CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

ANÁLISE DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL E DAS TENSÕES RESIDUAIS GERADAS NO FRESAMENTO DE AÇO SAE 4340 UTILIZANDO PASTILHAS *WIPER*

Paulo Cesar de Freitas Junior

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Hector Reynaldo Meneses Costa
Coorientadora: Profª. Drª. Tatiane de Campos Chuvas

Rio de Janeiro
Março de 2018

ANÁLISE DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL E DAS TENSÕES RESIDUAIS GERADAS NO FRESAMENTO DE AÇO SAE 4340 UTILIZANDO PASTILHAS *WIPER*

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.

Paulo Cesar de Freitas Junior

Banca Examinadora:

Presidente, Professor Dr. Hector Reynaldo Meneses Costa (CEFET/RJ) (orientador)

Professora Dra Tatiane de Campos Chuvas (CEFET/RJ) (Coorientadora)

Professor Dr. Juan Manuel Pardal (CEFET/RJ)

Professora Dra Maria da Penha Cindra Fonseca (UFF)

Rio de Janeiro
Março de 2018

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

Agradecimentos

A Deus que me permitiu chegar até aqui, por todas as bênçãos que me proporcionou ao longo da minha vida e porque tudo que temos é graças ao Senhor.

À minha mãe, Heleane Nunes de Freitas, por todo amor, apoio, carinho, incentivo e bom exemplo que me fortalecem e faz de mim uma pessoa cada vez melhor.

À minha namorada, Mariana Nunes Andrade, pela compreensão, incentivo e paciência.

Aos meus grandes e melhores amigos, Mário de Souza Junior e Letícia Dias Mendonça Silvério, por me motivarem e me ajudarem, além da compreensão das minhas ausências na vida profissional e pessoal.

À minha professora e coorientadora, Dr.ª Tatiane de Campos Chuvas, por toda a dedicação, paciência, conhecimento compartilhado, orientações, tempo disponibilizado que foram primordiais.

Ao Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca (CEFET-RJ), pela oportunidade do curso, pela infraestrutura que viabilizaram este trabalho.

Aos professores do PPEMM, em especial ao meu orientador Dr. Hector Reynaldo Meneses Costa e ao professor Dr. Jorge Carlos Ferreira Jorge, pela grande contribuição na pesquisa e por todo conhecimento transmitido.

À professora Dr.ª Maria Cindra Fonseca da Universidade Federal Fluminense - UFF, por todo o conhecimento compartilhado, principalmente sobre tensões residuais e por todas as orientações.

À Universidade Federal Fluminense, por disponibilizar os laboratórios, tanto de Análise de Tensões – LAT quanto de Metrologia Dimensional e Computacional (LMDC), e por me permitir cursar a disciplina de Análise Tensões Residuais na instituição.

Aos técnicos e estagiários do CEFET-RJ, em especial Hiron Akira, por todo tempo disponibilizado, por todo conhecimento transmito e pela amizade.

RESUMO

ANÁLISE DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL E DAS TENSÕES RESIDUAIS GERADAS NO FRESAMENTO DE AÇO SAE 4340 UTILIZANDO PASTILHAS *WIPER*

Paulo Cesar de Freitas Junior

Orientadores:

Hector Reynaldo Meneses Costa, D.Sc.
Tatiane de Campos Chuvas, D.Sc.

Resumo da Dissertação de Mestrado submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

A qualidade superficial de um componente usinado pode ser relacionada com a geometria da ferramenta de corte utilizada no processo. As pastilhas do tipo *wiper* possuem uma geometria diferenciada e se destacam principalmente pela melhor qualidade superficial, em especial a rugosidade, podendo gerar um acabamento comparável com uma operação de retificação. Por permitirem que os componentes usinados sejam submetidos a maiores velocidades de avanço sem que isso prejudique o acabamento, as pastilhas *wiper* se tornaram uma solução para fabricação de peças em menor de tempo. Entretanto, os aspectos da integridade superficial gerada nas superfícies usinadas por ferramentas *wiper* devem ser levados em consideração, como por exemplo, as tensões residuais porque têm grande influência na vida útil do material afetando principalmente resistência a fadiga, resistência mecânica e resistência a corrosão sob tensão. Este trabalho tem o objetivo de estudar a influência da geometria da ferramenta de corte nas tensões residuais e na integridade superficial do aço SAE 4340 durante o fresamento de topo a seco, comparando ferramentas com geometria de corte convencional e *wiper*, sob diferentes parâmetros de corte. Os resultados mostraram que houve uma tendência a geração de tensões residuais trativas. Contudo, as peças usinadas com pastilhas *wiper* apresentaram menores magnitudes de tensão devido à maior deformação plástica gerada por esse tipo de ferramenta.

Palavras-chave: Aço 4340; Fresamento; Tensões Residuais; Pastilhas *wiper*.

Rio de Janeiro
Março de 2018

ABSTRACT

ANALYSIS OF SURFACE INTEGRITY AND RESIDUAL STRESSES GENERATED IN SAE 4340 STEEL MILLING USING WIPER INSERTS

Paulo Cesar de Freitas Junior

Advisors:

Hector Reynaldo Meneses Costa, D.Sc.
Tatiane de Campos Chuvas, D.Sc.

Abstract of dissertation submitted to Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais – Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master in Mechanical Engineering and Materials Technology.

The surface quality of a machined component can be related to the cutting tool geometry used in the process. Wiper inserts have a differentiated geometry and stand out mainly for the best surface quality, especially the roughness, and can generate a finish comparable with a grinding operation. By allowing machined components to be submitted to higher feed rates without adversely affecting the finishing, they becomed a solution for manufacturing of parts in a shorter period. However, the aspects of the surface integrity generated on surfaces machined by wiper tools should be taken into account, such as residual stresses because they have a great influence on the useful life of the material, mainly affecting its fatigue resistance, mechanical resistance and stress corrosion cracking resistance. The objective of this work is to study the influence of the cutting tool geometry on the residual stresses and surface integrity of SAE 4340 steel during dry face milling, comparing tools with conventional and wiper cutting geometry, under different cutting parameters. The results showed that there was a tendency to generate tensile residual stresses for the use of conventional geometry inserts. On the other hand, the machined components with wiper inserts generated lesser magnitude of stresses due to the greater plastic deformation generated by this type of tool.

Keywords: 4340 Steel; Milling; Residual Streeses; wiper inserts.

Rio de Janeiro
March 2018

SUMÁRIO

Capítulo 1 - Introdução **1**
Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica **2**
2.1. - Aço SAE 4340 2
2.2. - Usinagem 6
2.2.1. - Processo de Fresamento 7
2.2.1.1. - Fresamento de Topo 8
2.2.2. - Condições de Corte no Fresamento 11
2.2.3. - Geometria da Ferramenta de Corte 12
2.2.4. - Pastilhas Convencionais e *Wiper* 14
2.3. - Integridade Superficial 16
2.3.1. - Rugosidade 17
2.3.2. - Microdureza 22
2.3.3. - Tensões Residuais 25
2.3.3.1. - Tensões Residuais na Usinagem 28
2.3.3.2. - Tensometria por Difração de Raios-X 33
2.3.4. - Integridade Superficial no Fresamento 36
Capítulo 3 - Materiais e Métodos **42**
3.1. - Material 42
3.2. - Preparação das Amostras 42
3.3. - Fresamento 45
3.4. - Medição da Rugosidade 48
3.5. - Medição de Microdureza 48
3.6. - Medição de Tensões Residuais 48
Capítulo 4 - Resultados e Discussão **50**
4.1. - Rugosidade 50
4.2. - Microdureza 54
4.3. - Tensões Residuais 57
Capítulo 5 - Conclusões **67**
Sugestões Para Trabalhos Futuros **68**
Referências Bibliográficas **69**

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1: Diagrama de transformação para resfriamento contínuo para o aço 4340. . 3
Figura 2.2: Diagrama de transformação durante o resfriamento contínuo do aço AISI 4340 com a superposição das curvas de resfriamento. 4
Figura 2.3: Microestruturas obtidas por um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) do aço 4340: recozido (a), temperado a óleo (b) e temperado a água (c). 6
Figura 2.4: Principais tipos de usinagem convencionais: torneamento (a), furação (b), fresamento tangencial (c) e fresamento de topo (d). 7
Figura 2.5: Fresamento com sentido concordante (a) e discordante (b)..... 8
Figura 2.6: Fresamento de topo. 9
Figura 2.7: Principais tipos de fresas de topo (ABREU, 2010). 9
Figura 2.8: Fresamento de topo discordante, concordante e combinado (ABREU, 2010). 10
Figura 2.9: Fresamento de topo e os parâmetros de corte. 11
Figura 2.10: Ângulos de uma ferramenta de corte em um plano ortogonal. 12
Figura 2.11: Elementos da cunha de corte de uma fresa frontal. 13
Figura 2.12: Relação da profundidade de deformação plástica e avanço, espessura do cavaco e raio da ponta da ferramenta. 14
Figura 2.13: Principais tipos de pastilhas convencionais. 15
Figura 2.14: Raio de ponta de ferramenta convencional (a) e *wiper* (b). 16
Figura 2.15 Representação do perfil de rugosidade Ra. 19
Figura 2.16: Influência do raio de ponta de ferramenta na rugosidade Ra. 20
Figura 2.17: Relação do avanço com a geração de rugosidade Ra para diferentes geometria de ferramentas. 21
Figura 2.18: Superfície teórica obtida a partir de três pastilhas de corte com diferentes geometrias. 22
Figura 2.19: Comparação entre valores teóricos e medidos de rugosidade para diferentes geometrias de ferramenta. 22
Figura 2.20: Formação de camada branca no fresamento do aço 4340 (HASSANPOUR *et al*., 2016). 23
Figura 2.21: Relação da profundidade da camada afetada e parâmetros de corte. 24
Figura 2.22: Relação entre parâmetros de corte e microdureza no aço AISI 4340..... 25
Figura 2.23: Três modelos de geração de tensões residuais. 26
Figura 2.24: Sobreposição dos três tipos de tensões residuais. 28

Figura 2.25: Modelo analítico simplificado das forças de corte e zonas de tensão..... 29
Figura 2.26: Relação do perfil de tensões residuais, raio da ponta da ferramenta e avanço. 30
Figura 2.27: Relação entre a tensão residual, o volume de material retirado e diferentes sistemas de fluidos de corte nas velocidades de mergulho de 0,6 mm/min (a) e 1,2 mm/min (b) 31
Figura 2.28: Tensões residuais nos diferentes processos de fresamento. 32
Figura 2.29: Representação da incidência dos raios-X e as distâncias entre os planos (CHUVAS, 2012). 34
Figura 2.30: Sistema de coordenadas polares (CHUVAS, 2012). 35
Figura 2.31: Influência dos parâmetros de corte para (a) tensão residual e (b) rugosidade 37
Figura 2.32: Relação entre tensões residuais longitudinais e profundidade de corte nas amostras de MAUROTTO et al. (2014). 38
Figura 2.33: Perfil de tensões residuais longitudinais de duas amostras de MAUROTTO et al. (2014). 38
Figura 2.34: Relação entre os parâmetros de corte e geração de rugosidade e tensões residuais com avanços fixados em 0,07 mm/dente (a) e 0,25 mm/dente (b) nas amostras de MAUROTTO et al. (2014). 39
Figura 2.35: Tensões residuais obtidas no fresamento de topo do aço 4340 41
Figura 3.1: Barra com seção circular na condição como recebido (mm). 43
Figura 3.2: Sequência de preparação da geometria das amostras. 43
Figura 3.3: Dimensional das amostras (mm). 43
Figura 3.4: Curva de estabilização da temperatura no forno durante o TTAT. 44
Figura 3.5: Pastilha convencional 47
Figura 3.6: Pastilha *wiper* 47
Figura 3.7: Rugosímetro Taylor Hubson. 48
Figura 3.8: Local e direções de análise das tensões residuais nas amostras: longitudinal (L) e transversal (T). 49
Figura 3.9: Analisador de tensões residuais StressRad. 49
Figura 4.1: Relação da rugosidade com o tipo de pastilha. 51
Figura 4.2: Relação da rugosidade com a velocidade de corte para profundidade de corte 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b). 53
Figura 4.3: Relação da microdureza com o tipo de pastilha. 55

Figura 4.4: Relação da microdureza com a velocidade de corte para profundidade de corte 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b). 56
Figura 4.5: Relação da tensão residual na direção longitudinal e o tipo de geometria da ferramenta de corte..... 58
Figura 4.6: Relação da tensão residual na direção longitudinal e o tipo de geometria da ferramenta de corte..... 59
Figura 4.7: Relação das tensões residuais longitudinais e a velocidade de corte para profundidade de corte 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b). 61
Figura 4.8: Relação das tensões residuais transversais e a velocidade de corte para profundidade de corte 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b). 62
Figura 4.9: Relação da microdureza e tensão residual longitudinal em função da velocidade de corte para profundidade de corte de 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b). 64
Figura 4.10: Relação da microdureza e tensão residual transversal em função da velocidade de corte para profundidade de corte de 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b). 65

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Propriedades mecânica do Aço 4340 (% peso)..... 2
Tabela 2.2: Composição química do Aço SAE 4340 (%) 3
Tabela 2.3: Dureza dos microconstituintes (HV). 5
Tabela 2.4: Parâmetros de rugosidade 18
Tabela 3.1: Composição química do Aço SAE 4340 (em % de peso) 42
Tabela 3.2: Condições de corte. 45
Tabela 3.3: Condições de corte de cada amostra usinada..... 46
Tabela 3.4 Apresentação de dados. 46
Tabela 4.1: Média dos valores de rugosidade medidos com desvios-padrão..... 51
Tabela 4.2: Valores médios de microdureza após o fresamento das amostras..... 54
Tabela 4.3: Valores médios de tensões residuais das amostras. 58

LISTA DE EQUAÇÕES

Equação 2.1 12
Equação 2.2 12
Equação 2.3 19
Equação 2.4 19
Equação 2.5 33
Equação 2.6 33
Equação 2.7 34
Equação 2.8 34
Equação 2.9 34
Equação 2.10 34
Equação 2.11 35
Equação 2.12 35
Equação 2.13 35
Equação 2.14 35

LISTA DE ABREVIATURAS

SAE - Society of Automotive Engineers

ASTM - American Society for Testing and Materials

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas

AISI - American Iron and Steel Institute

TTAT - Tratamento térmico de alívio de tensões

MEV- Microscópio Eletrônico de Varredura

a_e- Penetração de trabalho

a_p- Profundidade de corte

f_n - Avanço

Z - Número de dentes

f_z - Avanço por dente

V_c - Velocidade de corte

h_{ex} - Espessura do cavaco

r_ε - Raio da ponta da ferramenta

r_{bo} - Raio de curvatura da *wiper*

R_a - Desvio aritmético médio

L_m - Comprimento de amostragem

y_i - Desvio vertical

ε - Deformação

λ - Comprimento de onda

σ - Tensão

n - Número inteiro de ondas

θ - Ângulo de difração

d - Distância entre os planos atômicos

Capítulo 1 - Introdução

A usinagem é um processo de fabricação mecânica amplamente utilizado em todo mundo. Entretanto, para que se possa obter um componente usinado com qualidade e confiabilidade é necessário que haja um controle sobre a qualidade superficial da peça. Fatores como dureza, rugosidade e tensões residuais contribuem para vida útil do material e devem ser observados durante qualquer processo de usinagem para garantir qualidade do produto acabado. Neste contexto, as tensões residuais trativas por se somarem com os carregamentos externos podem causar uma falha prematura no material (NAVAS *et al.*, 2012; MACHADO *et al.,* 2015).

