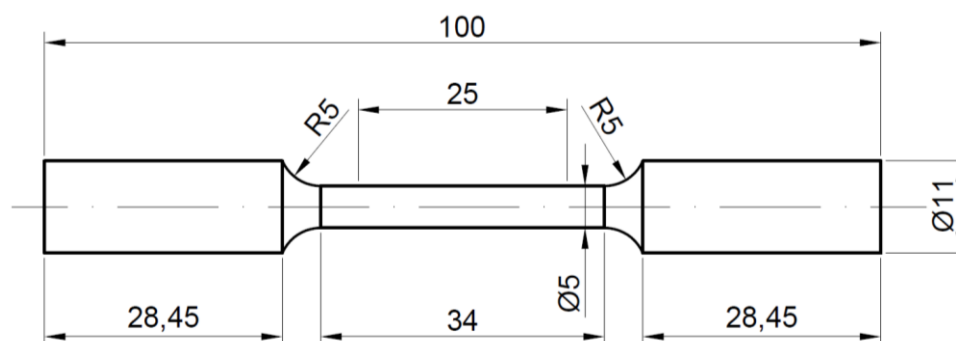


Figura 3.4 – Corpo de prova do ensaio de tração. (Autor, 2019).

Tabela 3.3 – Caracterização dos Corpos de Prova

Dureza Rockwell B	85 ± 4 HRB
Resistência à tração (R_m)	636 ± 14 MPa
Máxima tensão verdadeira	780 ± 23 MPa
Alongamento percentual após ruptura	16%

Fonte – Autor (2019).

Segundo ASM Handbook Heat Treating (1991), o aço ABNT 1045 com o tratamento térmico de recozimento pleno apresenta dureza entre (81 – 94,5) HRB e resistência a tração com valores em torno de 675 MPa. Portanto, os resultados apresentados na Tabela 3.3 são típicos de um aço ABNT 1045 recozido.

A análise química por espectrometria de emissão ótica dos corpos de prova foi realizada no Laboratório de Ensaio e Análises em Materiais (LAMAT) do Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial (SENAI) em Itaúna, Minas Gerais. Os procedimentos da análise foram seguidos conforme as normas ASTM E 415, ASTM E 1086 e ASTM A 751, o equipamento utilizado foi o espectrômetro de emissão ótica *Spectrolab* modelo 98416, o resultado é apresentado na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Composição química dos corpos de prova

C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Cr (%)	Mo (%)	Ni (%)	Al (%)	Cu (%)
0,48	0,15	0,70	0,03	0,02	0,10	0,02	0,07	0,01	0,29

Fonte – LAMAT (2019).

3.5 Ensaio de temperatura, força e rugosidade no torneamento (Etapa 1)

Foram utilizados dois corpos de prova de (\varnothing 76 x 300) mm para realização desta etapa, os ensaios de usinagem foram realizados em um torno *CNC ROMI* modelo *Centur 30s* (5,5 kW de potência e rotação máxima de 3500 rpm, com comando numérico Mach 9). A montagem do experimento pode ser vista na Figura 3.5.

Na Etapa 1 foram realizados os ensaios de temperatura, força e rugosidade no torneamento, para tanto foram escolhidos os parâmetros de usinagem (Tabela 3.5). A partir da Figura 3.6 foram determinados a profundidade de corte e os avanços nos ensaios, os parâmetros escolhidos estão dentro da área destacada do gráfico. As velocidades de corte recomendadas são (90 – 160) m/min, ver Tabela 3.2, porém foram escolhidos valores mais altos de v_c de modo que houvesse uma estabilização das forças de corte nos avanços utilizados, conforme Figura 2.5.

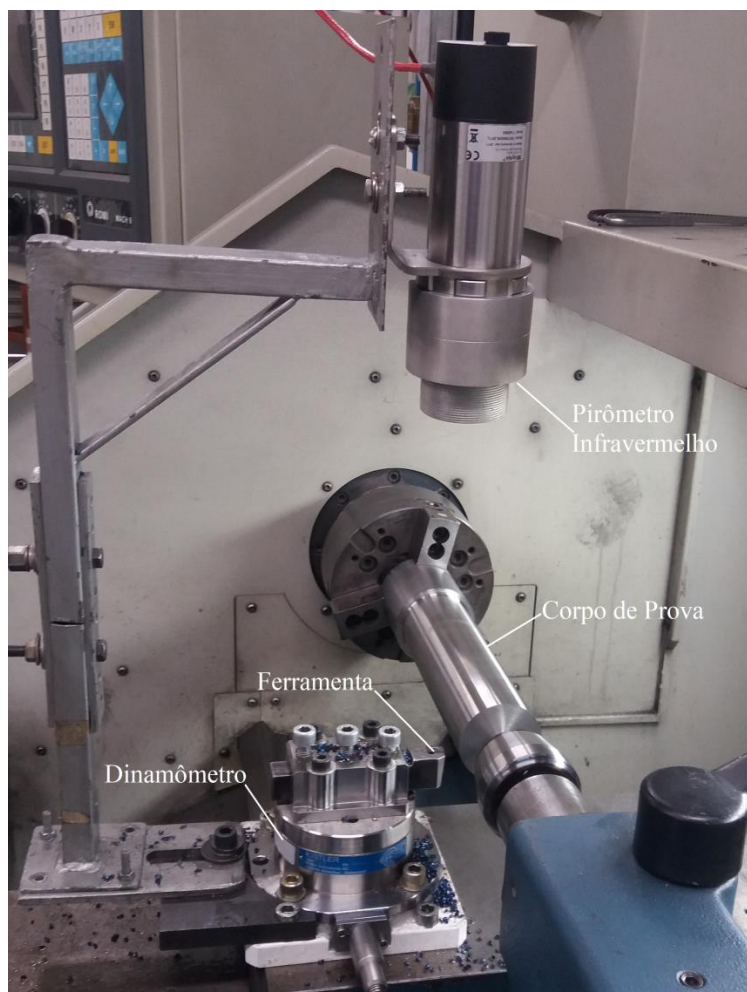


Figura 3.5 – Arranjo do experimento – Etapa 1. (Autor, 2019).

Tabela 3.5 – Parâmetros de corte utilizados nos ensaios – Etapa 1

Velocidades de corte [m/min]	70 – 110 – 150 – 190 – 230 – 270 – 310 – 350 – 390
Avanços [mm/rev]	0,2 – 0,3 – 0,4 – 0,5
Profundidade de corte [mm]	1,0

Fonte – Autor (2019).

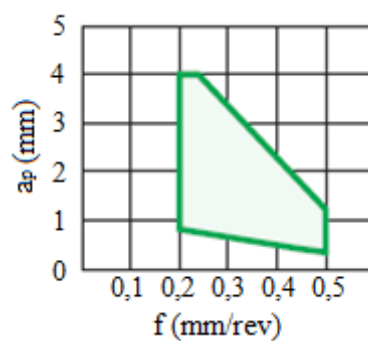


Figura 3.6 – Recomendações para usinagem média de aço carbono de geometria de inserto MA - profundidade de corte (a_p) em função do avanço (f). (Mitsubishi Materials, 2018).

Ao todo foram realizados setenta e dois (72) ensaios, sendo uma réplica para cada, combinando todas as velocidades de corte com todos os avanços listados na Tabela 3.5. Em cada ensaio foi medida, em uma mesma operação de torneamento, a temperatura e força de corte, ao término da operação o corpo de prova era retirado do torno e realizavam-se as medições de rugosidade em uma bancada.

Foi observado por meio de testes que 5 s de tempo de corte eram suficientes para a estabilização da força e temperatura na operação de torneamento. Por segurança foi definido então um tempo de corte (t_c) de 10 s. Para manter constante este tempo em cada ensaio, foi utilizada a Equação 3.1, onde o valor do percurso de avanço (L_f) (Figura 3.7) era calculado em função dos parâmetros de corte e diâmetro momentâneo (D) do corpo de prova. Com este valor calculado ajustava-se o programa no torno CNC em cada ensaio.

Para amenizar a influência do desgaste do inserto nos resultados, foi definido que a cada quatro ensaios, ou seja, aproximadamente 40 s de tempo de corte, a aresta do inserto era trocada. Além disso, para diminuir a flexão do corpo de prova durante a usinagem e possíveis vibrações o diâmetro menor torneado foi de 40 mm.

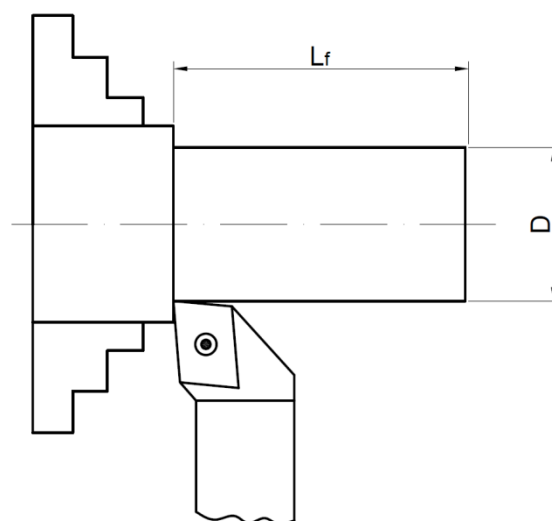


Figura 3.7 – Percurso de avanço (L_f). (Autor, 2019).

$$L_f [mm] = \frac{v_c [m/min] \cdot 1000 \cdot f [mm/rev] \cdot t_c [s]}{\pi \cdot D [mm] \cdot 60} \quad (3.1)$$

3.5.1 Obtenção da temperatura de usinagem

Para a coleta de dados da temperatura, utilizou-se um pirômetro infravermelho *Raytek* modelo *MM2ML* com faixa de operação de 300°C a 1100°C e tempo de resposta de 2 ms. O software utilizado para aquisição do sinal de temperatura foi o *Multidrop Rev.5.3.1* criado pela *Data Temp*.

Pode ser visto na Figura 3.5 que um suporte para prender o pirômetro foi fixado junto ao carro transversal do torno, de modo a garantir rigidez ao equipamento e a correta posição do foco. O ponto focal está direcionado sobre a ponta do inserto na superfície de saída, como pode ser observado na Figura 3.8 (direção circunferencial). O tamanho do ponto focal é determinado através da relação 300:1 (distância focal por diâmetro do ponto), assim com a distância focal ajustada em torno de 300 mm, o diâmetro do ponto focal foi de aproximadamente 1 mm.

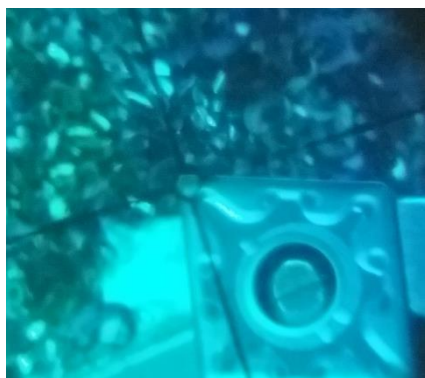


Figura 3.8 – Ponto focal do pirômetro – Etapa 1. (Autor, 2019).

Para realizar a medição da temperatura por radiação infravermelha é necessário saber a emissividade da superfície analisada. Tendo em vista que a medição foi feita na direção circunferencial, ou seja, medindo-se a temperatura da superfície livre do cavaco no momento de sua formação, foi necessário conhecer a emissividade do material do corpo de prova.

Conforme exposto no subitem 2.3.1, a emissividade de um material varia com a temperatura e outros parâmetros como a geometria da superfície e grau de oxidação. Baseando-se nisso, e tendo como referência a pesquisa de Heigel e Whitenton (2010) citada também no subitem 2.3.1, foi adotada neste presente trabalho a emissividade de 0,77 em todos os ensaios de temperatura. Essa emissividade foi obtida na temperatura de 570°C de um cavaco do aço AISI 1045, essa temperatura se aproxima das temperaturas encontradas durante os ensaios.

3.5.2 Obtenção das forças de usinagem

Para medição das forças de usinagem durante o torneamento, foi utilizado o dinamômetro *Kistler* modelo 9272 conectado ao amplificador multicanal também da *Kistler* modelo 5073A. Através do software *ManuWare* da *Kistler*, instalado em um computador de processador Intel i5-2500 e conectado ao amplificador, foram ajustados os limites máximos das forças e definidos os fatores de conversão de volts para newtons. Para a aquisição de dados utilizou-se a placa da *National Instruments* – modelo *USB-6366* conectada ao amplificador e ao computador, o software utilizado para aquisição do sinal de força em volts foi o *NI LabView SignalExpress 2013* e posteriormente os dados coletados foram exportados para o *Microsoft Excel 2007*, a taxa de aquisição de dados foi de 240 Hz. Um modelo esquemático desse arranjo pode ser visto na Figura 3.9.

Durante o torneamento foi realizada a aquisição dos sinais de força de usinagem nas três direções básicas que agem diretamente na cunha cortante, são elas: F_c – força de corte, F_f – força de avanço e F_p – força passiva.

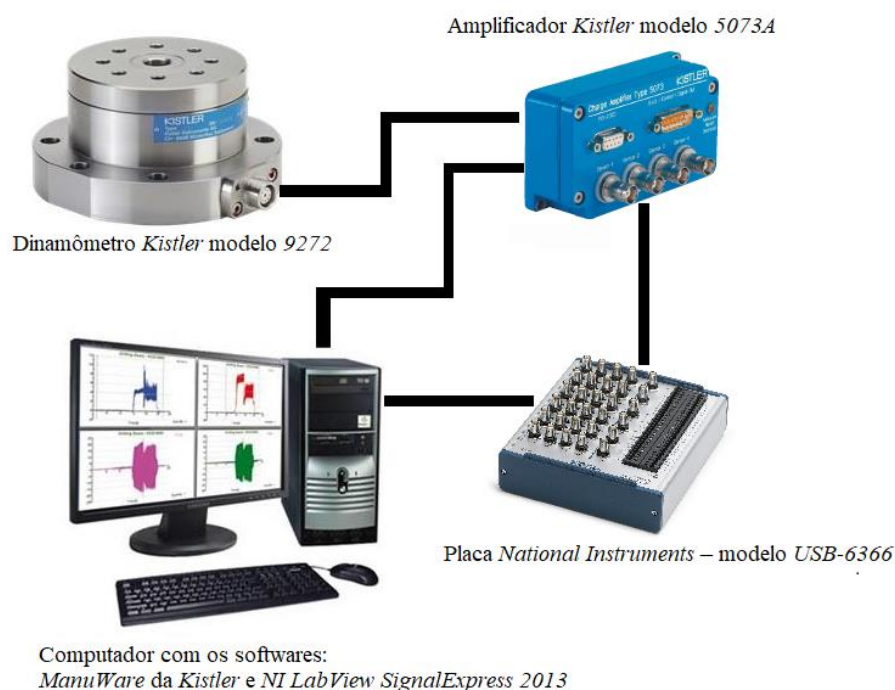


Figura 3.9 – Modelo esquemático da obtenção das forças de usinagem – Etapa 1. (Adaptado de Oliveira, 2016).

3.5.3 Obtenção da rugosidade

As medições da rugosidade foram coletadas com um rugosímetro portátil *Taylor Hobson*, modelo *Precision Surtronic 25*. O parâmetro de rugosidade superficial R_a (desvio aritmético médio) foi medido em cada superfície usinada em três posições diferentes, afastadas 120° umas das outras e o valor médio foi calculado. Foi empregado o comprimento de amostragem de 2,5 mm com o comprimento de avaliação de 12,5 mm (recomendados para os valores de R_a entre 2 e 10 μm) e o comprimento de amostragem de 0,8 mm com o comprimento de avaliação de 4 mm (para os valores de R_a entre 0,1 e 2 μm), estando de acordo com a Norma ISO 4288 *apud* manual do rugosímetro Taylor Hobson (2004). A fim de aferir o equipamento, o rugosímetro foi ajustado com um padrão antes da medição. A montagem da medição da rugosidade pode ser vista na Figura 3.10.

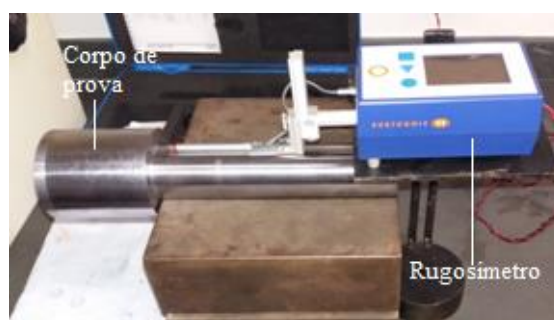


Figura 3.10 – Medição da rugosidade – Etapa 1. (Autor, 2019).

3.6 Ensaio de desgaste da ferramenta (Etapa 2)

Para realização dos ensaios de desgaste foram utilizados quatro corpos de prova de (\emptyset 76 x 300) mm, os ensaios de usinagem foram realizados no mesmo torno da Etapa 1, bem como a mesma ferramenta de toronar (suporte e insertos). Tendo em vista que o teste de desgaste consome muito material e tempo, se tornando caro, conforme citado no subitem 2.1.1, foram escolhidas apenas quatro v_c e um avanço, ver Tabela 3.6, dentre os parâmetros de corte utilizados na da Etapa 1.

Tabela 3.6 – Parâmetros de corte utilizados no ensaio de desgaste – Etapa 2

Velocidades de corte [m/min]	70 – 110 – 230 – 350
Avanço [mm/rev]	0,3
Profundidade de corte [mm]	1,0

Fonte – Autor (2019).

O avanço de 0,3 mm/rev foi escolhido para ter como base para comparações dos resultados o gráfico da Figura 3.11, velocidade de corte x vida da ferramenta – classe VP15TF, realizado pela fabricante da ferramenta Mitsubishi Materials (2019), no torneamento a seco do aço AISI 1045 utilizando um inserto com as mesmas características dos insertos empregados neste presente trabalho. As velocidades de corte foram selecionadas a partir da $v_c = 350$ m/min e com um intervalo entre elas de 120 m/min, com exceção da $v_c = 70$ m/min, menor v_c do ensaio da Etapa 1.

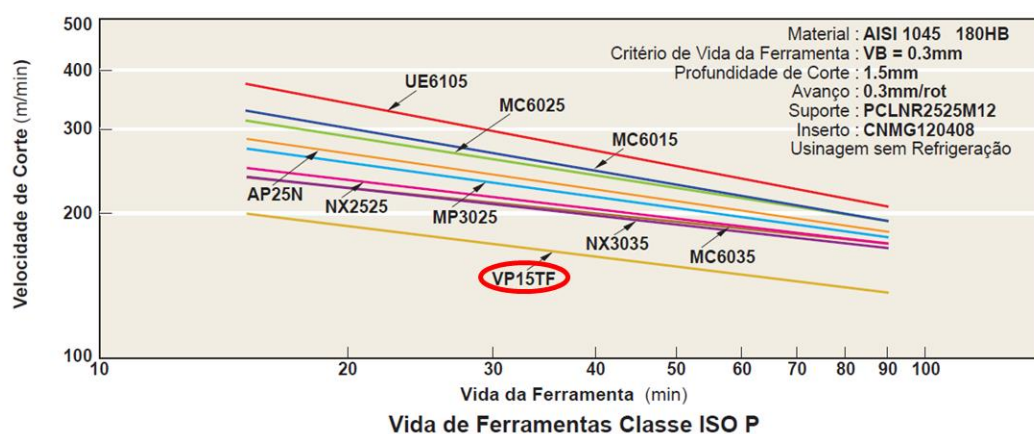


Figura 3.11 – Velocidade de corte x vida da ferramenta – classe VP15TF. (Mitsubishi Materials, 2019).

Para comparar o desgaste obtido em cada v_c , foi definido o mesmo comprimento total de contato (L), consequentemente, o mesmo volume usinado. O percurso de avanço (L_f) foi de 280 mm, o diâmetro inicial dos corpos de prova foi de 74 mm e diâmetro final de 30 mm. A partir destes dados, foram calculados por meio da Equação 3.2 o comprimento total de contato (L) de cada teste, onde (r) é o raio momentâneo da barra em [mm], também foi calculado utilizando a Equação 3.3 o tempo de corte (t_c). Para cada teste, ou seja, para cada v_c foi utilizado um inserto e apenas uma aresta de corte (sem réplicas).

$$L [m] = \sum_{r=15}^{37} \frac{2\pi \cdot r \cdot L_f}{f \cdot 1000} \quad (3.2)$$

$$t_c [min] = \sum_{r=15}^{37} \frac{2\pi \cdot r \cdot L_f}{f \cdot 1000 \cdot v_c} \quad (3.3)$$

A medição do desgaste se deu de três maneiras: por meio da perda de massa dos insertos, da medição do desgaste de flanco e desgaste de entalhe. Devido às contaminações

presentes na superfície dos insertos após a operação de torneamento, foi necessário realizar uma limpeza ultrassônica a fim de não interferir na medição do desgaste. O procedimento dessa limpeza foi deixar os insertos em uma solução de 90% de água deionizada Milli-Q e 10% de ácido nítrico 65% P.A. dentro do equipamento ultrassônico *Soni-Tech* modelo *SoniTop 404A* por 3 minutos.