O conhecimento dos fatores que influenciam na integridade superficial dos materiais é essencial para que se possa garantir a confiabilidade do que está sendo produzido. As condições de corte como tipo de operação, parâmetros de corte, tipo e modo de lubrificação, geometria e desgaste da ferramenta de corte, além do material usinado são fatores que devem ser considerados para que sejam selecionados corretamente (MASMIATI *et al.*, 2016).

A geometria da ferramenta de corte influencia diretamente na qualidade da superfície usinada. Visto que, a rugosidade do material está intimamente relacionada com o raio da ponta da ferramenta. Com avanço da tecnologia, surgiram as pastilhas do tipo *wiper*, também chamadas de pastilhas alisadoras, que proporcionaram um melhor acabamento em função da geometria de múltiplos raios. Contudo, por ser tratar de um tipo novo de ferramenta, outros aspectos da integridade superficial gerada pela usinagem utilizando *wiper* precisam ser mais estudados, como as tensões residuais (D'ADDONA & RAYKAR, 2016).

Este trabalho tem por objetivo analisar as tensões residuais geradas no fresamento de topo a seco do aço 4340 utilizando pastilhas *wiper* sob diferentes parâmetros de corte, comparando os resultados com ferramentas de geometria convencional. Além disso, este estudo também contempla outros aspectos de integridade superficial como rugosidade e microdureza.

Os resultados mostraram que a utilização das pastilhas *wiper* no fresamento de topo a seco do aço 4340 geram maiores valores de microdureza e uma redução nos valores de tensões residuais trativas. Para as condições testadas, o fresamento com geometria *wiper* se mostrou mais eficiente quando comparado com fresamento utilizando pastilha convencional.

Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica

2.1. - Aço SAE 4340

O aço SAE 4340 é caracterizado como um aço de médio carbono (0,4% C) que oferece uma combinação de alta resistência, ductilidade e dureza exigida em diferentes aplicações industriais e militares (HAZAN *et al.*, 2013). Este material é geralmente empregado para fabricação de componentes críticos em engenharia aeroespacial, marítima e de transmissões automotivas, incluindo a fabricação de rolamentos, engrenagens, eixos e cames, que exigem maior vida útil, tolerâncias geométricas mais precisas e superfície com alta qualidade (AGRAWAL *et al.*, 2015). Por ser um aço liga contendo cromo, níquel e molibdênio, quando tratado termicamente, adquire elevada tenacidade e resistência mecânica, sendo classificado como um aço para beneficiamento. (NEDUMARAN *et al.*, 2015). As propriedades mecânicas da liga de aço 4340 recozido são apresentadas na Tabela 2.1:

Tabela 2.1: Propriedades mecânica do Aço 4340 (% peso).

Tensão Limite de resistência	745 MPa
Tensão Limite de escoamento	470 MPa
Alongamento até a ruptura	22%
Redução da área	50%
Dureza	228 HV

Fonte: NEDUMARAN *et al.* (2015).

O aço SAE 4340 possui alta relação resistência/massa específica, baixo custo, boa forjabilidade e temperabilidade, elevada resistência à fadiga e baixa susceptibilidade à fragilização por hidrogênio. Além disso, pode alcançar limite de resistência de até 1000 MPa e a dureza pode atingir valores de 576 a 674 HV no estado temperado e revenido. Entretanto, esse aço possui baixa usinabilidade e soldabilidade, dependo do tratamento térmico aplicado (CARDOSO, 2011; MARQUES, 2012). A Tabela 2.2 apresenta faixa e limite da composição química do Aço SAE 4340 de acordo com a norma ASTM A506 -16:

Tabela 2.2: Composição química do Aço SAE 4340 (%).

C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo
0,38 - 0,43	0,60 - 0,80	0,025	0,025	0,15 - 0,35	1,65 – 2,00	0,70 – 0,90	0,20 – 0,30

Fonte: Norma ASTM A506 – 16.

Os aços possuem diferentes microestruturas, tais como ferrita, perlita, cementita, bainita, martensita e austenita, cada uma delas possui propriedades mecânicas distintas. A velocidade de resfriamento é o fator que mais influencia no estado final das fases e dos contituintes do aço. A Figura 2.1 mostra o diagrama de transformação por resfriamento contínuo do aço 4340 e a superposição de várias curvas de resfriamento, dessa forma, pode-se observar a dependência da microestrutura final do aço em relação as transformações que ocorrem durante o resfriamento (CALLISTER & RETHWISCH, 2013; XAVIER *et al*., 2014).

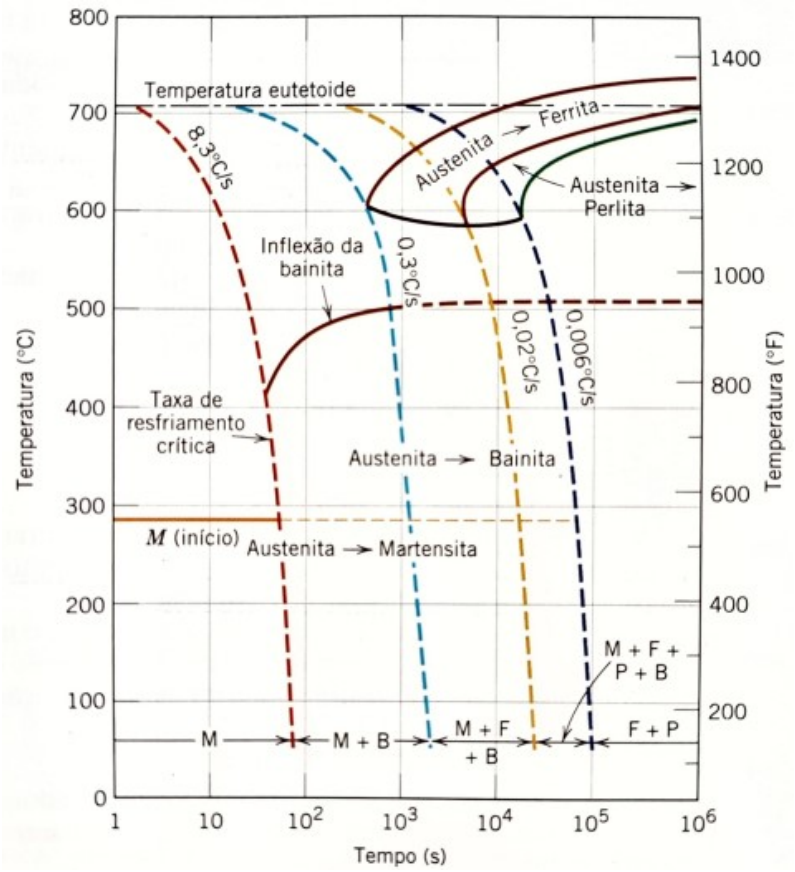


Figura 2.1: Diagrama de transformação para resfriamento contínuo para o aço 4340.

Fonte: CALLISTER & RETHWISCH (2013).

XAVIER *et al*. (2014) investigaram a influência da velocidade de resfriamento contínuo sobre a transformação da austenita do aço AISI 4340, aquecendo o aço 4340 até a temperatura de completa austenitização, por volta de 900 °C, e aplicando o ensaio Jominy, para medir a temperabilidade do material, chegaram à conclusão que, para as velocidades de resfriamento testada no estudo, ocorreu somente a formação dos microconstituintes bainita e martensita, como era previsto. A Figura 2.2 apresenta os resultados obtidos no estudo de XAVIER *et al.* (2014), na qual T1, T2, T3, T4, T5 e T6 representam as posições dos orifícios de resfriamento (água) em 5, 10, 15, 20, 30 e 50 mm do experimento para se obter as diferentes velocidades de resfriamento.

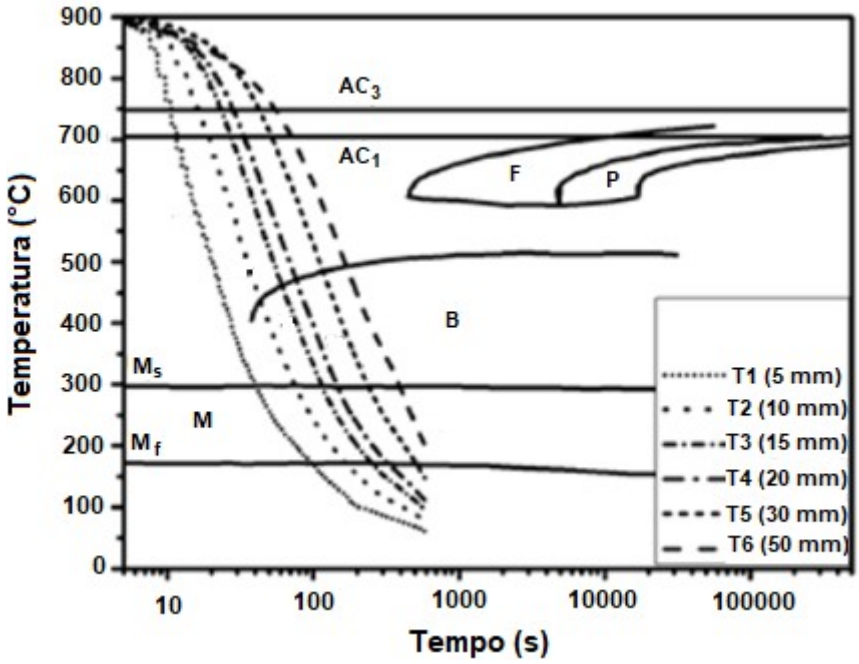


Figura 2.2: Diagrama de transformação durante o resfriamento contínuo do aço AISI 4340 com a superposição das curvas de resfriamento.

Fonte: XAVIER *et al*. (2014).

A dureza vickers dos microconsituintes, bainita e martensita, gerados no resfriamento contínuo do aço 4340 por XAVIER *et al*. (2014), também foi verificada e está apresentada na Tabela 2.3, na qual pode-se observar que a dureza da bainita, com exceção de T6, foi influenciada pela velocidade de resfriamento, de modo que, quanto maior foi a velocidade de resfriamento, maiores foram os valores de dureza para o microconstituinte. Por outro lado, a dureza da martensita quase não foi afetada pela mudança na velocidade de resfriamento, isso porque o principal fator que influencia a dureza da martensita é o teor de carbono.

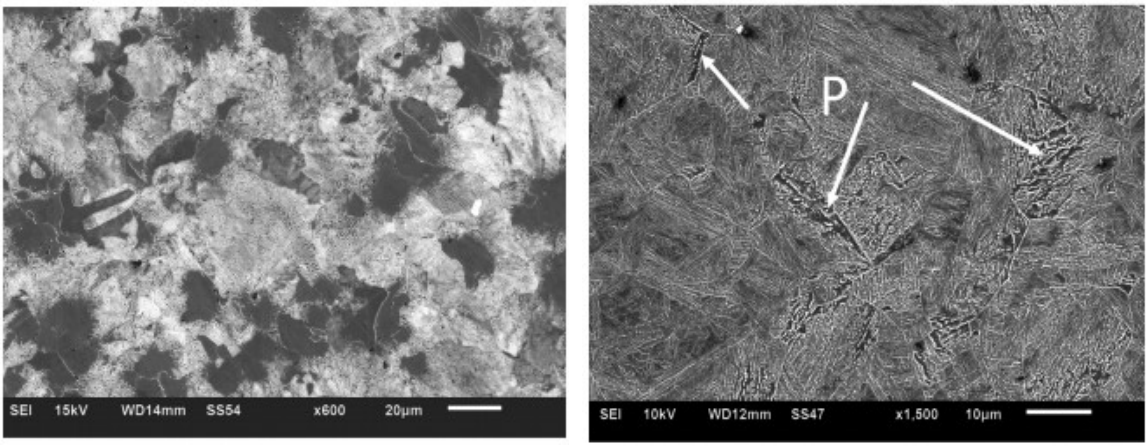
Tabela 2.3: Dureza dos microconstituintes (HV).

Microconstituinte	Posição					
	T1	T2	T3	T4	T5	T6
Bainita	*	562	477	380	356	367
Martensita	763	748	769	760	735	749

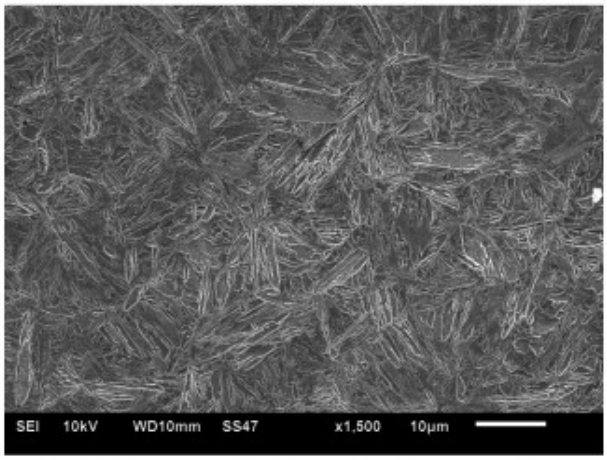
* A medição não foi efetuada por falta de área disponível para o ensaio.

Fonte: XAVIER *et al*. (2014).

Diferentes tratamentos térmicos geram diferentes microestruturas, consequente mente, alteram as propriedades mecânicas do material. A Figura 2.3 ilustra as microestruturas do aço 4340 após os tratamentos térmicos de recozimento (a), têmpera a óleo (b) e têmpera a água (c), respectivamente. A estrutura recozida apresenta grãos de perlita (região clara) em matriz ferrítica (região escura). A estrutura temperada a óleo é composta de longas ripas de martensita (claro) coexistindo com uma subestrutura de pouca martensita de placa (regiões indicadas por P). A microestrutura temperada à água é formada 100% de martensita com lâminas relativamente curtas (EL RAYES *et al.*, 2015).



(a) (b)



(c)

Figura 2.3: Microestruturas obtidas por um Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) do aço 4340: recozido (a), temperado a óleo (b) e temperado a água (c).
Fonte: EL RAYES *et al.* (2015).

2.2. - Usinagem

Operação de usinagem é todo processo de fabricação no qual há a remoção de material sob forma de cavaco, sendo o cavaco a porção de material retirado da peça por meio de uma ferramenta. A usinagem é amplamente utilizada na fabricação de peças com diversas geometrias e dimensões e, por esta razão, é um fator determinante na integridade superficial do material. A qualidade superficial de uma peça após usinagem tem efeitos significativos sobre a resistência à corrosão, a vida em fadiga e fluência. Conhecer e entender o tipo de processo, bem como os parâmetros que serão adotados e outras condições de corte, é extremamente importante para a otimização da vida útil da peça (FERRARESI, 1977; HUANG & YANG, 2017).