O equipamento utilizado para medir a perda de massa dos insertos foi uma balança de precisão *Shimadzu* modelo *AX200*, carga máxima 200 g e resolução de 0,1 mg, os insertos foram pesados antes dos testes e após o procedimento de limpeza.

Para as medições dos desgastes de flanco e entalhe foi utilizado um estereomicroscópio binocular *Olympus* modelo *SZ61*, ampliação máxima de 4,5 x, com uma câmera acoplado a um computador. Com as imagens obtidas por meio do estereomicroscópio, as medições dos desgastes foram feitas com o auxílio do software *AxioVision Rel. 4.8 2012* e também das imagens de uma régua de calibração microscopia geradas na mesma ampliação dos insertos desgastados. A definição das zonas de medições, bem como os critérios dos desgastes de flanco e entalhe, foram estabelecidos conforme a norma ISO 3685 (1993).

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Este capítulo foi fundamentado nos ensaios realizados e na revisão bibliográfica e será apresentado em duas etapas: 1ª Etapa – ensaios da temperatura, força e rugosidade no torneamento e 2ª Etapa – ensaio de desgaste da ferramenta. Os resultados foram expostos de modo a facilitar comparações com as pesquisas referenciadas e também contrapor com os objetivos pretendidos.

4.1 Temperatura, força e rugosidade no torneamento (Etapa 1)

4.1.1 Temperatura e forças de usinagem

A fim de atestar a existência de uma temperatura ótima de corte pelo método proposto por Silin (*apud* Astakhov, 2006), a partir da mínima força de corte estabilizada, e também identificar velocidades ótimas de corte, foram apresentados em conjunto nesta etapa os resultados da temperatura e forças de usinagem.

Na Figura 4.1 é apresentado o gráfico da força de corte e temperatura de usinagem em função de uma ampla gama de velocidades de corte, onde foi possível observar certa estabilização das forças de corte nos avanços estudados. As linhas verticais pontilhadas indicam as velocidades de corte correspondentes com o início dessa estabilização e foram determinadas por meio de uma análise visual, a partir destas linhas as forças de corte em média se tornam aproximadamente constantes.

Conforme demonstrado na Figura 4.1 por meio das linhas pontilhadas horizontais, foram encontradas distintas temperaturas de corte para as v_c correspondentes ao início da estabilização das forças. Verifica-se que essas temperaturas aumentaram com o avanço e para os pares de avanços (0,2 e 0,3) mm/rev e (0,4 e 0,5) mm/rev essas temperaturas foram próximas, ver Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – v_c e Temp. associados ao início da estabilização das F_c

Avanço [mm/rev]	v_c [m/min] da F_c estabilizada	Temp. [°C] da F_c estabilizada
0,5	240	460
0,4	250	442
0,3	190	410
0,2	200	402

Fonte – Autor (2019).

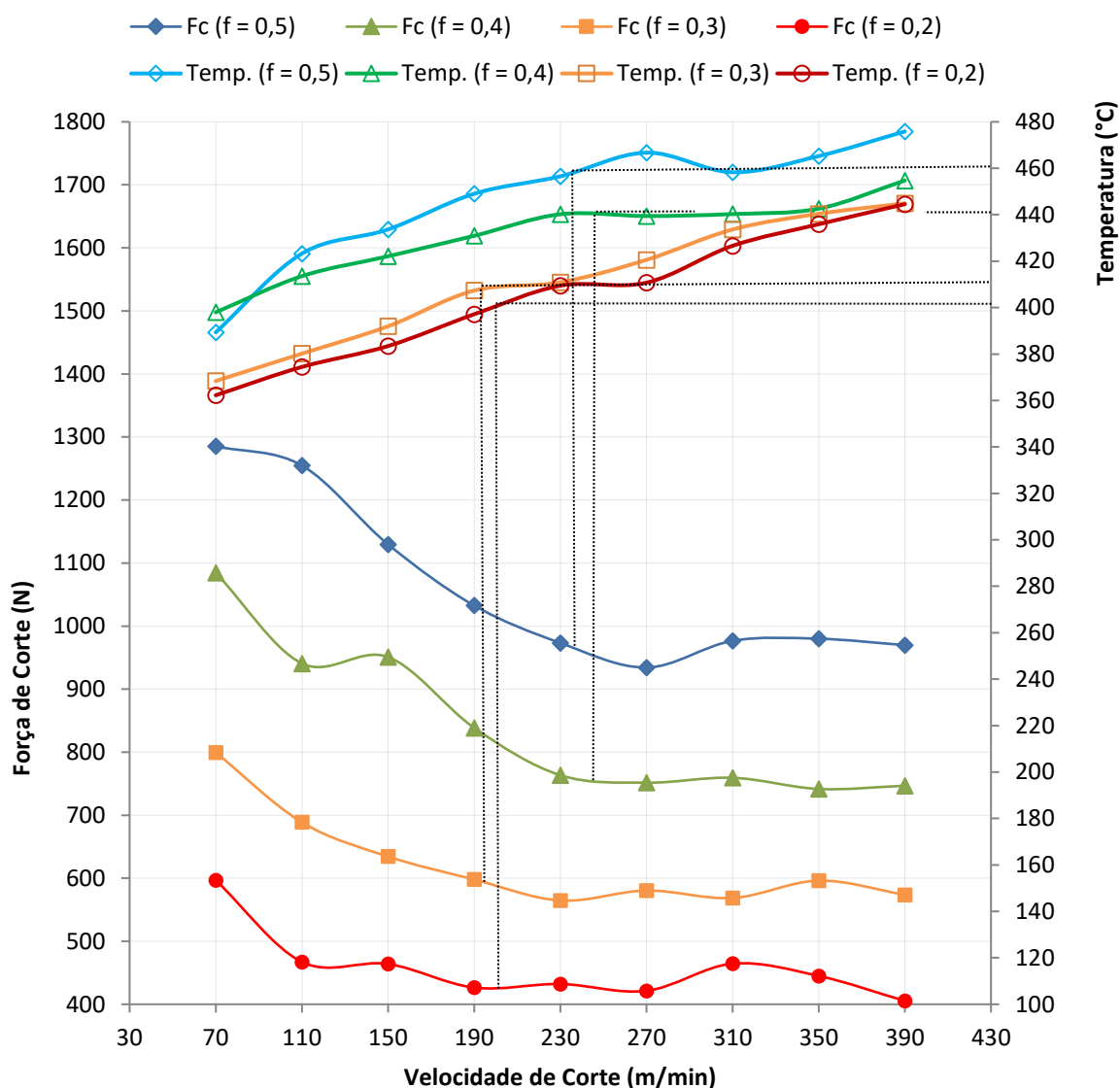


Figura 4.1 – Relação entre velocidade de corte e temperatura e força de corte (F_c) para os avanços de 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 mm/rev e $a_p = 1$ mm. (Autor, 2019).

Do mesmo modo como retratado anteriormente para a força de corte, nas Figuras 4.2 e 4.3 são apresentados os resultados das temperaturas, força de avanço e passiva em função da velocidade de corte. Apesar do método proposto por Silin (*apud* Astakhov, 2006) não mencionar essas forças (avanço e passiva), o objetivo desses gráficos é o mesmo.

Com exceção das curvas F_f ($f=0,2$) e F_p ($f=0,2$), onde as forças tiveram apenas pequenas variações, foi observado também mediante as Figuras 4.2 e 4.3 distintas temperaturas de corte para as v_c correspondentes ao início da estabilização das forças. Constatou-se que as v_c correspondentes ao início da estabilização das forças, ou seja, possíveis velocidades ótimas de corte ($v_{c_{opt}}$) foram próximas para as três componentes da força de usinagem nos avanços

estudados, ver Tabela 4.2. Além disso, essas possíveis ($v_{c\text{opt}}$) tiveram os valores acima das velocidades de corte recomendadas pelo fabricante dos insertos de 90 a 160 m/min.

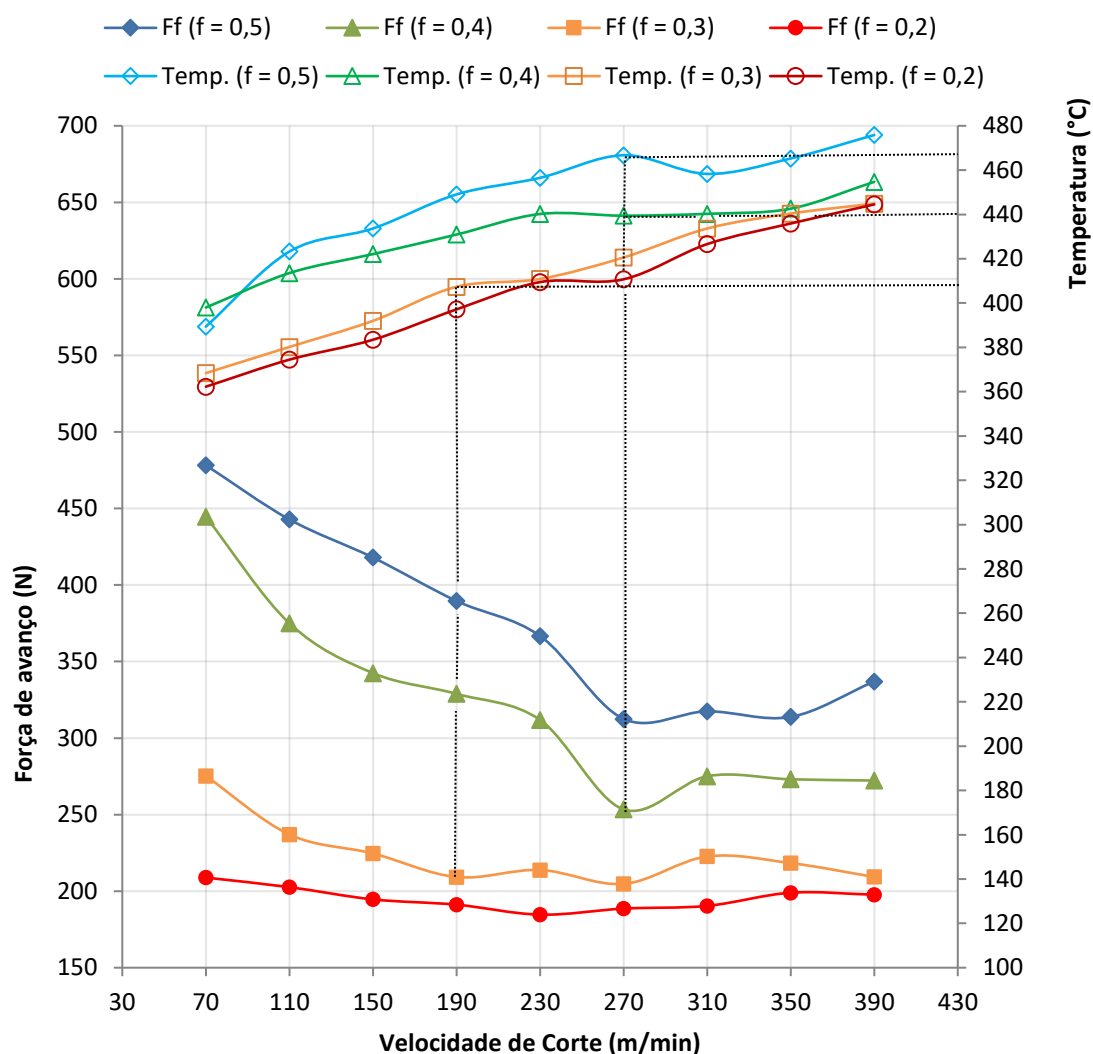


Figura 4.2 – Relação entre velocidade de corte e temperatura e força de avanço (F_f) para os avanços de 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 mm/rev e $a_p = 1$ mm. (Autor, 2019).