As operações de usinagem podem ser divididas em dois grupos de corte, chamados de corte contínuo e de corte intermitente. Em qualquer um desses grupos, ocorre geração de calor devido à quantidade excessiva de deformação plástica e atrito entre a ferramenta, peça e cavaco. Cerca 90 a 95% da potência desse processo é convertida em calor. Esse calor gerado se dissipa pela ferramenta, peça, cavaco e, quando houver, pelo fluido de corte. Essa troca térmica influencia diretamente na vida útil da ferramenta, na geração de tensões residuais e outros aspectos de integridade superficial da peça (KARAGUZEL *et al.*, 2016).

Além disso, a usinagem pode ser classificada como convencional e não convencionais. Os principais processos de usinagem convencionais são: torneamento,

fresamento, furação, retificação, aplainamento, mandrilhamento, serramento, brochamento, roscamento. Como processos não-convencionais de usinagem, destacam-se o jato d' água, jato abrasivo, fluxo abrasivo, ultrassom, eletroquímica, eletroerosão, feixe de elétrons, laser, plasma, química e fotoquímica. Os tipos mais comuns de usinagem convencional, torneamento (a), furação (b), fresamento tangencial (c) e fresamento de topo (d) estão apresentados na Figura 2.4. (MACHADO *et al.*, 2015; GROOVER, 2010).

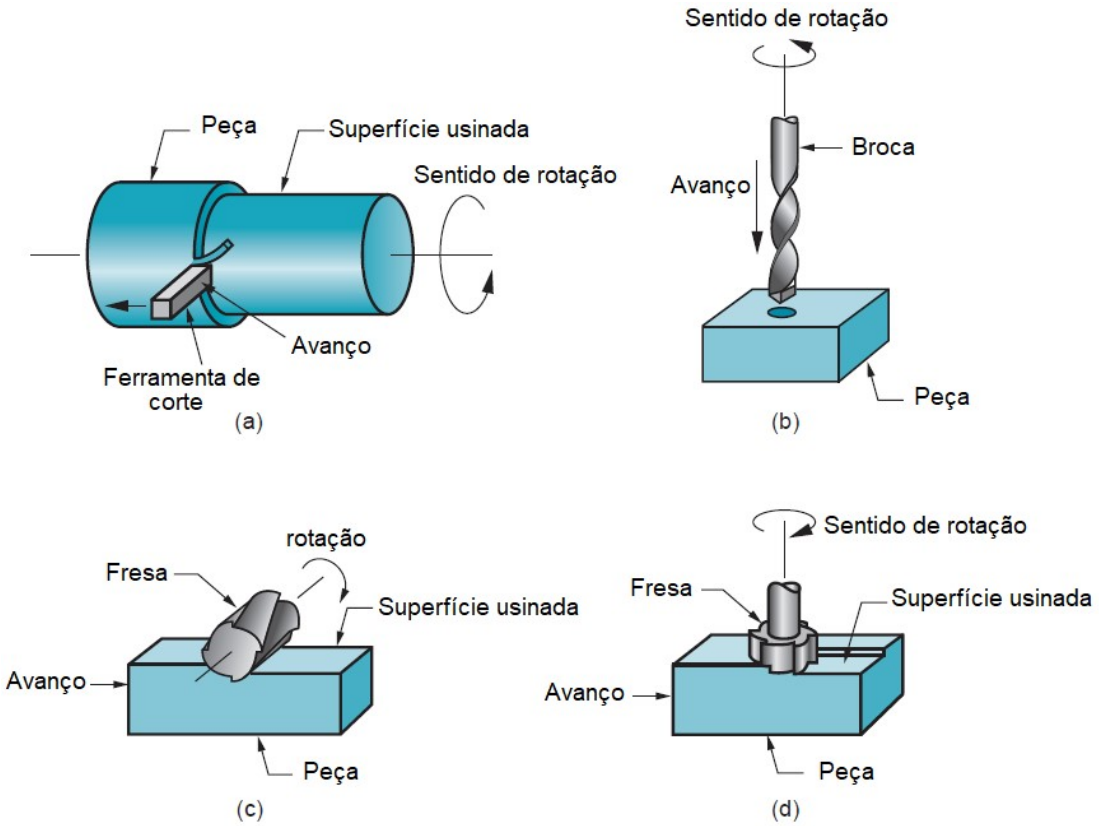


Figura 2.4: Principais tipos de usinagem convencionais: torneamento (a), furação (b), fresamento tangencial (c) e fresamento de topo (d).

Fonte: GROOVER (2010) adaptado.

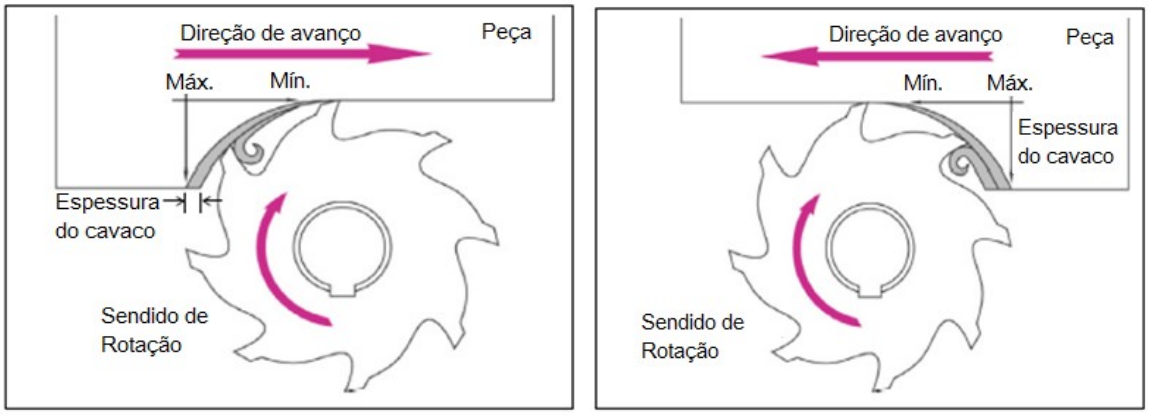
2.2.1. - Processo de Fresamento

Dentre as operações de usinagem destaca-se o fresamento, sendo um processo no qual há a remoção de material de modo intermitente, em função do movimento relativo da ferramenta multicortante, denominada fresa, gerando diferentes tipos de geometrias (KARAGUZEL *et al.*, 2016; STEMMER, 1995). Nessa operação, a orientação relativa entre a ponta da ferramenta e a superfície recém-formada varia conforme o corte. Durante o movimento de rotação da ferramenta, a profundidade de

corte é variável, gerando cavaco com espessura não uniforme. Além disso, dependendo da geometria da fresa, a superfície gerada é relacionada com as diferentes partes da ferramenta (SU *et al.*, 2012).

A máquina opera esse tipo de usinagem é chamada de fresadora e ela pode ser vertical ou horizontal. As principais operações executadas por fresamento são: fresamento tangencial (concordante ou discordante), fresamento tangencial de canais ou perfis, fresamento de topo ou frontal, fresamento com fresa de topo esférica e fresamento de cavidades (MACHADO *et al*., 2015).

O fresamento tangencial é um dos tipos mais utilizados e é dividido em concordante e discordante. No fresamento tangencial concordante, o sentido do movimento de avanço é o mesmo do sentido da rotação da fresa e a espessura do cavaco é máxima no início e mínima no final do curso do dente da ferramenta. Por outro lado, no fresamento tangencial discordante, o sentido do movimento do avanço é contrário ao sentido de rotação da fresa, além disso, a espessura do cavaco vai do zero até um valor máximo. A Figura 2.5 ilustra o movimento realizado no fresamento tangencial em ambos sentidos (DINIZ *et al*., 1999).



(a) (b)

Figura 2.5: Fresamento com sentido concordante (a) e discordante (b).

Fonte: MASMIATI *et al.* (2016) adaptado.

2.2.1.1. - Fresamento de Topo

O fresamento de topo ou frontal é a operação na qual o eixo de rotação da fresa é perpendicular à superfície usinada. Além disso, as arestas cortantes (dentes) estão na superfície periférica frontal da ferramenta. Este tipo de fresamento é utilizado tanto para operação de desbaste quanto de acabamento, sendo usado principalmente

para obtenção de superfícies planas, canais e rasgos de chaveta (DINIZ et al., 1999). A Figura 2.6 mostra o fresamento de topo indicando os parâmetros de corte: a_p (profundidade de corte) e f_n (avanço).

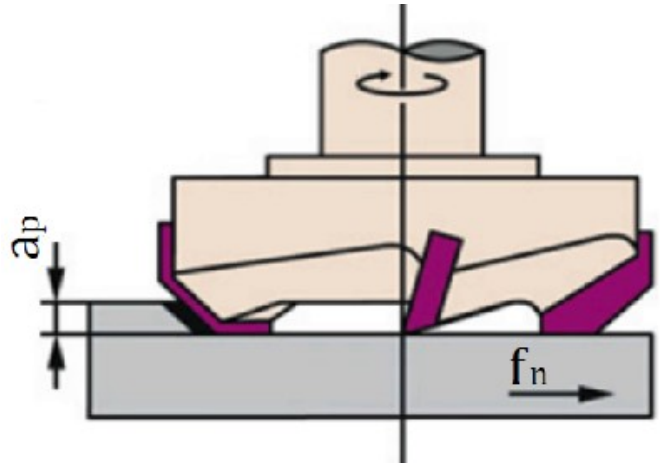


Figura 2.6: Fresamento de topo.
Fonte: TAPOGLOU & ANTONIADI (2012) adaptado.

No fresamento de topo, a superfície usinada é resultado da ação combinadas dos dentes localizados na periferia e na face frontal da fresa. As ferramentas utilizadas nesse tipo de operação são chamadas fresas de topo e sua extremidade pode ser reta, semiesférica ou toroidal. Além disso, do ponto de vista construtivo, as fresas de topo podem ser inteiriças, com pastilhas brasadas ou pastilhas intercambiáveis. A Figura 2.7 ilustra os principais tipos de fresa de topo (ABREU, 2010).

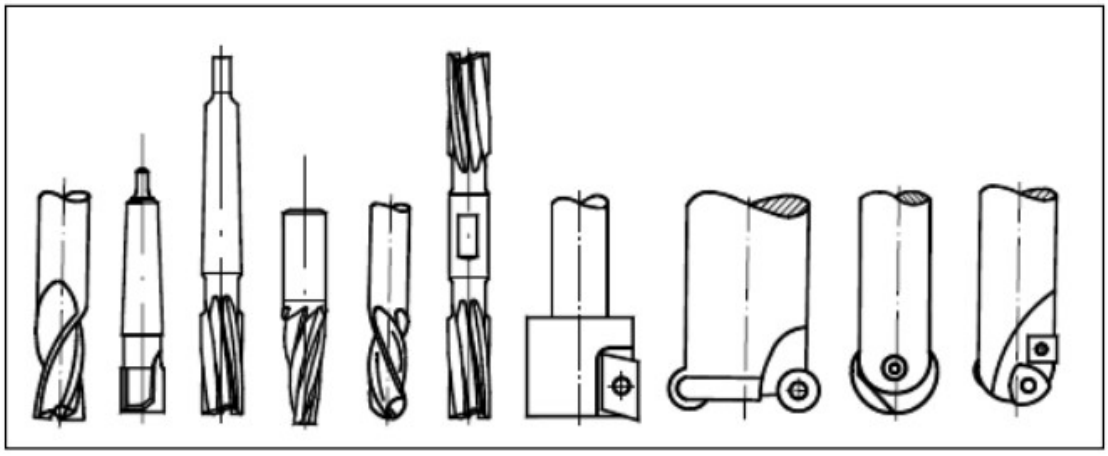


Figura 2.7: Principais tipos de fresas de topo (ABREU, 2010).

Enquanto que no fresamento tangencial tem-se os sentidos discordantes e concordante no movimento de corte, para fresamento de topo além desses dois sentidos, pode ocorrer a combinação desses movimentos quando o eixo da fresa intercepta o material da peça, tem-se simultaneamente o fresamento no sentido concordante e discordante a Figura 2.8 ilustra os tipos de movimentos encontrados no fresamento de topo (ABREU, 2010).

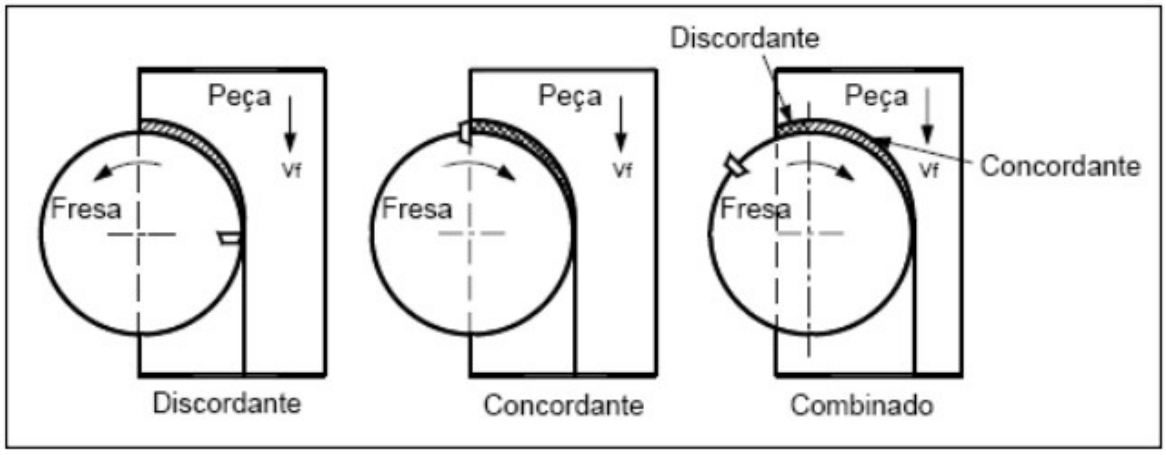


Figura 2.8: Fresamento de topo discordante, concordante e combinado (ABREU, 2010).

O diâmetro da fresa de topo deve ser maior do que a largura a ser usinada. Para maior eficiência, utiliza-se o diâmetro igual ou superior a 1,5 vezes o tamanho da penetração de trabalho (a_e), deixando a fresa em balanço de 1/3 a 1/4 do seu diâmetro. O posicionamento da fresa afeta o ângulo de entrada da pastilha, determinando se o choque inicial será absorvido por um ponto mais ou menos resistente. Fresas muito grandes além de ineficientes, são prejudiciais do ponto de vista econômico, pois são mais pesadas, caras, necessitam de um torque maior e são mais sensíveis às deflexões e vibrações (STEMMER, 1995).

O número de dentes de uma fresa frontal depende da forma e do tamanho da ferramenta, da potência do corte disponível (máquina fresadora) e da formação do cavaco. Cavacos curtos permitem dentes mais próximos, pois necessitam de menos espaços (STEMMER, 1995).