Tabela 4.2 – Comparação entre as possíveis $v_{c\text{opt}}$ das forças de usinagem estabilizadas

Avanço [mm/rev]	$v_{c\text{opt}} (F_c)$ [m/min]	$v_{c\text{opt}} (F_f)$ [m/min]	$v_{c\text{opt}} (F_p)$ [m/min]
0,5	240	270	270
0,4	250	270	270
0,3	190	190	190
0,2	200	-	-

Fonte – Autor (2019).

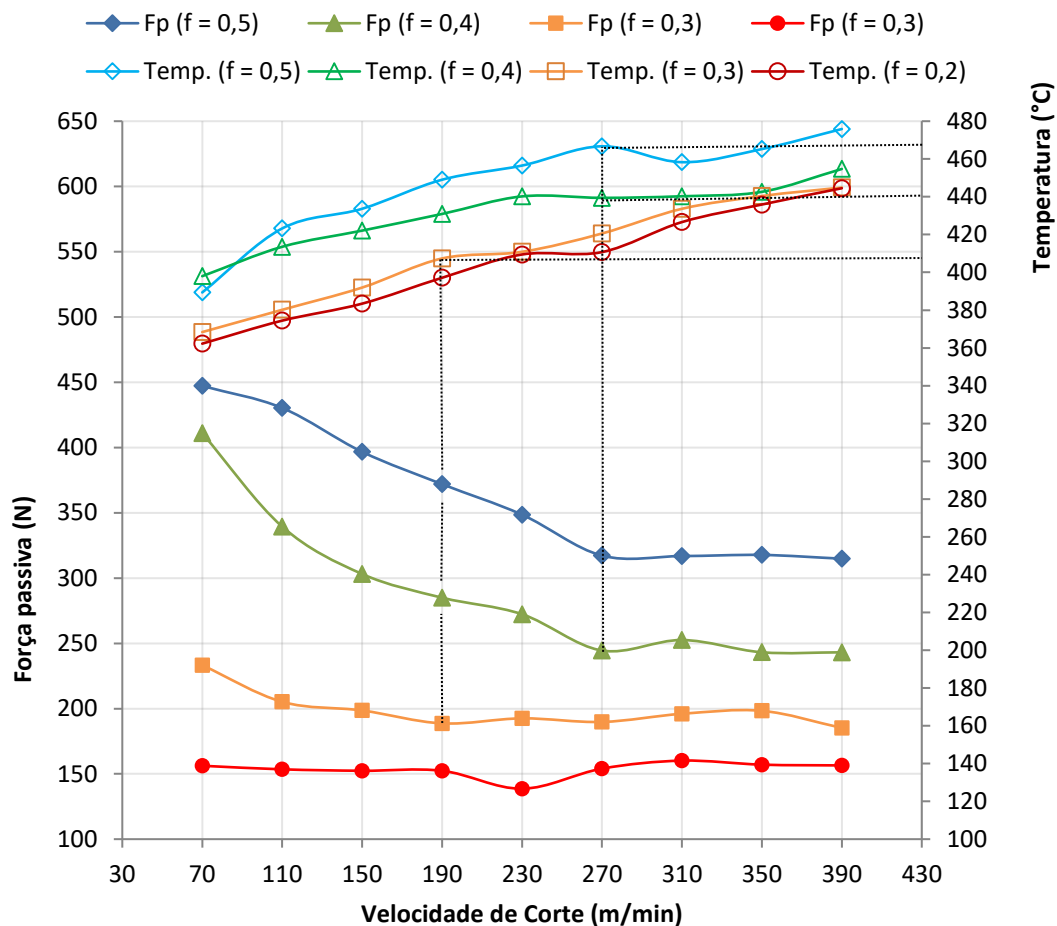


Figura 4.3 – Relação entre velocidade de corte e temperatura e força passiva (F_p) para os avanços de 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 mm/rev e $a_p = 1$ mm. (Autor, 2019).

Os desvios padrão das medições das temperaturas obtidos nos ensaios com uma réplica são apontados na Tabela 4.3. Foi encontrado um desvio padrão médio de 0,6% em relação às temperaturas médias, o maior desvio padrão foi de 2,9%. Segundo Raytec (2007), manual do fabricante do pirômetro infravermelho utilizado nos ensaios, o instrumento apresenta uma precisão de $\pm (0,3\% \text{ da leitura} + 2^\circ\text{C})$ no intervalo de medição de (300 a 1100)°C. Portanto, a incerteza do instrumento pode ter sido significativa na dispersão encontrada, pois estão na mesma ordem de grandeza.

Tabela 4.3 – Resultados da temperatura média e desvio padrão

v_c	Temp. (f = 0,5)		Temp. (f = 0,4)		Temp. (f = 0,3)		Temp. (f = 0,2)	
	Temp. [C°] Média	Desv. Pad.	Temp. [C°] Média	Desv. Pad.	Temp. [C°] Média	Desv. Pad.	Temp. [C°] Média	Desv. Pad.
70	389	1,4 %	398	0,9 %	368	0,2 %	362	0,6 %
110	423	0,7 %	414	0,1 %	380	0,4 %	374	0,2 %
150	434	0,4 %	422	2,9 %	392	0,6 %	383	0,1 %
190	449	0,4 %	431	0,8 %	407	0,4 %	397	0,8 %
230	457	0,7 %	440	0,2 %	411	1,1 %	409	0,4 %
270	467	0,4 %	439	0,1 %	421	0,6 %	411	1,0 %
310	458	0,5 %	440	0,1 %	434	0,2 %	427	0,3 %
350	465	0,9 %	443	0,3 %	440	0,3 %	436	0,2 %
390	476	0,6 %	455	0,7 %	445	1,0 %	445	0,9 %

Fonte – Autor (2019).

Os desvios padrão das medições das forças de usinagem também foram calculados, obtendo um desvio padrão médio ($\sigma_{\text{méd.}}$) de 3,3% e maior desvio padrão (σ_{maior}) 9,3% para as forças de corte, ver Tabela 4.4. As forças de avanço e passiva apresentaram resultados similares, $\sigma_{\text{méd.}} = 2,2\%$ e $2,4\%$, $\sigma_{\text{maior}} = 12,2\%$ e $11,2\%$, respectivamente. De acordo com os manuais do dinamômetro Kistler (2008) e amplificador Kistler (2012), os instrumentos apresentam uma precisão de 2% e 0,5%, respectivamente, estes valores não inclui erros devido a fontes externas, adaptações mecânicas dos sensores e influências do meio ambiente. Assim como na medição da temperatura, a precisão dos instrumentos e desvio padrão médio tiveram valores próximos.

Tabela 4.4 – Resultados da força de corte média e desvio padrão

v_c	Fc (f = 0,5)		Fc (f = 0,4)		Fc (f = 0,3)		Fc (f = 0,2)	
	Fc [N] média	Desv. Pad.	Fc [N] média	Desv. Pad.	Fc [N] média	Desv. Pad.	Fc [N] média	Desv. Pad.
70	1285	3,8 %	1085	4,7 %	800	6,0 %	597	6,6 %
110	1255	4,1 %	941	9,3 %	689	4,1 %	467	7,8 %
150	1130	7,3 %	951	1,2 %	634	8,3 %	464	1,3 %
190	1033	0,5 %	839	3,3 %	598	3,0 %	426	2,0 %
230	973	1,7 %	763	4,4 %	565	2,7 %	432	0,9 %
270	934	3,1 %	752	1,5 %	580	2,3 %	421	1,0 %
310	977	0,5 %	759	6,7 %	569	0,2 %	464	1,3 %
350	980	3,3 %	742	3,9 %	596	0,5 %	445	3,5 %
390	970	0,6 %	747	5,3 %	574	2,3 %	405	1,7 %

Fonte – Autor (2019).

Avaliando o efeito da velocidade de corte e avanço por meio das Figuras 4.1, 4.2 e 4.3, foi possível verificar que a temperatura de usinagem aumentou continuamente com a v_c ,

apresentando uma taxa de crescimento aproximadamente constante. A temperatura de usinagem também foi maior com o aumento do avanço, porém com um crescimento pequeno, sendo que em alguns pontos, a diferença foi mínima. As forças de usinagem diminuíram com o aumento da v_c até as $v_{c_{opt}}$ e depois seguiram aproximadamente estabilizadas, a diminuição das forças tem como causa bastante provável a queda da dureza e da tensão cisalhante do material dos corpos de prova com o aumento da temperatura de usinagem. A estabilização das forças pode está relacionada com a que queda da taxa de diminuição da dureza dos corpos de prova e também com o aumento da área da zona de cisalhamento secundária provocados pelo aumento da temperatura de usinagem.

Comparando os resultados das forças de corte com os valores obtidos nas pesquisas de Panzera *et al.* (2012) e Noordin *et al.* (2003) observou-se boa correlação. Esta comparação pode ser feita por meio das Figuras 2.17 e 2.18, ambas no torneamento do aço AISI 1045 por um inserto de metal duro e $a_p = 1\text{mm}$.

A partir da Figura 2.1 observa-se que a temperatura ótima de corte no torneamento do aço AISI 1045 por uma ferramenta de metal duro P30 foi de $860\text{ }^\circ\text{C}$. Aplicando a Equação 2.1 com as propriedades térmicas do metal duro P10 e aço carbono da pesquisa de Liang *et al.* (2012), ver Tabela 4.5, foi encontrado uma temperatura ótima de corte de $960\text{ }^\circ\text{C}$. Temperaturas essas bem acima das encontradas neste trabalho, temperaturas de 402 a $460\text{ }^\circ\text{C}$, Tabela 4.1.

Tabela 4.5 – Propriedades do metal duro P10 e aço carbono

	Condutividade térmica k [W/mK]	Calor específico C [J/kgK]	Densidade ρ [kg/ m³]	Alongamento e_f [%]
Metal duro P10	33,5	208	14.800	-
Aço carbono	53,7	473	7.800	16

Fonte – Autor (2019).