2.2.2. - Condições de Corte no Fresamento

Se as condições de corte não forem selecionadas corretamente, o processo pode resultar em esforço excessivo da máquina, prejudicar a qualidade da peça, danificar a ferramenta de corte ou reduzir a produtividade (MASMIATI *et al.*, 2016). Para compreender a influência dos parâmetros e das condições de corte tais como, lubrificação e geometria da ferramenta diversos autores como MAUROTTO *et al.* (2014), VILČEK *et al.* (2017), HUANG & YANG (2017), SARAVANAN & XAVIOR (2015) e HASSANPOUR *et al.* (2016) realizaram estudos referente ao assunto.

Os parâmetros de corte analisados na maioria dos estudos são: a velocidade de corte (V_c), o avanço (f_n) e a profundidade de corte (a_p). Estes parâmetros estão ilustrados na Figura 2.9 na qual está representado o fresamento de topo. A velocidade de corte é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante da ferramenta, segundo a direção e sentido de corte, podendo ser calculada pela equação 2.1 onde d é o diâmetro da peça ou da ferramenta (no caso do fresamento) em milímetros e n representa o número de rotações por minuto. O avanço é o percurso em cada volta, no caso de ferramentas como as fresas que possuem mais de um dente, o avanço é calculado a partir do produto entre o avanço por dente (f_z) e o número de dentes (Z) como mostrado na equação 2.2. Por fim, a profundidade de corte é a largura de penetração da ferramenta na peça, medida na direção perpendicular ao plano de trabalho. Esses três parâmetros estão relacionados com a taxa de remoção do material (MACHADO *et al.*, 2015; GROOVER, 2010).

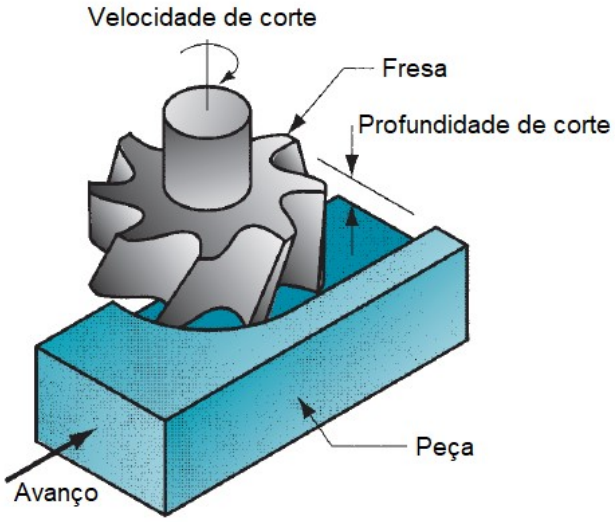


Figura 2.9: Fresamento de topo e os parâmetros de corte.
Fonte: GROOVER (2010) adaptado.

$$V_c = \frac{\pi \,.\, d \,.n}{1000} \qquad 2.1$$

$$f_n = f_z . Z \qquad 2.2$$

2.2.3. - Geometria da Ferramenta de Corte

A geometria da ferramenta de corte é um dos fatores que determinam a vida útil da ferramenta e a qualidade superficial da peça depois de usinada, é composta por uma combinação de três ângulos principais (α_1 - ângulo de folga, β_1 - ângulo da cunha da ferramenta e γ_1 - ângulo de saída), mostrada na Figura 2.10. Desta forma, a variação dos parâmetros como ângulo de folga, ângulo de saída e raio da ponta da ferramenta influencia na qualidade superficial da peça usinada, assim como nas forças de corte, afetando diretamente a evolução do desgaste da ferramenta, e, consequentemente em sua na vida útil, uma vez que ferramenta com desgaste gera superfícies com qualidades inferiores (GUTNICHENKO *et al.*, 2017). A Figura 2.11 ilustra os elementos (superfícies e arestas) de corte de uma fresa frontal.

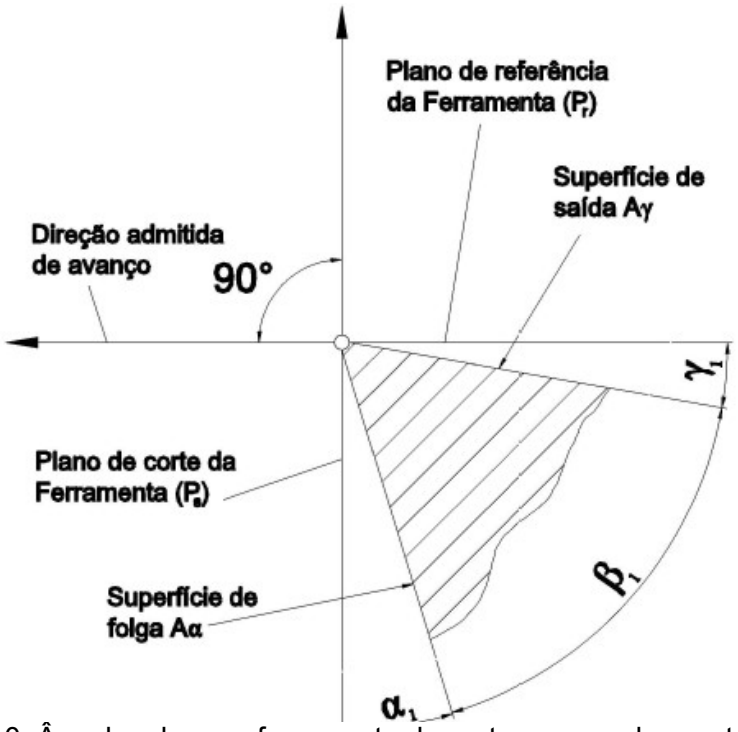


Figura 2.10: Ângulos de uma ferramenta de corte em um plano ortogonal.

Fonte: MACHADO *et al.* (2015) adaptado.

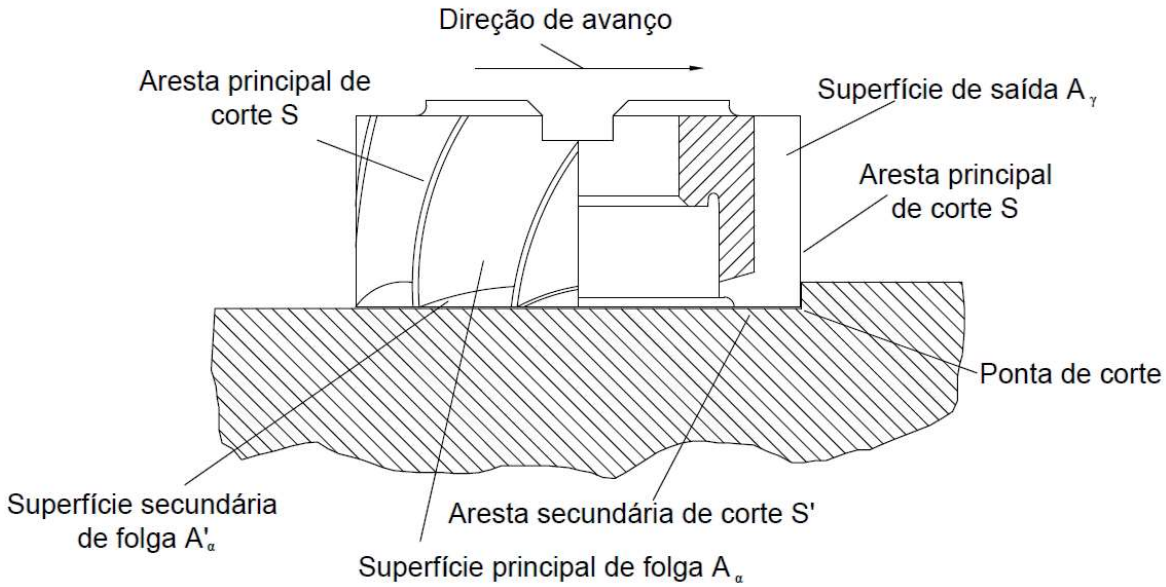


Figura 2.11: Elementos da cunha de corte de uma fresa frontal.

Fonte: MACHADO *et al.* (2015) adaptado.

O raio da ponta da ferramenta além de ser um dos fatores responsáveis pela integridade superficial da peça, alteração nas forças de cortes, espessura do cavaco e distribuição de tensões, também é uma variável importante para a vida útil da própria ferramenta (PARIDA & MAITY, 2017). SHARMAN *et al.* (2015), ao observarem o efeito do raio da ponta da ferramenta na integridade superficial gerada no processo de torneamento do aço inconel 728, verificaram que, em geral, um maior raio da ponta da ferramenta pode gerar aumento nas forças de corte radial e na profundidade da camada afetada pela usinagem (maiores deformações). A Figura 2.12 mostra a relação entre a profundidade de deformação plástica ocasionada pela variação da espessura do cavaco (h_{ex}), do avanço e do raio da ponta da ferramenta.

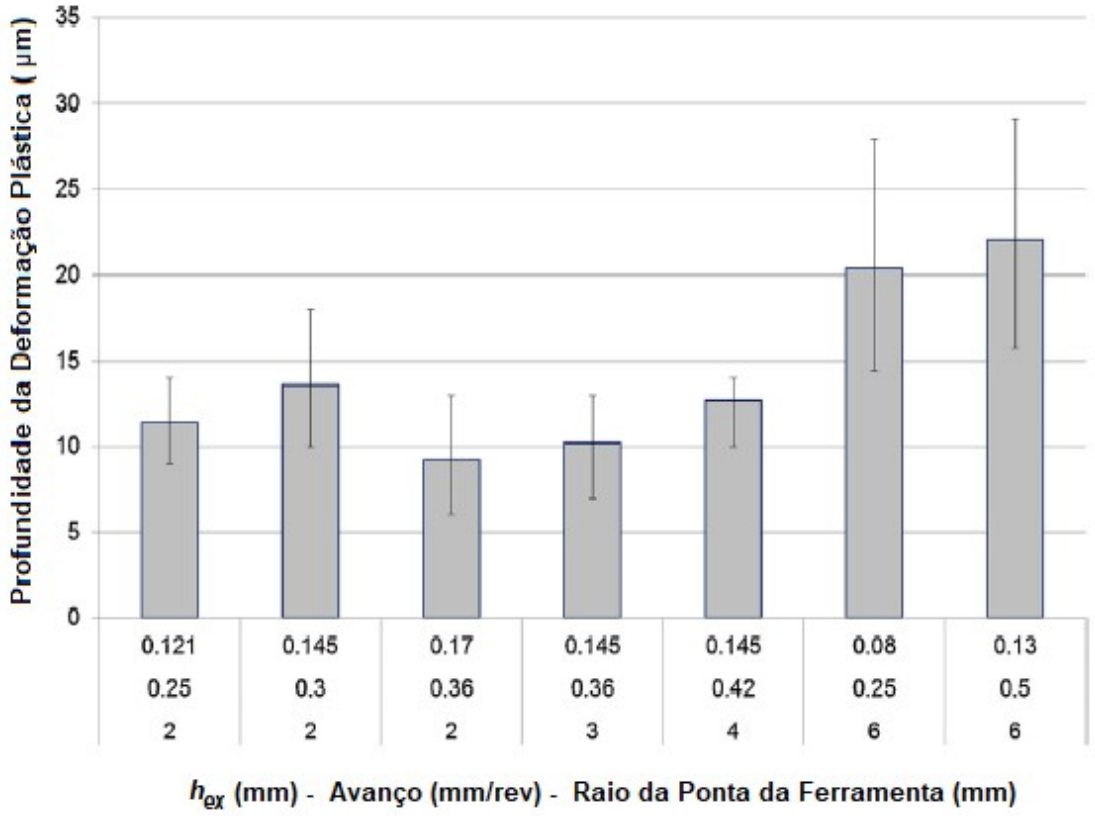


Figura 2.12: Relação da profundidade de deformação plástica e avanço, espessura do cavaco e raio da ponta da ferramenta.
SHARMAN *et al*. (2015).

2.2.4. - Pastilhas Convencionais e *Wiper*

Embora haja muita aplicação de ferramentas inteiriças na usinagem, o emprego de pastilhas em ferramentas intercambiáveis surgiu como solução para redução de custo, praticidade e processamento de materiais de maiores durezas. Esse tipo de ferramenta permite que se troque apenas a ponta (pastilha), a qual é fabricada com material especial para suportar as condições de corte. A Figura 2.13 apresenta os principais tipos de geometria das pastilhas convencionais (GROOVER 2010).

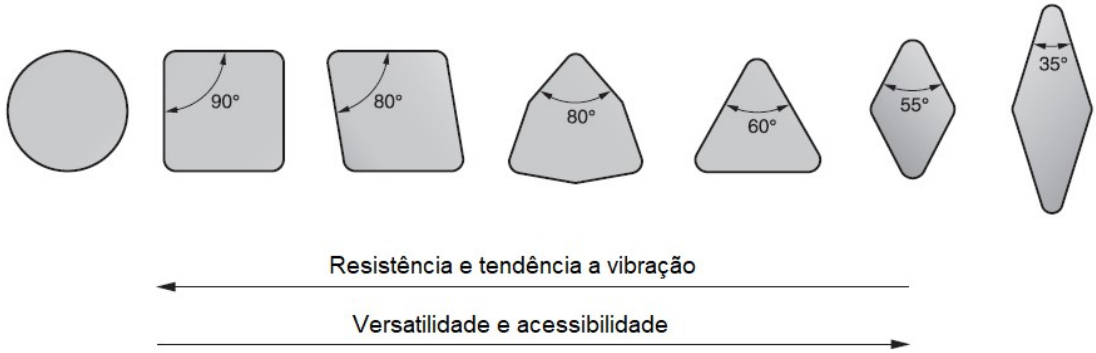


Figura 2.13: Principais tipos de pastilhas convencionais.

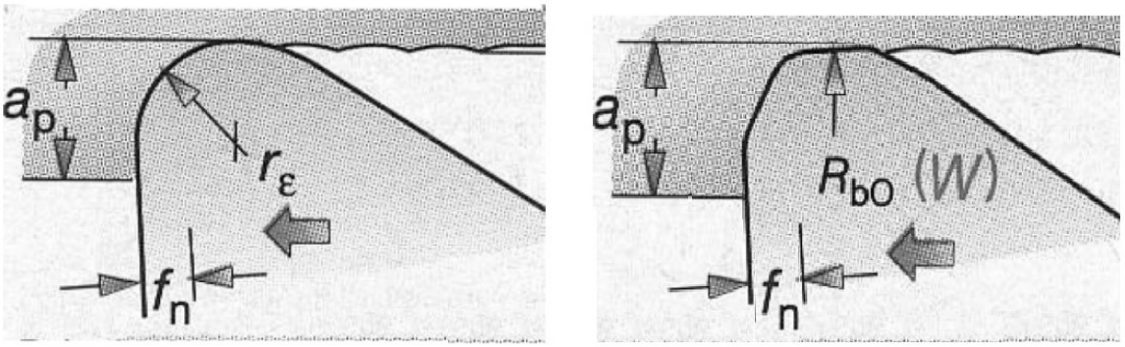
Fonte: GROOVER (2010) adaptado.