Porém, o objetivo das medições das temperaturas não seriam encontrar a temperatura ótima de corte e sim atestar sua existência, tendo em vista que a medição por radiação infravermelho não é recomendada para medição da temperatura média de corte na interface cavaco-ferramenta conforme exposto no subitem 2.3.1.

Para atestar a existência da temperatura ótima de corte pelo método proposto por Silin, as temperaturas correspondentes as v_c do início da estabilização das forças de corte deveriam ser coincidentes ou próximas conforme observado na Figura 2.5, porém foram identificadas distintas temperaturas, com uma variação próxima de 58°C , ver Tabela 4.1. Uma possível

causa para as distintas temperaturas pode está relacionado com o método utilizado. A medição por radiação infravermelho na direção circunferencial, ou seja, medindo temperatura na superfície livre do cavaco, tem maior influência na variação da espessura do cavaco por diferentes avanços do que pelo método termopar ferramenta-peça.

4.1.2 Temperatura e rugosidade

Do mesmo modo, para atestar a existência de uma temperatura ótima de corte tendo como base a primeira lei do corte de metal (Lei de Makarow), a qual estabelece que a mais alta qualidade da superfície usinada é alcançada nessa temperatura, foram apresentados os resultados da rugosidade (R_a) simultâneo com a temperatura.

Na Figura 4.4 pode ser observado o gráfico da rugosidade (R_a) e temperatura em função das velocidades de corte. Com exceção da curva R_a ($f=0,5$), não foi possível determinar com precisão um ponto de mínima rugosidade de modo claro como foi observado na Figura 2.2 para a rugosidade (R_z). As curvas R_a ($f=0,4$) e R_a ($f=0,2$) tiveram variações pequenas com o aumento da temperatura e velocidade de corte, já a curva R_a ($f=0,3$) apresentou dois mínimos em v_c bem distintas e a curva R_a ($f=0,5$) apresentou a mínima rugosidade na $v_c = 150$ m/min, divergente da possível ($v_{c_{opt}}$) encontrada com a estabilização da força de corte em 240 m/min.

Foi observada uma leve queda da rugosidade entre as v_c (70 a 150) m/min para todos os avanços, provavelmente por causa da redução da força de usinagem. Para os valores das rugosidades entre as v_c (150 a 390) m/min acredita-se que os resultados tenham mais influência do desgaste do inserto, vibrações do torno e possíveis ranhuras da superfície usinada pelos cavacos do que com o aumento das temperaturas, isto se explica devido ao caráter aleatório nas curvas R_a ($f=0,5$) e R_a ($f=0,3$) e também por ter apresentado níveis médios de rugosidade (R_a) estatisticamente iguais entre os valores de um mesmo avanço nas curvas R_a ($f=0,4$) e R_a ($f=0,2$).

Verificou-se também que possivelmente não houve formação da aresta postiça de corte (APC) devido às pequenas variações da rugosidade. Conforme citado no item 2.5, nos experimentos de Kienzle e Victor (*apud* Ferraresi, 1970) e Shaw (2005), a rugosidade máxima na usinagem dos aços ABNT 1050 e AISI 1045, respectivamente, ocorre na maior formação da APC, aumentado-se a velocidade de corte, a rugosidade abaixa e praticamente se estabiliza, na Figura 2.21 observa-se essa tendência.

Os desvios padrão das medições das rugosidades (Ra) obtidos nos ensaios com uma réplica são apontados na Tabela 4.6. Foi encontrado um desvio padrão médio de 1,9% e maior desvio padrão de 9,8%. O rugosímetro utilizado apresenta uma precisão de 2% da mesma forma semelhante ao desvio médio padrão.

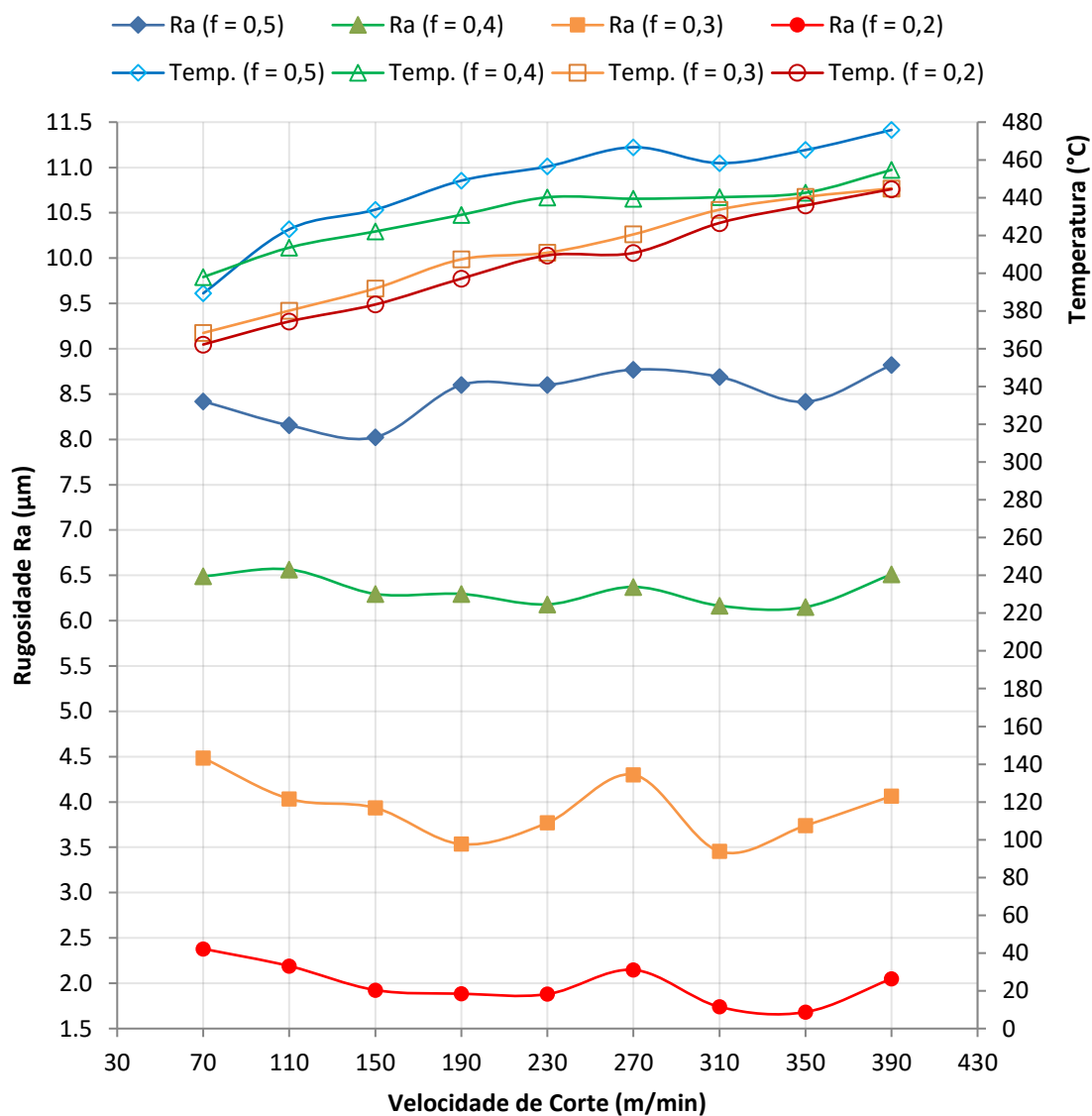


Figura 4.4 – Relação entre velocidade de corte e temperatura e rugosidade (Ra) para os avanços de 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 mm/rev e $a_p = 1$ mm. (Autor, 2019).

Tabela 4.6 – Resultados da rugosidade (Ra) média e desvio padrão

v_c	Ra (f = 0,5)		Ra (f = 0,4)		Ra (f = 0,3)		Ra (f = 0,2)	
	Ra [μm] média	Desv. Pad.	Ra [μm] média	Desv. Pad.	Ra [μm] média	Desv. Pad.	Ra [μm] média	Desv. Pad.
70	8,4	0,8 %	6,5	1,1 %	4,5	0,5 %	2,4	0,5 %
110	8,2	1,0 %	6,6	0,5 %	4,0	2,3 %	2,2	0,6 %
150	8,0	0,1 %	6,3	0,1 %	3,9	4,1 %	1,9	0,4 %
190	8,6	0,8 %	6,3	0,8 %	3,5	0,2 %	1,9	1,1 %
230	8,6	0,4 %	6,2	0,9 %	3,8	9,8 %	1,9	3,0 %
270	8,8	0,2 %	6,4	0,2 %	4,3	2,3 %	2,1	0,2 %
310	8,7	2,8 %	6,2	2,0 %	3,5	8,8 %	1,7	2,4 %
350	8,4	1,8 %	6,2	1,2 %	3,7	1,1 %	1,7	0,6 %
390	8,8	0,8 %	6,5	3,9 %	4,1	1,6 %	2,1	8,3 %

Fonte – Autor (2019).

4.2 Desgaste da ferramenta (Etapa 2)

Com o propósito de verificar o menor desgaste da ferramenta na velocidade ótima de corte encontrada na Etapa 1, serão apresentados nessa etapa os resultados da perda de massa dos insertos, desgaste de flanco e entalhe. Aplicando as Equações 3.2 e 3.3 e com auxílio do *Microsoft Excel 2007* foi calculado o comprimento total de contato e tempo total de contato exposto na Tabela 4.7. Para o teste $v_c = 350$ (m/min), a aresta do inserto ficou impossibilitada de continuar o ensaio devido a um grande desgaste ocorrido em apenas $L = 600$ m e $t_c = 1,7$ min, nos outros testes o comprimento total de contato foi mantido fixo em aproximadamente 3900 m.

Tabela 4.7 – Comprimento e tempo total de contato

Veloc. de corte [m/min]	Comprimento total de contato (L) [$\times 10^3$ m]	Tempo total de contato (t_c) [min]
70	3,9	55,7
110	3,9	35,5
230	3,9	17,0
350	0,6	1,7

Fonte – Autor (2019).

Na Figura 4.5 é apresentado o resultado da perda de massa dos insertos em função das velocidades de corte. Devido à perda de massa ter sido bem pequena para as v_c 70 e 110 m/min, estas tiveram as incertezas de medição maiores que o próprio valor, sendo, portanto valores com baixa precisão, além disso, apresentaram valores estatisticamente semelhantes.