Dentre os materiais utilizados na fabricação dessas pastilhas, como aço rápido, cerâmica, CBN e Cermet, o metal duro revestido é o mais empregado atualmente. Descoberto por volta de 1920 na Alemanha, esse material foi o segundo grande impulso na área de materiais para ferramentas, ficando atrás do aço rápido. O carboneto de tungstênio, chamado de metal duro, é fabricado pelo processo de metalurgia do pó e possui alta resistência mecânica e resistência ao desgaste, além de excelente tenacidade (MACHADO *et al*. 2015).

A aplicação de revestimento nas pastilhas de corte é muito importante, pois confere a ferramenta um desempenho superior em relação a pastilhas sem revestimento. Atualmente, mais 95% do metal duro utilizado na indústria são com revestimento. Os processos de revestimento em ferramentas de metal duro são Deposição Química de Vapor (CVD - *Chemical Vapour Deposition*) e Deposição Física de Vapor (PVD - *Physical Vapour Deposition*). Geralmente, o revestimento é triplo, ou seja, em três camadas de TiC, TiCN e TiN ou TiC, Al_2O_3 e TiN (MACHADO *et al*. 2015).

O avanço da tecnologia não desenvolveu somente o material das ferramentas, mas também a geometria das pastilhas. Neste contexto, surgiram as pastilhas *wiper* que apresentam uma geometria de ponta de ferramenta diferente das convencionais. Esses tipos de ferramenta são capazes de girar em altas velocidades de avanço sem perder a capacidade de gerar bom acabamento superficial ou a capacidade de quebra de cavaco. A tecnologia é baseada em uma série de raios cuidadosamente desenvolvidos que compõem a ponta da ferramenta. Em uma pastilha convencional, a ponta possui apenas um raio. A extremidade da *wiper*, no entanto, é composta por um grande raio principal complementado por vários raios menores (D'ADDONA & RAYKAR, 2016).

A Figura 2.14 ilustra a diferença entre o raio da ponta de ferramenta convencional e *wiper*. Onde a_p é a pronfundidade de corte, f representa o avanço, r_ε é o raio da ponta da ferramenta e r_{bO} significa o raio de curvatura da *wiper* (CORREIA & DAVIM, 2011).



(a) (b)

Figura 2.14: Raio de ponta de ferramenta convencional (a) e *wiper* (b).
Fonte: CORREIA & DAVIM (2011) adaptado.

Ao analisarem a rugosidade superficial em torneamento usando as geometrias *wiper* e convencional, autores como D'ADDONA & RAYKAR (2016), CORREIA & DAVIM (2011) e ANTONIALLI *et al.* (2016) concluíram que a geometria da ferramenta *wiper* proporciona um acabamento superficial superior em comparação com as pastilhas convencionais resultando em um acabamento superficial comparável com a operação de retificação, possibilitando avanços maiores, aumentando a eficiência do processo de fabricação.

NESLUSAN *et al.* (2014), fizeram um estudo comparativo entre o uso de pastilhas com geometria convencional e *wiper* durante o torneamento em condições severas de corte do aço para rolamento 100Cr6 (equivalente ao SAE 52100) e concluíram que a usinagem com *wiper* melhora a qualidade da superfície e evita a formação de camada branca.

2.3. - Integridade Superficial

Integridade superficial é um termo usado para descrever a qualidade final de uma superfície após ter passado por algum tipo de processo de fabricação. Esse termo engloba textura da superfície, geometria, características da superfície em serviço e das camadas abaixo delas. Essas características podem ser classificadas

como de acabamento e alterações nas camadas superficiais. Em termos de acabamento, são avaliados aspectos como ondulações, falhas e rugosidade. No que se refere a alterações nas camadas superficiais são avaliados principalmente fatores como tensões residuais, microdureza, deformação plástica, recristalização e transformações metalúrgicas. A qualidade da superfície usinada tem grande importância, pois melhora significativamente a resistência à fadiga, a resistência à corrosão prolongando assim, a vida útil da peça (NEDUMARAN *et al.*, 2015, MACHADO *et al*., 2015).

Os processos de usinagem podem afetar a integridade superficial da peça de trabalho, produzindo altas temperaturas durante o corte resultando em deformação plástica na peça e, consequentemente, gerando tensões residuais, mudança na geometria da superfície (rugosidade, trincas, distorção) e reações químicas entre a ferramenta e a peça. A integridade da superfície após o processo de usinagem correlaciona-se com os parâmetros de corte e a geometria da ferramenta (MASMIATI *et al.*, 2016).

A integridade superficial tem papel fundamental na vida útil do material usinado, pois fatores como a rugosidade, dureza, microestrutura e tensões residuais, quando não controlados corretamente, podem acarretar falhas prematuras da peça. As tensões residuais, por exemplo, são muito importantes no desempenho de peças usinadas pois podem se somar as tensões aplicadas durante o serviço, resultando em um estado de tensões mais elevado, podendo atingir o limite de escoamento do material, ou reduzir a resistência à fadiga ocasionando uma falha prematura na peça (NAVAS *et al.*, 2012).

2.3.1. - Rugosidade

A rugosidade é conceituada como conjunto de irregularidades microgeométricas, caracterizado pelas saliências e reentrâncias presentes em uma superfície e só podem ser medidos com aparelhos especiais, como por exemplo: perfiloscópios, perfilográfos e rugosímetros. A rugosidade superficial está relacionada com o processo de fabricação da peça. Neste contexto, a máquina-ferramenta, as condições de corte e os parâmetros de corte impactam diretamente no resultado final da superfície (AGOSTINHO *et al.*, 1995).

A vida em fadiga e outras propriedades da superfície da peça usinada são afetadas pela a rugosidade da peça. Muitas vezes, este é o único critério para decidir

se o produto final está conforme (HASSANPOUR *et al.*, 2016). A rugosidade também pode ser um meio de controlar o desgaste da ferramenta de corte. Dentre vários parâmetros que podem ser utilizados para quantificar a rugosidade, listados na Norma ABNT NBR 4287 (2002) conforme Tabela 2.4, o mais utilizado é o desvio aritmético médio (Ra) (MACHADO *et al.*, 2015).

Tabela 2.4: Parâmetros de rugosidade.

Símbolo	Nome	Definição
$\boldsymbol{R_a}$	Desvio aritmético médio	Média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem.
$\boldsymbol{R_q}$	Desvio médio quadrático	Raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem.
$\boldsymbol{R_t}$	Altura total do perfil	Soma da maior altura de pico do perfil e da maior profundidade de vale do perfil no comprimento de avaliação.
$\boldsymbol{R_z}$	Altura máxima do perfil	Soma da altura máxima dos picos e a maior das profundidades dos vales no comprimento de amostragem.
$\boldsymbol{R_{sk}}$	Fator de Assimetria do perfil (skewness)	Coeficiente entre o valor médio dos valores das ordenadas e R_q ao cubo, no comprimento de amostragem.
$\boldsymbol{R_{ku}}$	Fator de achatamento do perfil	Coeficiente entre a média dos valores das ordenadas à quarta potência e o valor de R_q à quarta potência no comprimento da amostragem.

Fonte: MACHADO *et al.* (2015).

Dentre os parâmetros de rugosidade listados na Tabela 2.4, o mais utilizado é o desvio aritmético médio (Ra), o qual representa a média entre os picos e os vales existentes ao longo do comprimento de amostragem conforme mostrado na Equação 2.3 e Figura 2.15, na qual L_m representa o comprimento de amostra e o y_i representa o desvio vertical (GROOVER *et al*., 2010).

$$R_a = \int_0^{L_m} \frac{|y_i|}{L_m}\, dx \qquad 2.3$$

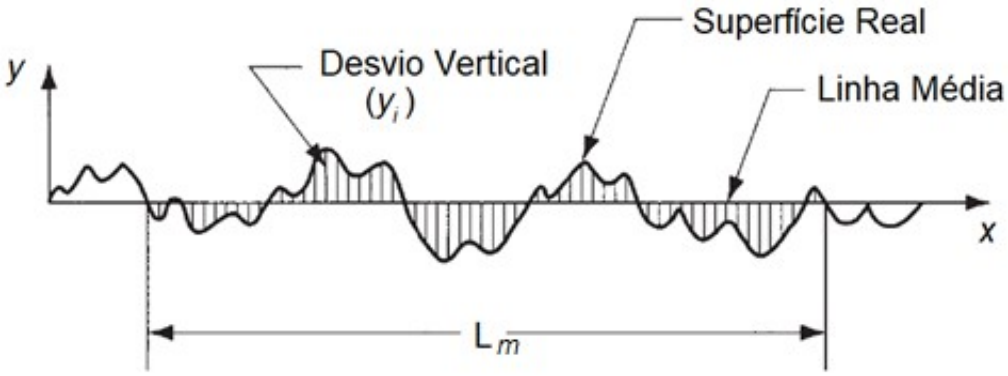


Figura 2.15: Representação do perfil de rugosidade Ra.
Fonte: GROOVER *et al*. (2010) adaptado.

Para o fresamento, a superfície da peça usinada está diretamente relacionada com os parâmetros de corte. A velocidade de corte, avanço por dente e profundidade de corte devem ser controlados para que se obtenha uma superfície com rugosidade adequada para o trabalho que a peça vai desempenhar (MAUROTTO *et al.*, 2014). Além disso, as marcas deixadas pelo fresamento dependem também da afiação dos dentes da fresa, precisão do ajuste do suporte e das pastilhas, no caso de pastilhas de fixação mecânica, além da precisão do giro e rigidez do cabeçote da máquina (STEMMER, 1995). Embora esses e outros aspectos devam ser considerados para se obter o valor real da rugosidade no material usinado, a rugosidade Ra no fresamento de topo pode ser estimada teoricamente a partir da equação 2.4, onde r_ε é o raio da ponta da ferramenta e f_z representa o avanço por dente (MACHADO *et al.*, 2015).

$$R_a = \frac{r_\varepsilon - \sqrt{r_\varepsilon^2 - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2}}{2} \qquad 2.4$$

Conforme mostrado na equação 2.4, o raio da ponta da ferramenta é um dos principais fatores que determinam a rugosidade na peça usinada, neste contexto, novas ferramentas têm sido desenvolvidas para melhorar o acabamento das peças usinadas e acelerar o processo de fabricação de peça. A ferramenta com geometria *wiper* possui um raio diferenciado na ponta da ferramenta que melhora o acabamento da superfície conforme ilustrado na Figura 2.16, em que se apresenta, de forma

comparativa, as ferramentas com geometria convencional, geometria *wiper* e suas respectivas influências quanto ao acabamento superficial com base na rugosidade Ra (D'ADDONA & RAYKAR, 2016).

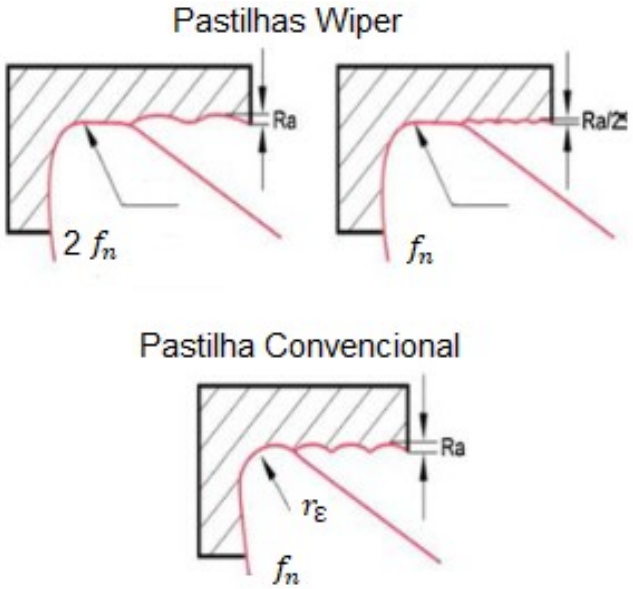


Figura 2.16: Influência do raio de ponta de ferramenta na rugosidade Ra.
Fonte: D'ADDONA & RAYKAR (2016) adaptado.

Além de D'ADDONA & RAYKAR (2016), outros autores como NESLUSAN *et al*. (2014), também estudaram a rugosidade gerada no torneamento com pastilhas convencionais e *wiper*. O gráfico apresentado na Figura 2.17, do estudo de NESLUSAN *et al.* (2014), permite observar o quanto o avanço é determinante na geração de rugosidade. Embora a superfície usinada apresente maiores valores de rugosidade para maiores avanços, no torneamento com geometria *wiper* o acabamento superficial é bem menos prejudicado com o aumento do avanço. Além disso, para baixos valores de avanço no torneamento, a diferença entre a rugosidade gerada por pastilhas convencionais e *wiper* é pequena como pode ser verificado no gráfico para valores de avanço 0,1 mm/rev.

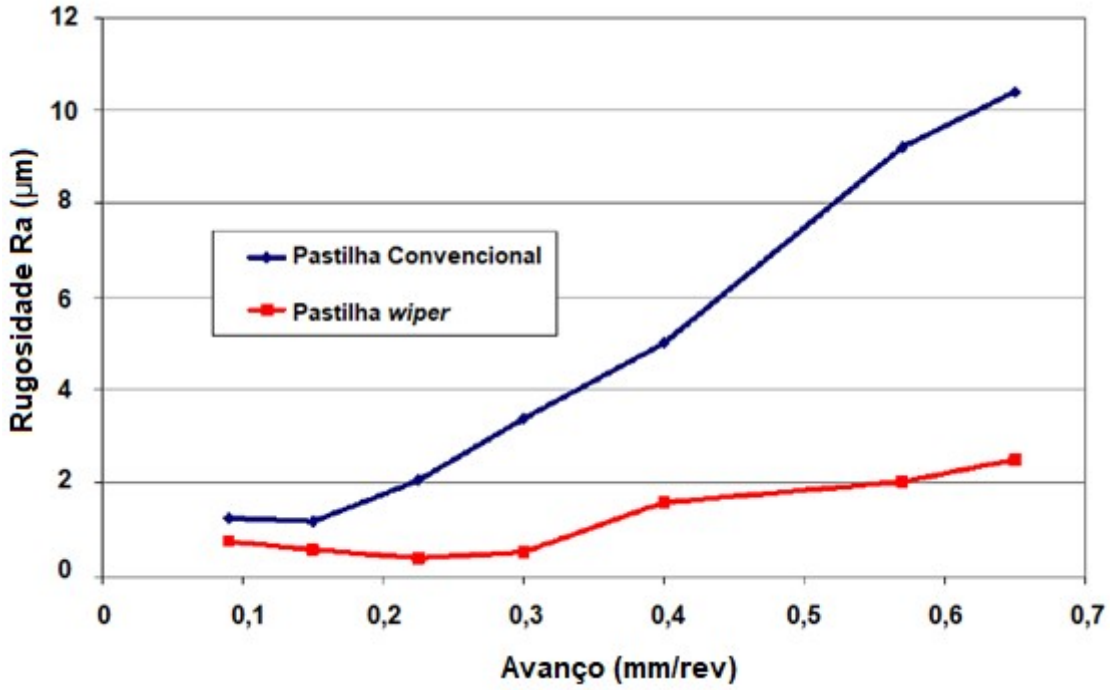


Figura 2.17: Relação do avanço com a geração de rugosidade Ra para diferentes geometria de ferramentas.
Fonte: NESLUSAN et al. (2014) adaptado.

FELHÖ *et al.* (2015), com um porta ferramenta especial, desenvolvido pela *Otto Von Guericke University* na Alemanha, utilizando várias pastilhas de corte com diferentes geometria em uma única operação, realizaram um estudo da influência da geometria da ferramenta de corte durante o fresamento de topo do aço 4140 na topografia da superfície usinada comparando valores teóricos e valores reais. Dessa forma, desenvolveram uma superfície teórica utilizando três pastilhas diferentes conforme observamos na Figura 2.18. O método desenvolvido nesse estudo para prever a rugosidade foi satisfatório como pode ser visto na Figura 2.19, na qual há a comparação entre os valores teóricos (previstos) e valores reais em relação ao avanço por dente da ferramenta. Além disso, FELHÖ *et al.* (2015), por meio do gráfico da Figura 2.19 mostram como o avanço é determinante para a rugosidade também no fresamento.

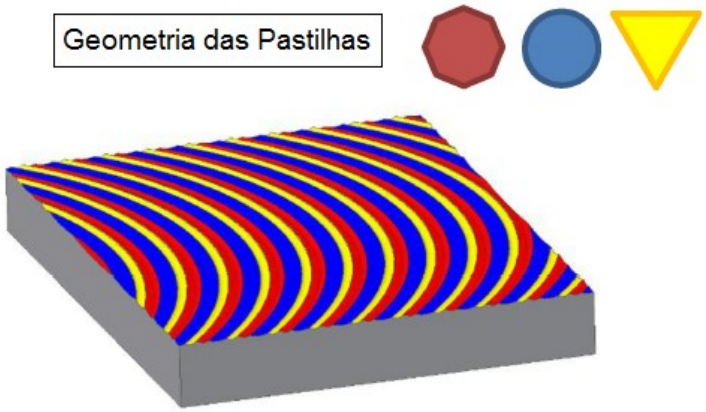


Figura 2.18: Superfície teórica obtida a partir de três pastilhas de corte com diferentes geometrias.
Fonte: FELHÖ *et al.* (2015) adaptado.

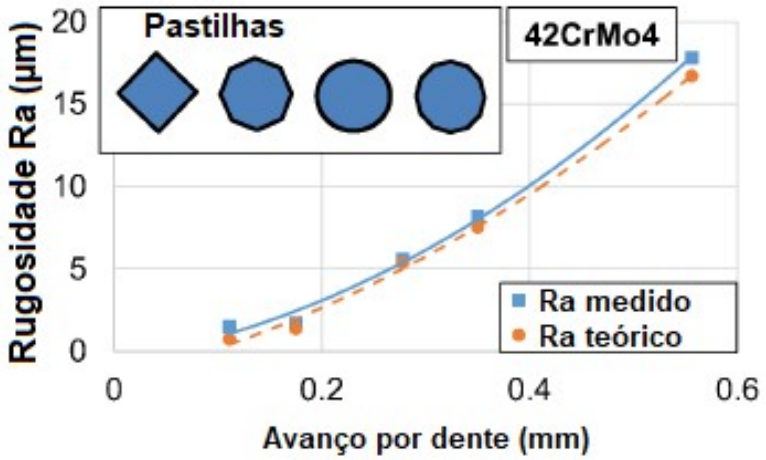


Figura 2.19: Comparação entre valores teóricos e medidos de rugosidade para diferentes geometrias de ferramenta.
Fonte: FELHÖ *et al.* (2015) adaptado.

2.3.2. - Microdureza

As variações de dureza da superfície usinada podem ser explicadas por três mecanismos fundamentais. No primeiro mecanismo, o gradiente de temperatura intenso da zona de cisalhamento provoca uma transformação de fase no material, que se segue por uma rápida extinção e irá resultar em aumento da dureza. O segundo mecanismo é decorrente das deformações plásticas mais severas e pelo fenômeno de encruamento na superfície da peça. Por último, o terceiro é uma mudança na microestrutura, como exemplo a formação da camada branca, a qual se caracteriza

por uma região endurecida no material em função de algumas condições de corte (HASSANPOUR *et al.*, 2016; WANG *et al.*, 2014).

Para medição de microdureza, deve ser realizado o ensaio de dureza *Vickers* ou *Knoop*. Estes ensaios são regulamentados pela norma ASTM E 384-73 1999. De acordo com a norma, para realização deste ensaio, as cargas são menores do que as cargas aplicadas para outros ensaios de dureza, estando em um intervalo entre 0,001 e 1 kgf.

Nos processos de usinagem, um aumento na microdureza pode ocorrer em função da formação de uma região endurecida, a qual é chamada de camada branca. Durante o fresamento, principalmente em condições severas, o calor gerado no processo, devido ao atrito pode levar a peça a exceder a sua temperatura de austenitização, provocando uma têmpera superficial em uma região do material. Desta forma, tem-se uma camada mais dura do que o restante da peça. O desgaste da ferramenta de corte, formação de arestas postiças e deformações plásticas podem potencializar esse fenômeno porque aumentam o atrito entre a peça e a ferramenta. A Figura 2.20 mostra a formação da camada branca no aço 4340 após fresamento (HASSANPOUR *et al.*, 2016).

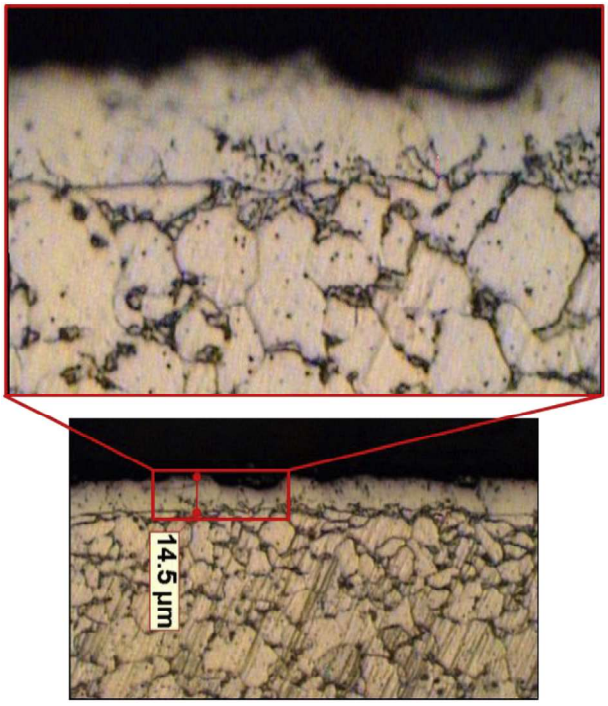


Figura 2.20: Formação de camada branca no fresamento do aço 4340 (HASSANPOUR *et al.*, 2016).

Alguns trabalhos demonstram a influência dos parâmetros de corte para microdureza, como WANG *et al.* (2014) que ao estudar o fresamento de topo em altas velocidades do aço ferramenta H13 com pastilhas de metal duro revestidas sob diferentes parâmetros de corte, os autores observaram que, com o aumento da velocidade de corte e do avanço por dentes, há um aumento na profundidade da camada afetada pela usinagem e, consequentemente, uma elevação na dureza da superfície do material como demonstrado no gráfico da Figura 2.21. Por outro lado, HASSANPOUR *et al.* (2014), analisando a interação da profundidade de corte com o avanço por dente durante o fresamento com quantidade mínima de lubrificante no aço 4340, observaram que esses parâmetros têm um efeito significativo na microdureza da peça como mostra Figura 2.22. Além disso, as magnitudes de microdureza variaram entre 470 e 607 HV com a mudança nas condições de corte, o que explicou os efeitos significativos dos parâmetros de corte na microdureza superficial.

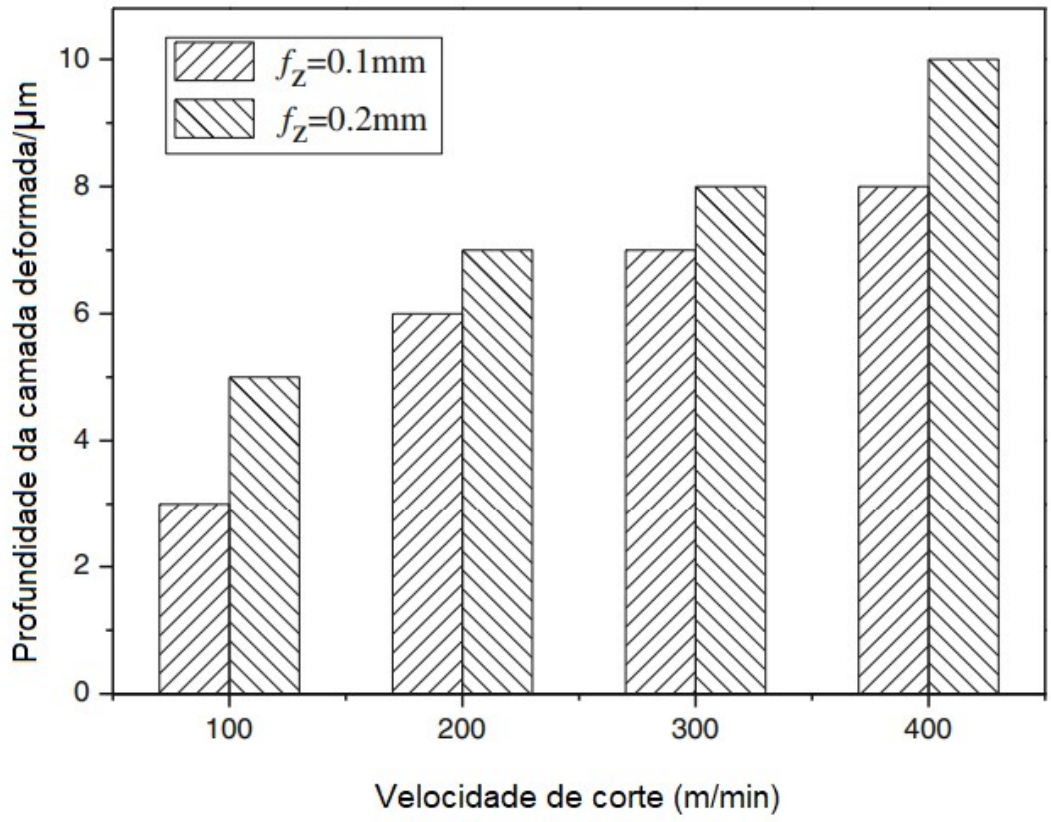


Figura 2.21: Relação da profundidade da camada afetada e parâmetros de corte.

Fonte: WANG *et al*. (2014) adaptado.

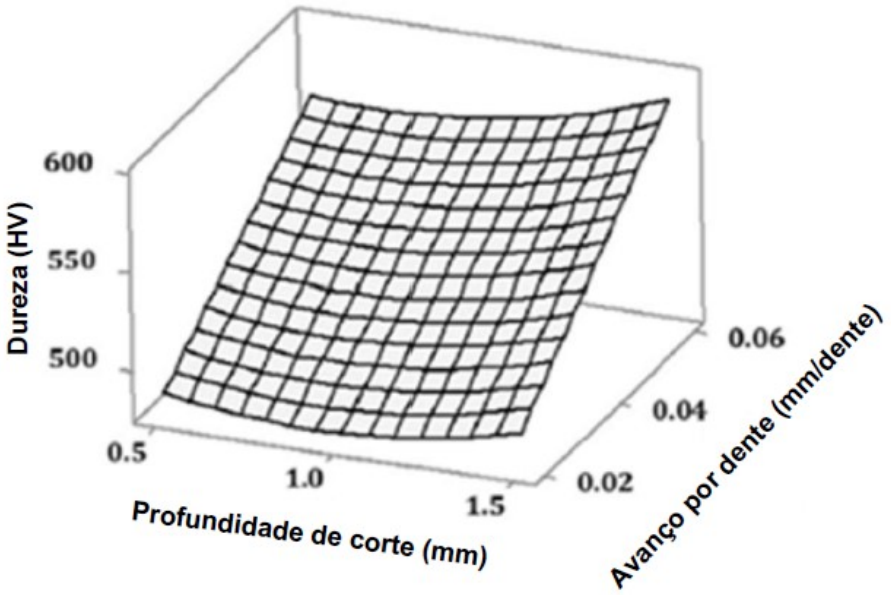


Figura 2.22: Relação entre parâmetros de corte e microdureza no aço AISI 4340.

Fonte: HASSANPOUR *et al.* (2016) adaptado.

2.3.3. - Tensões Residuais

Tensões residuais podem ser definidas como tensões autoequilibradas existentes nos materiais, em condições de temperatura uniforme e sem carregamento externo (MACHERAUCH & KLOSS, 1987). As tensões residuais existem em quase todos os processos e surgem sempre que ocorrerem processos anelásticos (incapacidade de se deformar elasticamente sob tensão), por exemplo deformação plástica, tratamentos superficiais e tratamentos térmicos. Devido a perturbação nas tensões ocasionadas pelos processos anelásticos, ocorre uma redistribuição dessas cargas de modo que mesmas se equilibrem novamente, ou seja, o somatório das forças compressivas e trativas é igual a zero (MANSILLA *et al.*, 2015).

Quando ocorrem deformações plásticas nas camadas superficiais dos materiais durante algum processo de fabricação mecânica, surgem tensões residuais. As tensões podem ser trativas ou compressivas dependendo do mecanismo de deformação. Essas alterações volumétricas podem ser causadas por três fatores: transformação de fase, deformação térmica ou plástica e deformação mecânica. No caso da usinagem, os mecanismos de deformação são apresentados na Figura 2.23. No primeiro caso (a), tensões residuais trativas surgirão se, durante a transformação de fase, o volume aumentar, e se houver diminuição do volume as tensões residuais geradas serão de natureza compressiva. No segundo caso (b), o calor causa a

expansão da camada superficial gerando deformação no material (enquanto o aquecimento é mantido). Quando o calor é removido, a camada da superfície se contrai, resultando em uma tensão residual de tração. No terceiro caso (c), a tensão residual é compressiva porque a camada superficial é compactada por uma ação mecânica (ZAUSKOVA *et al.*, 2017; MASMIATI *et al.*, 2016).