Porém, o que se observa nesse gráfico é uma perda de massa crescente com o aumento da v_c , entre as v_c 110 e 230 m/min o aumento foi em torno de 5 vezes e entre as v_c 230 e 350 m/min o aumento foi mais de 22 vezes. As incertezas de medição foram calculadas considerando o desvio padrão, resolução limitada da balança e incerteza expandida com grau de liberdade para quatro medições.

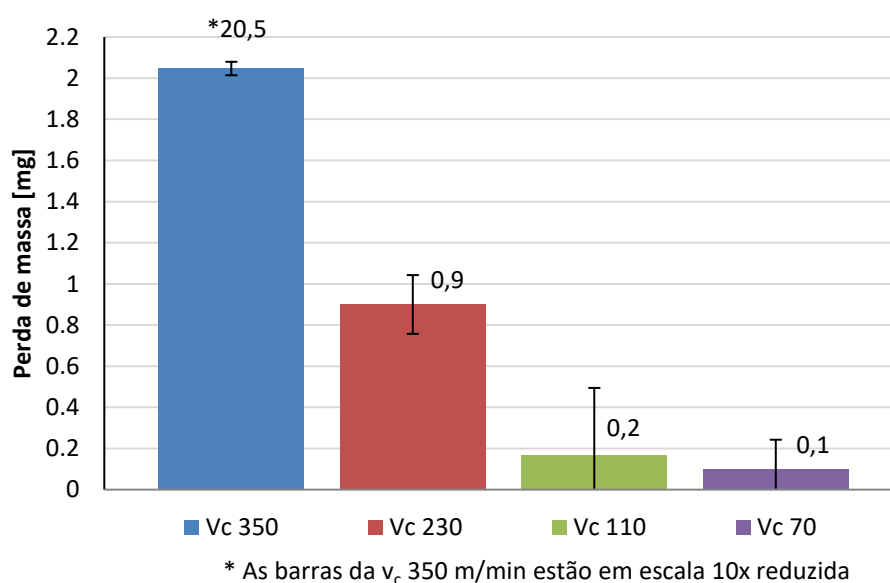


Figura 4.5 – Perda de massa dos insertos em função das velocidades de cortes: $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $L = 3900$ m (v_c 70, 110 e 230 m/min) e $L = 600$ m (v_c 350 m/min). (Autor, 2019).

As Figuras 4.6 e 4.7 apresentam os resultados dos desgastes de flanco e entalhe em função das velocidades de corte. Foi observado em ambos um desgaste crescente com o aumento da v_c , com exceção para as v_c 70 e 110 m/min, que também apresentaram valores estatisticamente semelhantes. Os desgastes de flanco apresentaram distribuição regular ao longo da aresta principal de corte, sendo utilizado conforme recomendação da norma ISO 3685 (1993), desgaste de flanco médio (VB_B). O desgaste de entalhe (VB_N) foi medido após a área de contato ferramenta-peça, correspondente neste ensaio com a profundidade de corte. Devido ao desgaste excessivo para a v_c 350 m/min, o VB_B e VB_N foram coincidentes. As incertezas de medição foram calculadas a partir dos desvios padrão obtidos nas medições de imagens geradas em diferentes ampliações e incerteza expandida com grau de liberdade para quatro medições.

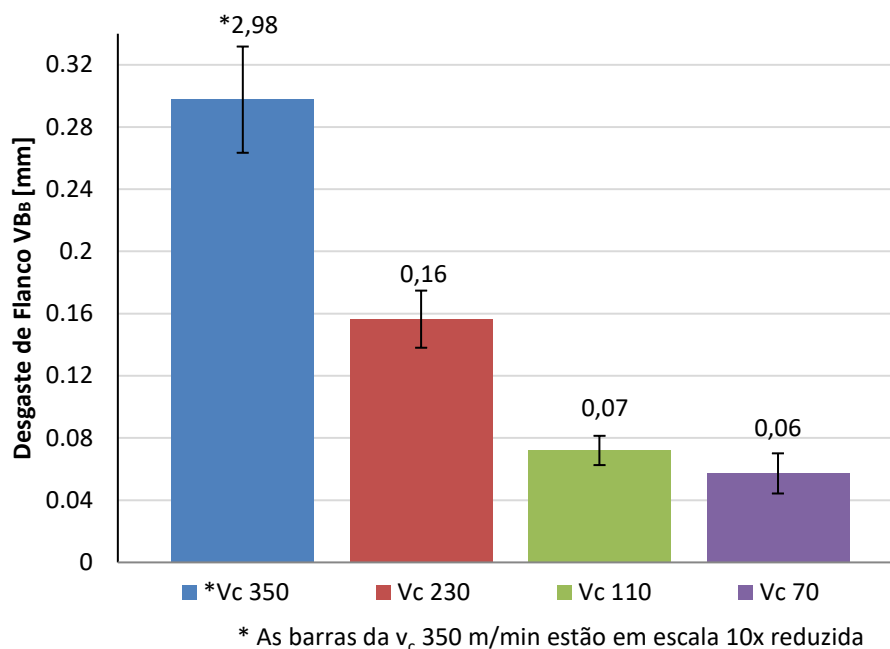


Figura 4.6 – Desgaste de flanco médio em função das velocidades de cortes: $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $L = 3900$ m (v_c 70, 110 e 230 m/min) e $L = 600$ m (v_c 350 m/min). (Autor, 2019).

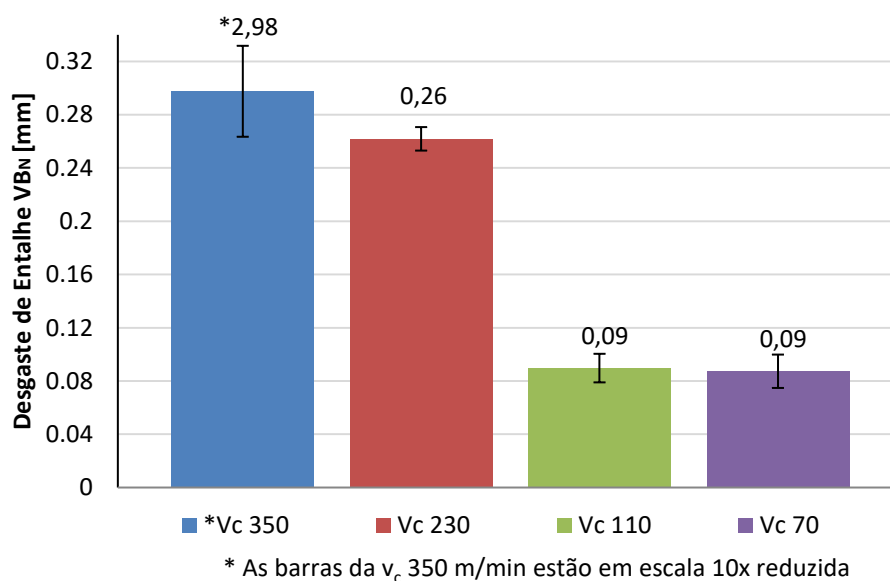
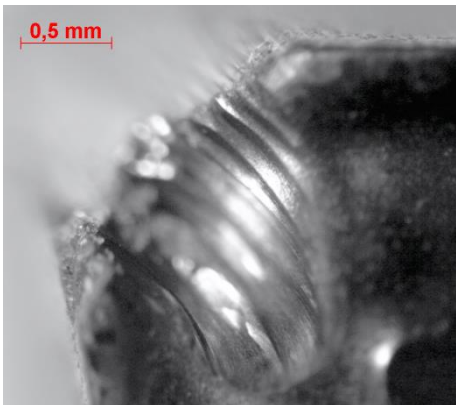
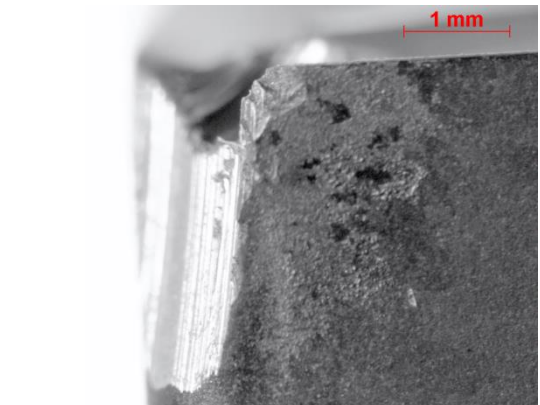
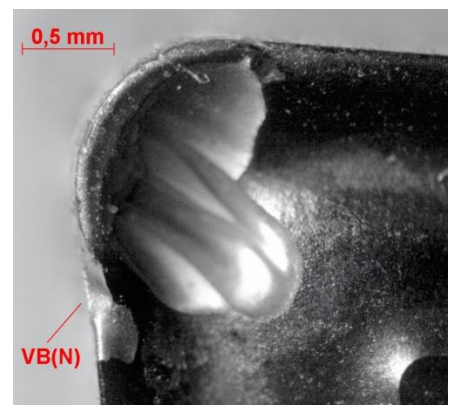
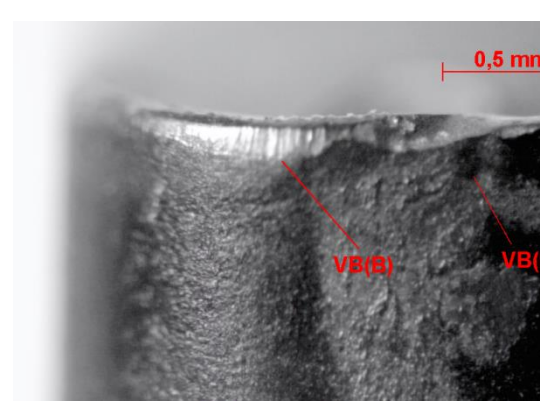
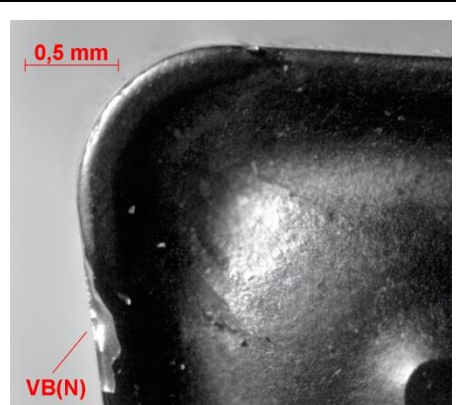
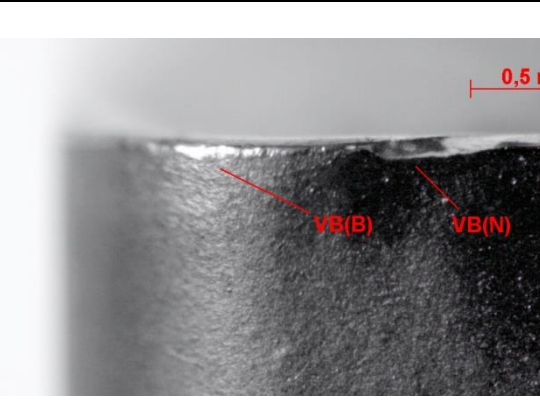
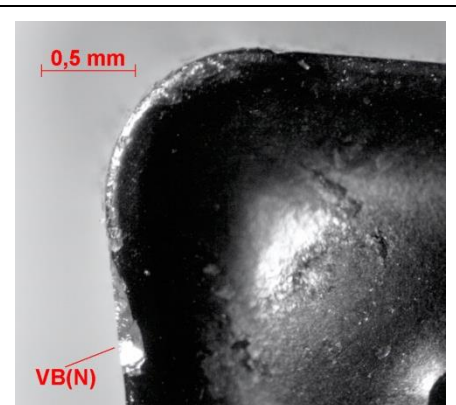
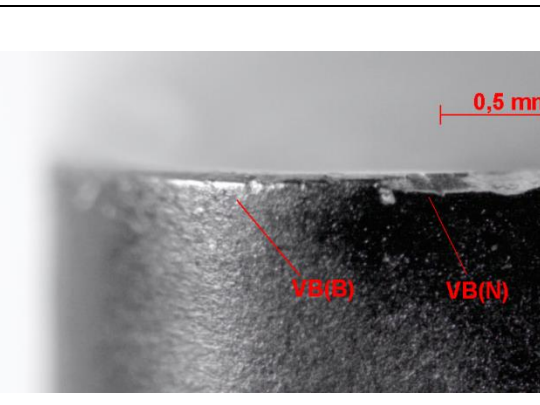


Figura 4.7 – Desgaste de entalhe em função das velocidades de cortes: $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $L = 3900$ m (v_c 70, 110 e 230 m/min) e $L = 600$ m (v_c 350 m/min). (Autor, 2019).

No Quadro 4.1 são apresentadas algumas das imagens obtidas pelo estereomicroscópio binocular utilizadas nas medições dos desgastes VB_B e VB_N , evidenciando a superfície de saída (A_γ) e superfície principal de folga (A_α) para as diferentes v_c . As imagens têm ampliação de 2,5 x com exceção da A_α para a v_c 350 m/min com ampliação de 1,5 x.

Quadro 4.1 – Imagens dos inserts desgastados: $f = 0,3 \text{ mm/rev}$ e $a_p = 1 \text{ mm}$

	Superfície de saída (A_r)	Superfície principal de folga (A_c)
$v_c 350$		
$v_c 230$		
$v_c 110$		
$v_c 70$		

Fonte – Autor (2019).

A partir dos três gráficos apresentados nessa etapa (Figuras 4.5, 4.6 e 4.7) e o Quadro 4.1 das imagens dos insertos desgastados é possível constatar que o menor desgaste da ferramenta ocorreu na v_c 70 m/min com valores próximos da v_c 110 m/min principalmente no desgaste de entalhe. O maior desgaste ocorrido em v_c maiores possivelmente está relacionado com o aumento da temperatura de usinagem, conforme citado por Machado *et al.* (2009), o aumento da temperatura reduz o limite de escoamento das ferramentas além de acelerar os mecanismos de desgaste termicamente ativados.

Durante o ensaio de desgaste foi realizado um acompanhamento da evolução do desgaste de flanco por meio da geração das imagens dos insertos a cada aproximadamente 650 m de comprimento total de contato (L), totalizando 6 verificações para cada v_c . A exceção foi a v_c 350 m/min, onde a aresta de corte do inserto já ficou inutilizada na primeira verificação. Após as medições de VB_B nas 6 verificações constatou-se com boa aproximação uma taxa de desgaste de flanco constante. Portanto, os resultados apresentados nessa etapa (Figuras 4.5, 4.6 e 4.7) para as v_c 70, 110 e 230 m/min foram obtidos com os insertos no Estágio II (taxa de desgaste constante) da curva padrão de desgaste.

Por meio da análise das imagens dos insertos desgastados foram feitas as seguintes observações:

- O desgaste de cratera ocorreu apenas nas v_c 230 e 350 m/min e apresentou aparência lisa, característica do mecanismo de desgaste por difusão e típico de v_c mais altas (maiores temperaturas) conforme relatado por Machado *et al.* (2009).

- O desgaste de flanco para as v_c 70, 110 e 230 m/min apresentou aspecto áspero e presença de sulcos paralelos entre si, característica dos mecanismos de desgaste por adesão e abrasão e mais típico em v_c baixas.

- Não foi encontrada nenhuma ocorrência de avaria (trinca, lascamento ou quebra).

4.3 Considerações Finais

As velocidades ótimas de corte ($v_{c\text{opt}}$) encontradas, ou seja, as v_c onde ocorre o menor desgaste da ferramenta, foram divergentes na comparação das Etapas 1 e 2 no avanço estudado (0,3 mm/rev). Na Etapa 1 a $v_{c\text{opt}}$ foi de (190 m/min), na Etapa 2, com a hipótese de não existir outro ponto de mínimo desgaste entre as v_c estudadas, o que seria pouco provável tendo em vista a tendência dos gráficos apontarem para o menor desgaste em v_c menores, a $v_{c\text{opt}}$ foi de (70 m/min).

Apesar da v_c 70 m/min apresentar a maior força de usinagem nas três direções básicas (F_c , F_f e F_p), os ensaios da Etapa 2 revelaram para essa v_c um VB_B de 62,5 %, VB_N de 65,4 % e massa perdida 88,8% menor em comparação com a v_c 230 m/min (v_c mais próxima avaliada na Etapa 2 da $v_{c_{opt}} = 190$ m/min encontrada na Etapa 1).

Essa tendência de alcançar o menor desgaste da ferramenta em v_c mais baixas também foi observado no gráfico da Figura 3.11 realizado pela fabricante da ferramenta Mitsubishi Materials (2019), com condições de usinagem similares (exceção $a_p = 1,5$ mm), mesmo inserto e material da peça dos ensaios da Etapa 2. Na Tabela 4.8 são apresentados os valores do comprimento total de corte (L) e tempo de vida (t_c) de quatro v_c retirados do gráfico da Figura 3.11, o L foi obtido multiplicando-se a v_c por t_c . Observa-se que o L para a $v_c = 190$ m/min é quase três vezes menor que o L da $v_c = 150$ m/min, corroborando que a menor taxa de desgaste da ferramenta também não aconteceu na velocidade ótima de corte encontrada na Etapa 1.

Tabela 4.8 – Comprimento total de corte e tempo de vida ($VB_B = 0,3$ mm)

v_c [m/min]	L [m]	t_c [min]
150	11.310	75,4
170	6.630	39
190	3.914	20,6
200	1.180	5,9

Fonte – Adaptado de Mitsubishi Materials (2019).

Comparando as taxas de desgaste (VB_B / L) entre o resultado da Etapa 2 e Tabela 4.8 - Mitsubishi Materials (2019) observa-se também a menor taxa de desgaste em v_c mais baixas em ambos os resultados, ver Tabela 4.9. Além disso, verificou que a taxa de desgaste da Etapa 2 é menor que a obtida por Mitsubishi Materials (2019) em v_c próximas, isso pode ser explicado devido à profundidade de corte menor e material da peça no estado recozido da Etapa 2.

Tabela 4.9 – Comparação das taxas de desgaste

Etapa 2		Mitsubishi Materials	
v_c [m/min]	VB_B/L [mm/km]	v_c [m/min]	VB_B/L [mm/km]
70	0,015	150	0,027
110	0,018	170	0,045
230	0,041	190	0,077
350	4,967	200	0,254

Fonte – Autor (2019).

Contudo, é possível elaborar algumas considerações metalúrgicas acerca do maior desgaste encontrado para a v_c próxima da $v_{c\text{opt}}$. O resultado da análise química por espectrometria ótica (Tabela 3.5) indicou baixos teores de S e Al no aço dos corpos de prova, conseqüentemente baixa probabilidade de formação de precipitados de MnS e óxidos de alumínio complexos. Conforme exposto na Figura 2.7, em temperaturas elevadas (correspondendo com a faixa de temperatura do vale de ductilidade da Figura 2.6) e alta taxa de deformação (característica peculiar da operação de corte no torneamento) estão associados à precipitação de MnS nos contornos de grão causando fragilização do aço, ou seja, contribuiria para o vale de ductilidade. Além disso, conforme Figura 2.9 a formação de óxidos de alumínio na faixa de temperatura de 600 °C a 800 °C também poderia contribuir para o vale de ductilidade. Assim, é admissível que para as v_c maiores e, portanto temperaturas mais elevadas o vale de ductilidade pode ter apresentado uma curvatura menos acentuada, o que deixaria o aço mais dúctil nessa faixa de temperatura, aumentando o desgaste da ferramenta.

5 CONCLUSÃO

Diante dos resultados apresentados e da discussão desenvolvida ao longo deste trabalho, pode-se concluir que:

- Não foi possível validar a existência de uma temperatura ótima de corte no torneamento a seco do aço ABNT 1045 utilizando insertos de metal duro por meio da menor força de corte estabilizada, pois foram encontradas diferentes temperaturas correspondentes ao início da estabilização das forças.
- Do mesmo modo, não foi possível validar a existência de uma temperatura ótima de corte por meio da melhor qualidade da superfície usinada medindo-se a rugosidade através do parâmetro Ra. As curvas dos valores de rugosidade Ra tiveram variações pequenas e aleatórias em função do aumento da temperatura e velocidade de corte.
- As temperaturas correspondentes ao início da estabilização das forças (402 a 460)°C medidas por radiação infravermelho tiveram os valores bem abaixo de duas referências de temperatura ótima de corte no torneamento do aço AISI 1045 por uma ferramenta de metal duro (860 e 960)°C.
- Temperatura, força de usinagem e rugosidade aumentaram com o aumento do avanço. Com o aumento da velocidade de corte a temperatura aumentou continuamente, as forças de usinagem caíram e depois seguiram estabilizadas, já a rugosidade caiu inicialmente entre (70 a 150 m/min) em todos os avanços estudados e depois tiveram comportamentos distintos em cada avanço.
- Os três modos de medição de desgaste utilizados (perda de massa, desgaste de flanco e entalhe) apontaram para um desgaste crescente com o aumento da velocidade de corte para o avanço estudado (0,3 mm/rev). Assim, o menor desgaste encontrado foi na $v_c = 70$ m/min com os valores bem próximos da $v_c = 110$ m/min.
- As imagens dos insertos desgastados revelaram que o desgaste de cratera ocorreu apenas nas $v_c = 230$ e 350 m/min apresentado aspecto liso. Para as $v_c = 70$, 110 e 230 m/min o desgaste de flanco revelou aspecto áspero e presença de sulcos paralelos entre si.