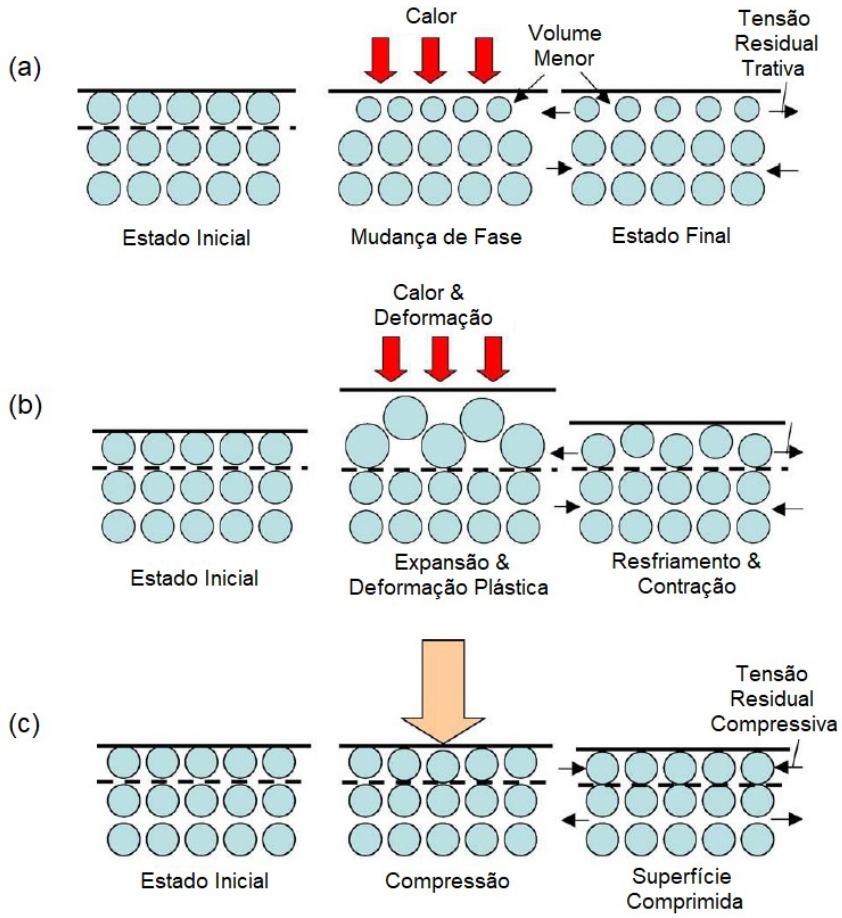


Figura 2.23: Três modelos de geração de tensões residuais.
Fonte: GRIFFITHS (2001) adaptado.

O estado de tensões residuais pode ter efeitos benéficos ou prejudiciais no desempenho do material. Portanto, o conhecimento e controle preciso deste aspecto da integridade superficial são de grande importância para vida útil da peça. (MANSILLA *et al.*, 2015). Tensões residuais trativas são consideradas deletérias para os componentes, pois reduz a vida em fadiga, a resistência à fluência e a resistência a corrosão sob tensão, além de facilitar a propagação de trincas. As tensões residuais compressivas têm efeitos opostos, sendo considerada assim como benéfica para o material. Em muitos casos, é necessário um tratamento de alívio de tensão nas peças

usinadas para reduzir o nível de tensões residuais de tração, ou a indução de tensões residuais compressivas por meio de técnicas, como jateamento ou polimento (VILČEK *et al.*, 2017).

A redução da carga térmica sobre a peça de trabalho resulta em efeitos mecânicos dominantes sobre os térmicos, gerando tensões residuais mais compressivas na superfície. Se os efeitos térmicos forem dominantes, as tensões residuais tendem a ser de natureza trativa. Assim, elevar as temperaturas de corte resulta em um estado de maior tensão residual trativa na superfície de um componente usinado. Neste contexto, a condutividade térmica da peça é crucial, pois quanto maior a dissipação de calor da zona de corte melhor. (MAUROTTO e*t al.*, 2014; SU *et al.*, 2012).

As tensões residuais geradas nos processos de fabricação são resultado da interação entre três tipos de tensão, de acordo com a escala em que atuam. As tensões do tipo I são de níveis macroscópicos e são autoequilibradas no limite de todo o material. As do tipo II são em escalas microscópicas, homogêneas na escala de grãos e nos seus contornos, este tipo de tensão residual é um resultado da incompatibilidade de tensões entre os grãos, criado pela anisotropia elástica e plástica dependendo da orientação. Por fim, as tensões do tipo III são tensões submicroscópicas, observadas no limite da matriz atômica do material e são influenciadas por defeitos cristalinos na microestrutura do material (HU *et al.*, 2016). A sobreposição dos três tipos de tensões residuais pode ser observada através da Figura 2.24.

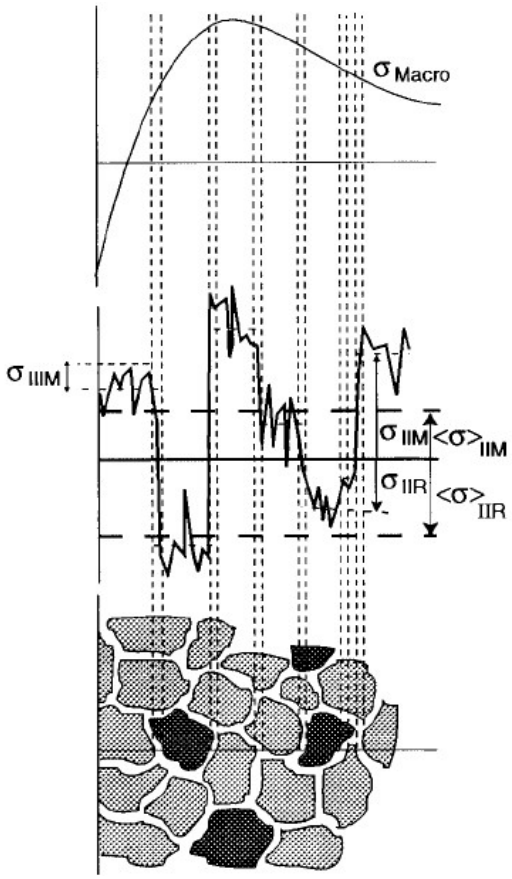


Figura 2.24: Sobreposição dos três tipos de tensões residuais.

Fonte: CHUVAS (2012).

2.3.3.1. - Tensões Residuais na Usinagem

As tensões residuais geradas pela usinagem ocorrem devido a deformações plásticas causadas por altas temperaturas, altas pressões, altas taxas de deformação e transformações de fase durante o processo de corte. Os parâmetros de corte, em especial a velocidade de corte, possuem grande influência na integridade superficial e nas tensões residuais. Embora a profundidade da camada afetada seja pequena, geralmente não superior a 0,2 mm, os gradientes de tensão dentro das camadas são bem elevados (MENG *et al.*, 2017; REIS *et al.,* 2010).

Além disso, outras variáveis na usinagem podem afetar o estado final de tensões residuais como é o caso da geometria da ferramenta, em particular, o raio da ponta da ferramenta e o desgaste. Em pesquisas feitas por VILČEK *et al.* (2017) foi constatado que ferramentas de corte arredondas geram tanto tensões residuais de compressão quanto de tração, enquanto que ao usar geometrias quadradas há o surgimento somente de tensões residuais de tração.

A Figura 2.25 mostra o mecanismo de formação de tensões residuais geradas durante a usinagem de um material e especifica as três zonas de tensões próximas à área de corte. As forças de corte medidas, ou seja, Fx, Fy e Fz, são as forças resultantes ao longo das três direções ortogonais de todas as forças atuantes, onde T representa o efeito térmico de forma qualitativa (MA *et al.*, 2016). A região da Zona 3 sofre deformação plástica durante o processo de corte sob as cargas térmicas e mecânicas. Na usinagem, fatores mecânicos tendem a gerar tensões compressivas, já o fator térmico, tensões trativas (MA *et al.*, 2016; MAUROTTO *et al.*, 2014).

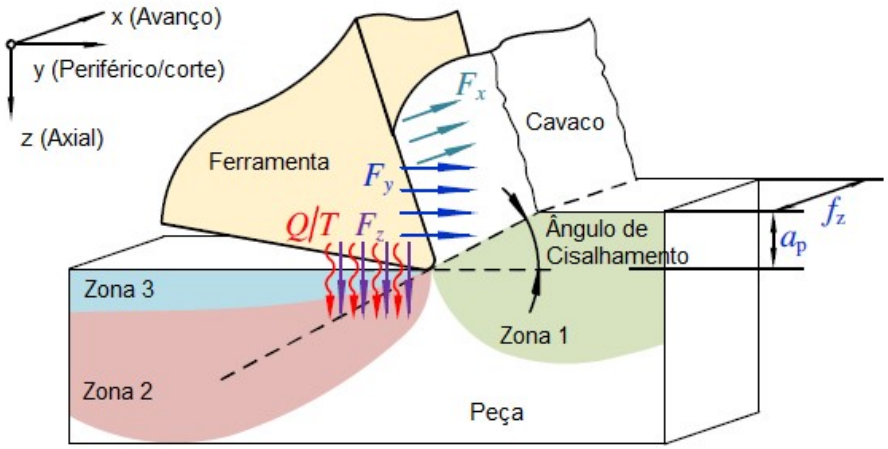


Figura 2.25: Modelo analítico simplificado das forças de corte e zonas de tensão.
Fonte: MA *et al.* (2016) adaptado.

Ao estudar as tensões residuais geradas no aço SAE 4340 durante os principais processos de usinagem, REIS *et al.* (2010) verificaram que os processos de retificação (após têmpera), fresamento e limagem geraram tensões residuais compressivas tanto na direção longitudinal quanto na direção transversal. Além disso, ao verificarem o comportamento das tensões residuais no processo de corte por eletroerosão, observaram tensões residuais trativas em ambas as direções. Por fim, o processo de faceamento por torneamento também foi estudado e o resultado para as tensões residuais longitudinais foram de caráter trativo e as tensões transversais apresentaram comportamento compressivo. Dessa forma foi possível concluir que o processo de usinagem é um fator importante para o estudo de tensões residuais, pois foram obtidas diferentes naturezas de tensão para um mesmo material trabalhado.

A influência dos parâmetros de corte no torneamento do aço 4340 para geração de tensões residuais foi estudada por Navas *et al.* (2012). O estudo concluiu que o aumento do avanço causa uma tendência a geração de tensões residuais

trativas, porém o efeito é inverso quanto ao aumento da velocidade de corte. Além do mais, concluiu que embora o uso de ferramentas revestidas diminua os valores de rugosidades, o revestimento influencia de forma negativa na geração de tensões residuais, pois o revestimento atua como barreira térmica introduzindo mais calor na superfície usinada.

SHARMAN *et al.* (2015), estudando o raio da ponta da ferramenta na geração de tensões residuais, verificaram que maior raio da ponta da ferramenta gera maiores deformações plásticas e que ferramentas desgastas podem piorar o estado de tensões residuais porque geram mais atritos que ferramentas novas. A Figura 2.26 demonstra a relação dos perfis de tensões residuais, raio da ponta da ferramenta e avanço encontrado na pesquisa de SHARMAN *et al*. (2015).

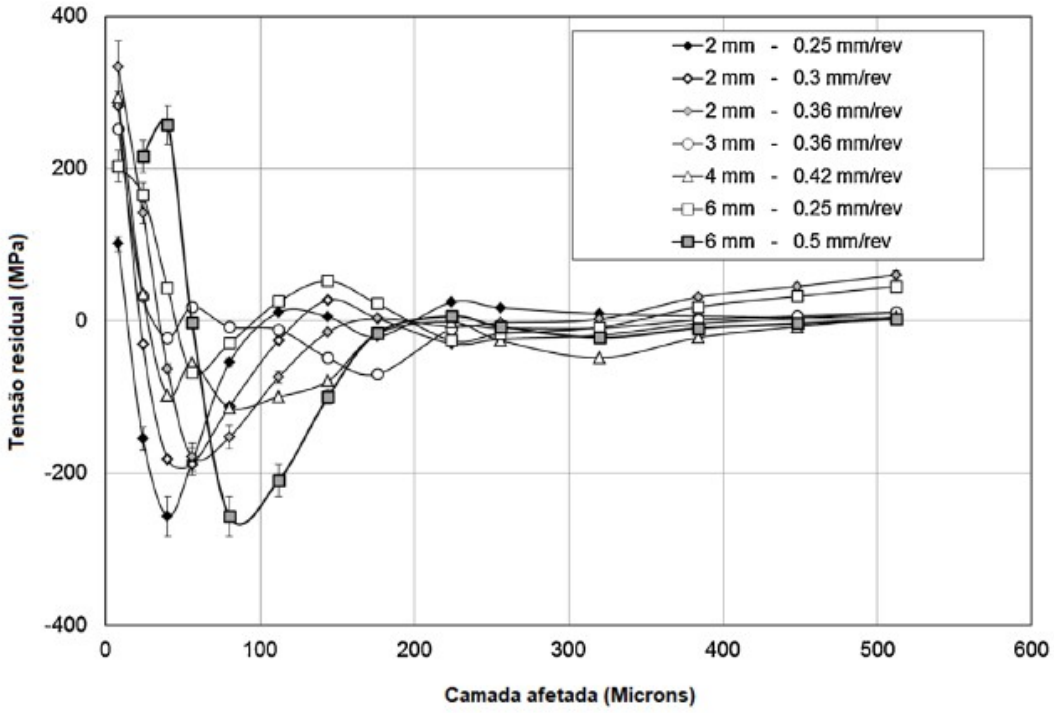
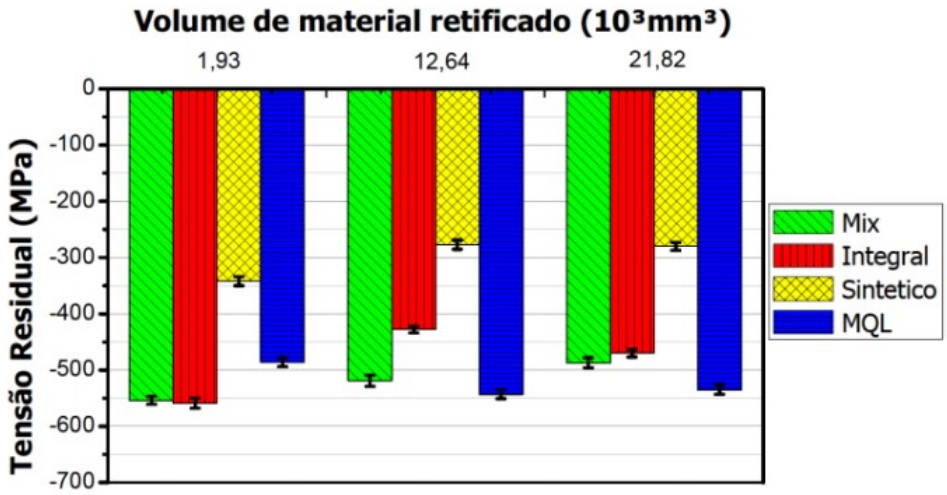


Figura 2.26: Relação do perfil de tensões residuais, raio da ponta da ferramenta e avanço.

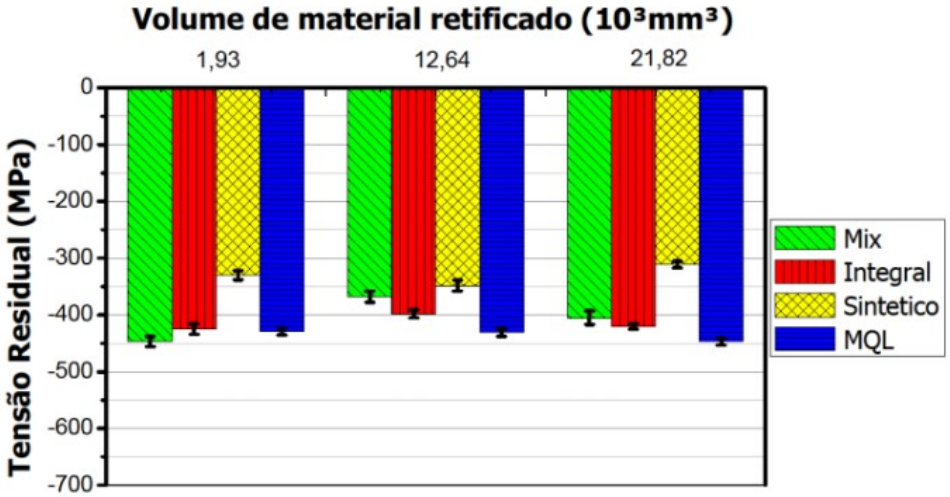
Fonte: SHARMAN *et al*. (2015) adaptado.