- A velocidade ótima de corte encontrada pelo método menor força de corte estabilizada para o avanço $f = 0,3$ mm/rev ($v_{c_{opt}} = 190$ m/min) foi bem diferente do resultado de menor desgaste ($v_c = 70$ m/min) obtido nos três modos de medição de desgaste.
- As forças de usinagem apresentaram os maiores valores para a $v_c = 70$ m/min embora esta v_c tenha apresentado o menor desgaste em $f = 0,3$ mm/rev. Com isso, constatou que o menor desgaste e menor taxa de desgaste não ocorreram na mínima força de corte, contrariando nesse ponto a primeira lei de corte de metal ou teoria de Makarow.
- Algumas considerações metalúrgicas foram apresentadas em relação ao desgaste crescente com o aumento da velocidade de corte e consequentemente aumento da temperatura, sem que houvesse uma temperatura ótima de corte entre as v_c estudadas. A principal consideração diz respeito ao baixo teor de enxofre no material dos corpos de prova, como resultado baixa formação de precipitados de MnS que contribui para fragilização do aço em temperaturas elevadas, o que aumentaria o vale de ductilidade, sendo este último a causa da temperatura ótima de corte.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para dar continuidade a essa linha de pesquisa e também complementar e aprimorar este trabalho, são propostos alguns temas para trabalhos futuros.

- Comparar a influência de diferentes revestimentos de insertos de mesma geometria e material na temperatura ótima de corte.
- Validar a existência da temperatura ótima de corte por meio de ensaios de desgaste utilizando corpos de prova de aço com teor maior de enxofre. Com isso, a usinabilidade do aço melhora, sendo possível verificar se um menor desgaste da ferramenta é encontrado em velocidades de corte maiores, conseqüentemente maiores temperaturas que poderiam ser associadas às temperaturas ótimas de corte.
- Verificar se a temperatura que corresponde com a maior diferença de dureza entre a ferramenta e peça nas curvas (dureza x temperatura) dos materiais pode ser considerada como temperatura ótima de corte.
- Para aprimoramento deste trabalho, podem-se destacar as seguintes sugestões:
 - Realizar a medição da temperatura de corte pelo método termopar ferramenta-peça.
 - Realizar a medição da perda de massa do inserto desgastado por meio de uma comparação de topografia 3D entre o inserto antes e depois dos testes, a medição utilizando uma balança obteve neste experimento baixa precisão.
 - Efetuar os ensaios de desgaste da ferramenta nos demais avanços estudados (0,2; 0,4 e 0,5) mm/rev para verificar se o menor desgaste ocorre na menor v_c ou próximas das $v_{c\text{opt}}$ apontadas na Etapa 1 deste trabalho.
 - Confirmar os mecanismos de desgaste apresentados por meio da análise por MEV e EDS.

REFERÊNCIAS

- ANUKHIN, I. V. *et al.* Thermal Imaging in Selecting the Cutting Conditions for HighTemperature Intermetallic Alloys. **Russian Engineering Research**, St. Petersburg, v. 35, n. 7, p. 544-548, 2015.
- ASM HANDBOOK FRACTOGRAPHY. **Volume 12 - Fractography**. 9.ed. USA: ASM Internation, 1987.
- ASM HANDBOOK HEAT TREATING. **Volume 4 – Heat Treating**. 9.ed. USA: ASM Internation, 1991.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR NM 87**: Aço carbono e ligados para construção mecânica - Designação e composição química. Rio de Janeiro: ABNT, 2000.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR NM 172**: Critério de Classificação dos Aços. Rio de Janeiro: ABNT, 2000.
- ASTAKHOV, Viktor P. **Tribology of Metal Cutting**. 1. ed. Great Britain: Elsevier, 2006.
- AY, Herchang; YANG, Wen-Jei. Heat transfer and life of metal cutting tools in turning. **Int. J. Heat Mass Transfer**, Great Britain, v. 41, n. 3, p. 613-623, 1997.
- BELLINI, P. H. C. **Estudo do Desgaste na Furação e Roscamento de Materiais Endurecidos**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Escola de Engenharia de São Carlos, USP, São Carlos, 2005.
- BOYD, J. M.; VELDHUIS, S. C. Manifestations of reduced tool-chip friction during turning of AISI 1045 steel with PVD-coated carbide inserts. **Int J Adv Manuf Technol**, London, v. 91, p. 687–698, 2017.
- CAGALA, M. *et al.* Mechanical properties of two manganese steels. **Archives of Foundry Engineering**. v. 12, p. 9-12. Czech Republic, 2012.

CHINCHANIKAR, S.; CHOUDHURY, S. K. Wear behaviors of single-layer and multi-layer coated carbide inserts in high speed machining of hardened AISI 4340 steel. **Journal of Mechanical Science and Technology**, [S. l.], v. 5, p. 1451-1459, 2013.

DAVOODI, B.; TAZEHKANDI, A. H. Experimental investigation and optimization of cutting parameters in dry and wet machining of aluminum alloy 5083 in order to remove cutting fluid. **Journal of Cleaner Production**, [S. l.], v. 68, p. 234-242, 2014.

FERRARESI, D. **Fundamento da Usinagem dos Metais**. 1. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 1970. v. 1.

GONZÁLEZ, L. W. H. *et al.* Effect of the removed metal volume and cutting speed in the cutting tool wear during high speed turning of AISI 1045. **Revista Científica Ingeniería y Desarrollo**, Colombia, v. 29, n. 1, p. 1-23, 2011.

HAO, Z. *et al.* Wear characteristics and wear control method of PVD-coated carbide tool in turning Inconel 718. **Int J Adv Manuf Technol**, London, v. 78, p. 1329-1336, 2015.

HEIGEL, J. C.; WHITENTON, E. P. The effects of emissivity and camera point spread function on the temperature measurement of segmented chip formation using infrared thermography. **International Manufacturing Science and Engineering Conference**, Pennsylvania, USA, 2010.

HERTZBERG, R. W.; VINCI, R. P.; HERTZBERG, J. L. **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials**. 5. ed. Hoboken, USA: John Wiley & Sons, p. 69-82, 2013.

INTERNATIONAL STANDARD. **ISO 3685**: Tool life testing with single – point turning tools. 2.ed. Switzerland: ISO, 1993.

INTERNATIONAL STANDARD. **ISO 6508-1**:Metallic materials – Rockwell hardness test. ISO, 2005.

INTERNATIONAL STANDARD. **ISO 6892-1**:Metallic materials – Tensile testing. 1.ed. Switzerland: ISO, 2009.

KEBLOUTI, O. *et al.* Modeling and multi-objective optimization of surface roughness and productivity in dry turning of AISI 52100 steel using (TiCN-TiN) coating cermet tools. **International Journal of Industrial Engineering Computations**, v.8, p.71–84, 2017.

KISTLER. **Instruction Manual**: Charge Amplifier for Manufacturing Applications Type 5073A, 2012.

KISTLER. **Instruction Manual**: Dynamometer Type 9272, Quartz 4 – Component, 2008.

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1: Cutting**. RWTH ed. Germany: Springer, 2011.

LI, K. M.; WANG, C.; CHU, W. Y. An improved remote sensing technique for estimating tool–chip interface temperatures in turning. **Journal of Materials Processing Technology**, Taiwan, p. 1772-1781, 2013.

LIANG, L.; XU, H.; KE, Z. An improved three-dimensional inverse heat conduction procedure to determine the tool-chip interface temperature in dry turning. **International Journal of Thermal Sciences**, China, p. 152-161, 2012.

MACHADO, A. R. *et al.* **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 1. ed. São Paulo: Blucher, 2009.

MARUDA, R. W. *et al.* Effects of extreme pressure and anti-wear additives on surface topography and tool wear during MQCL turning of AISI 1045 steel. **Journal of Mechanical Science and Technology**, Poland, v. 4, p. 1585-1591, 2018.

MITSUBISHI MATERIALS. **Catálogo Geral C008Z - Insetos de Torneamento Classes de Insetos**. [S. l.: s. n.], 2018. 168 p.

MITSUBISHI MATERIALS. **Efeitos das Condições de Corte para Torneamento.**

Disponível em: < http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/7215/1859/7499/tec_turning_effects_pt-br.pdf >. Acesso em 11 de jan. 2019.

NOORDIN, M.Y. *et al.* Application of response surface methodology in describing the performance of coated carbide tools when turning AISI 1045 steel. **Journal of Materials Processing Technology**, Malaysia, p. 46-58, 2003.

OLIVEIRA, J. A. **Estudo do processo de rosqueamento por conformação na liga de alumínio 7078-T6.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Pós Graduação Engenharia Mecânica, UFSJ, São João Del Rei, 2016.

PANZERA, T. H. *et al.* Development of a three-component dynamometer to measure turning force. **Int J Adv Manuf Technol**, London, p. 913-922, 2012.

PEREIRA, R. B. D. *et al.* Analysis of surface roughness and cutting force when turning AISI 1045 steel with grooved tools through Scott–Knott method. **Int J Adv Manuf Technol**, London, p. 1431-1441, 2003.

RAYTEK. **Operating Instructions - High-Performance Infrared Thermometer: Marathon - MM Series.** Rev. C1, 2007. 88 p.

SANTOS, S. C.; SALES, W. F.. **Aspectos Tribológicos Da Usinagem Dos Materiais.** 1. ed. São Paulo: Artliber, 2007.

SENTHILKUMAR, N.; TAMIZHARASAN, T. Experimental investigation of cutting zone temperature and flank wear correlation in turning AISI 1045 steel with different tool geometries. **Indian Journal of Engineering & Materials Sciences**, India, v. 21, p. 139-148, 2014.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles.** 2. ed. New York: Oxford University Press, 2005.

SHENG, J. A modeling method for turning parameters coupling based on minimum cutting tool wear. **Int J Adv Manuf Technol**, London, v. 76, p. 705-712, 2014.

SHENG, J.; CHIU, Y. J.; LIN, B. J. Determination of a coupling equation for milling parameters based on optimal cutting temperature. **Int J Adv Manuf Technol**, London, 2017.

TAYLOR HOBSON. **Instruction Manual Model No. 3814 Analog Hardness Tester**. 2004.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4. ed. United States of America: Butterworth-Heinemann, 2000.

WERTHEIM, R. *et al.* Characterization of CVD Coated Carbide Layers and Their Thermal Properties. **Annals of the CIRP**, [*S. l.*], v. 31, n. 1, p. 7-11, 1982.

YUSUP, N.; ZAIN, A. M.; HASHIM, S. Z. M. Evolutionary techniques in optimizing machining parameters: Review and recent applications (2007–2011). **Expert Systems with Applications**, [*S. l.*], v. 39, p. 9909–9927, 2012.