SILVA *et al*. (2017), ao analisar os parâmetros e os tipos de sistemas para aplicação de fluido de corte (integral, sintético, misturado e com quantidade mínima de lubrificante) utilizado no processo de retificação do aço ABNT 4340 temperado e revenido, concluiu que, para todas as condições testadas, todas as tensões residuais medidas nas amostras após a retificação foram de caráter compressivo. A Figura 2.27

apresenta os gráficos com valores de tensões residuais encontrados no estudo realizado por SILVA *et al*. (2017), relacionando as tensões residuais, o volume de material retirado e diferentes fluidos de corte. Na Figura 2.27-a está o gráfico com velocidade de mergulho de 0,6 mm/min e na Figura 2.27-b está o gráfico com velocidade de mergulho de 1,2 mm/min. Com essa pesquisa, os autores concluíram que o sistema de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) foi mais benéfico para o retificação pois geraram maiores magnitudes de tensões residuais compressivas.



(a)



(b)

Figura 2.27: Relação entre a tensão residual, o volume de material retirado e diferentes sistemas de fluidos de corte nas velocidades de mergulho de 0,6 mm/min (a) e 1,2 mm/min (b)

Fonte: SILVA *et al*. (2017).

As tensões residuais nos tipos de fresamento concordante, discordante e de topo são distintas, entretanto, em todos os casos, o estado final das tensões residuais é devido ao equilíbrio entre os três fatores: deformação plástica, variação da temperatura e transformação de fase. O processo de corte no fresamento consiste em formar cavaco (arrancamento do metal) e deformar a superfície da peça. A formação desse cavaco tende a proporcionar tensões residuais de tração enquanto que a deformação plástica gerada na superfície da peça tende a gerar tensões residuais compressivas. A maior parte do calor gerado é armazenada no cavaco e é removido da peça. O fator térmico é favorecido em fresamento concordante e em fresamento de topo com eixo de corte inclinado. O efeito mecânico é favorecido no fresamento discordante e fresamento de topo com eixo perpendicular. Em comparação com o processo de retificação, a profundidade da camada afetada no fresamento é geralmente maior. As tensões residuais nos principais tipos de fresamento estão apresentadas na Figura 2.28, sendo que as tensões residuais longitudinais estão representadas pelas linhas contínuas e as tensões residuais transversais estão representadas pelas linhas tracejadas (TOTTEN *et al*., 2002).

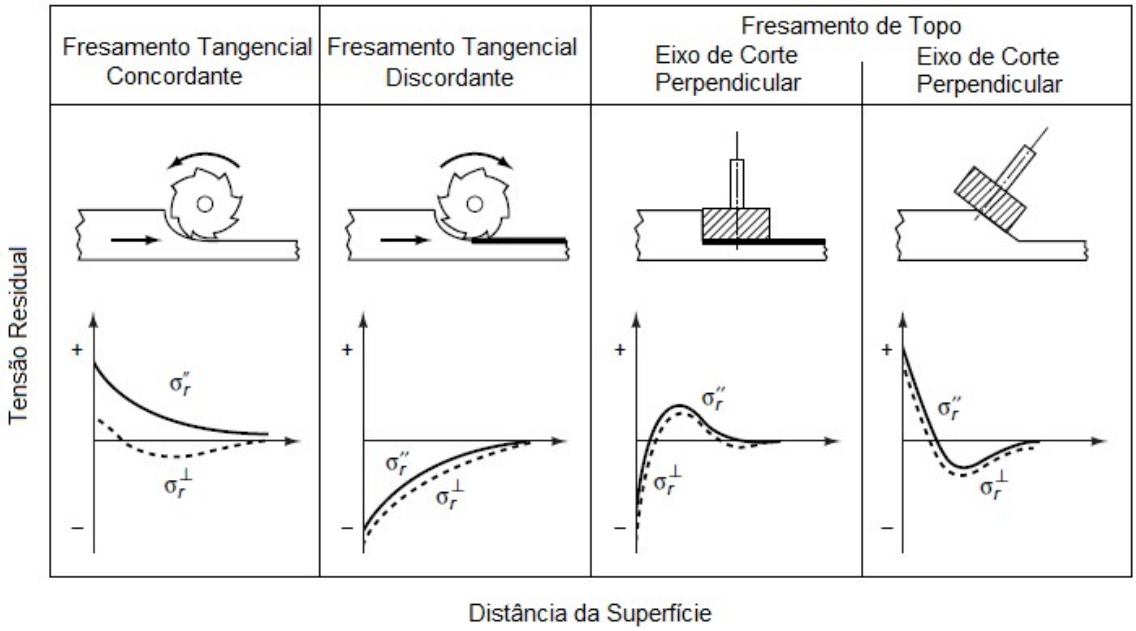


Figura 2.28: Tensões residuais nos diferentes processos de fresamento.

Fonte: TOTTEN *et al*. (2002) adaptado.

2.3.3.2. - Tensometria por Difração de Raios-X

Atualmente, as análises de tensões residuais vêm se tornando indispensáveis para a confiabilidade de componentes mecânicos, principalmente aqueles que forem trabalhar sob condições de carregamentos cíclicos. Além disso, devido à sensibilidade da formação de tensão residual com variações de parâmetros, a qualidade dos processos de produção industrial em muitos casos é controlada por medidas de tensões residuais (MANNS & SCHOLTES, 2013). Desde a década de 1930, diferentes técnicas para medir tensões residuais foram desenvolvidas. Essas técnicas podem ser divididas em duas categorias principais: destrutivas e não destrutivas. Como a amostra é preservada na aplicação de métodos não destrutivos, há uma preferência na utilização desse tipo de ensaio. As técnicas destrutivas mais comuns incluem furo cego, método do anel e método do contorno. Entre estes, furo cego é o mais utilizado. As técnicas não destrutivas incluem o ruído magnético, difração de raios-X, difração de nêutrons e ultrassom. A técnica não destrutiva mais utilizada industrialmente é a difração de raios-X (MENG *et al.*, 2017; MANSILLA *et al.*, 2015).

Na tensometria por difração de raios-X, observa-se apenas a deformação elástica, que é proporcional a intensidade da tensão residual, conforme previsto pela lei de Hooke na equação 2.5, relacionando tensão com deformação para estado uniaxial. O princípio de difração de raios-X baseia-se na influência das tensões residuais na rede cristalina e na distância entre os planos atômicos, conforme ilustrado na Figura 2.29. Desse modo, qualquer alteração na distância entre esses planos resulta em um ângulo de difração correspondente. Em outras palavras, esse método faz uma relação entre o ângulo de difração (θ) dos raios incidentes, o comprimento de onda λ do raio-X e a distância entre os planos cristalinos (d_0). Satisfazendo assim a Lei de Bragg conforme equação 2.6, onde n é número inteiro de ondas (ZAUSKOVA *et al.*, 2017).

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \qquad 2.5$$

Onde: E = módulo de elasticidade do material

$$n\lambda = 2d.sen\theta_0 \qquad 2.6$$

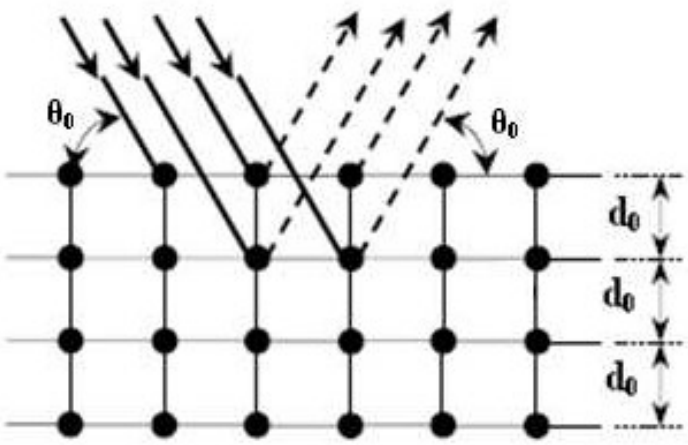


Figura 2.29: Representação da incidência dos raios-X e as distâncias entre os planos (CHUVAS, 2012).

Além da lei de Hooke (Equação 2.5), outras relações são previstas pela teoria da elasticidade dos materiais sólidos como a tensão (Equação 2.6) e deformação (Equação 2.7).

$$\sigma = \frac{\Delta F}{\Delta A} \qquad 2.7$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d_0} \qquad 2.8$$

Assim, realizando a diferenciação da lei de Bragg (Equação 2.6), têm-se a relação:

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d_0} = -cotg\,\theta_0.\Delta\theta \qquad 2.9$$

Adequando-se aos valores reais de tensões (estado triaxial) utilizando o sistema de coordenadas polares, conforme ilustrado na Figura 2.30, de modo que se obtêm a partir da equação 2.9:

$$\varepsilon_{(\varphi,\psi)} = \frac{(d_{\varphi,\psi} - d_0)}{d_0} = \cot g\,\theta_0.\left(\theta_{\varphi,\psi} - \theta_0\right) \qquad 2.10$$

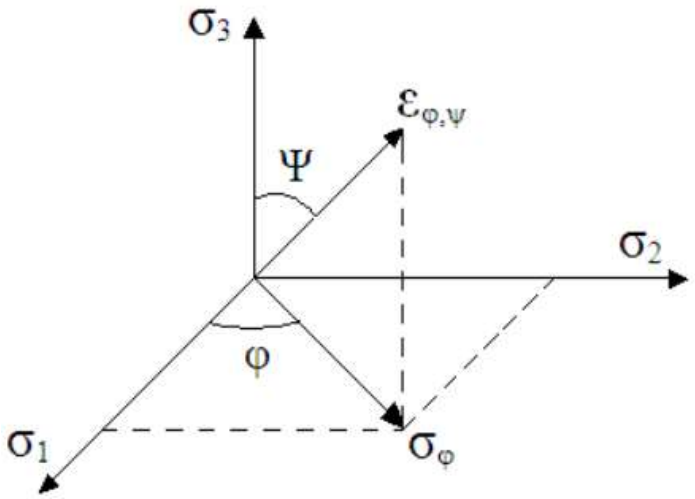


Figura 2.30: Sistema de coordenadas polares (CHUVAS, 2012).

Sabendo que:

$$\varepsilon_{\varphi,\psi} = (\sigma_1.\cos^2\varphi - \sigma_1.\mathrm{sen}^2\,\varphi).\psi - \mu.\frac{(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)}{\mathrm{E}} \qquad 2.11$$

Determinando a diferença das deformações de acordo com o ângulo ψ para duas direções diferentes e fixando o ângulo φ, tem-se a Equação 2.12.

$$\varepsilon(\varphi,\psi_2) - \varepsilon(\varphi,\psi_1) = \mathrm{cotg}\,\theta_0.\left(\theta_{\varphi,\psi_2} - \theta_{\varphi,\psi_1}\right) \qquad 2.12$$

Substituindo o primeiro termo da Equação 2.11 em função da diferença entre deformações em duas direções:

$$\varepsilon(\varphi,\psi_2) - \varepsilon(\varphi,\psi_1) = \frac{(1+\mu).\sigma_\varphi.(\mathrm{sen}^2\,\psi_2 - \mathrm{sen}^2\,\psi_1)}{E} \qquad 2.13$$

Por fim, trocando primeiro termo da Equação 2.13 pelo segundo termo da Equação 2.12, obtêm-se a Equação 2.14, a qual é utilizada no aparelho para medição e cálculo de tensões residuais por difração de raios-X. Este método é chamado de sen² ψ. Dessa forma, qualquer que seja a variação de ψ_1 e ψ_2 imposta no equipamento, esta equação é válida. (CHUVAS, 2012; MANNS & SCHOLTES, 2013).

$$\sigma_\varphi = \frac{E}{(1+\mu)}\,.cotg\theta_0\,.\frac{(\theta_{\varphi,\psi_2} - \theta_{\varphi,\psi_1})}{(se^{\,2}\psi_2 - sen^2\psi_1)} \qquad 2.14$$

2.3.4. - Integridade Superficial no Fresamento

A integridade superficial da peça após a usinagem depende principalmente do material, do tipo e geometria da ferramenta e dos parâmetros de usinagem, tais como, velocidade, avanço e profundidade de corte (NAVAS *et al.*, 2012). Durante o fresamento, vários fatores devem ser levados em consideração para se obter a integridade superficial desejada e vários trabalhos mostram como esses parâmetros podem influenciar na integridade superficial de peças usinadas por fresamento. O desgaste da ferramenta de corte é um desses fatores, que além de prejudicar a rugosidade do material, também pode gerar efeitos negativos quanto a tensões residuais. À medida que o desgaste do flanco aumenta, por exemplo, há um crescimento do atrito entre o flanco da ferramenta e a superfície da peça, potencializando o fator térmico no processo, o que acarreta uma tendência de tensões residuais trativas, proporcional ao desgaste da ferramenta. Neste caso, as tensões residuais podem alterar sua natureza de compressivas para trativas com um aumento no desgaste do flanco (VILČEK *et al.*, 2017; SHARMAN *et al*., 2015).

Durante o fresamento de topo do aço 4340, SARAVANAN & XAVIOR (2015) verificaram que o choque da ferramenta com a peça, devido ao corte de natureza intermitente, se torna mais intenso conforme o avanço aumenta, o que também eleva a temperatura na interface de ferramenta/cavaco. Além disso, o tempo de contato entre a ferramenta e a peça cresce com o aumento do avanço, resultando no desgaste da aresta de corte da ferramenta, prejudicando o acabamento superficial. Também constataram maior a velocidade de avanço, maior será a rugosidade da superfície.

MAUROTTO *et al.* (2014), ao analisar a influência dos parâmetros de corte na integridade superficial do Aço 304L durante o fresamento de topo a seco, observaram que baixo avanço por dente e alta velocidade de corte, reduziram a rugosidade. Em termos de tensões residuais superficiais, o aumento da profundidade de corte e do avanço por dentes acarretou em efeitos prejudiciais ao gerar tensões maiores. Além disso, quanto mais calor for gerado ao remover um cavaco maior, as tensões residuais trativas serão mais intensas. Assim, MAUROTTO *et al.* (2014) concluíram que a velocidade de corte teve maior influência sobre a rugosidade, enquanto que para tensões residuais, a profundidade de corte teve o efeito mais significativo para os parâmetros e condições que foram adotados. A Figura 2.31 mostra a influência dos parâmetros de corte tanto para as tensões residuais (Figura 2.31-a) e para a Rugosidade (Figura 2.31-b) encontrada por MAUROTTO *et al.* (2014).

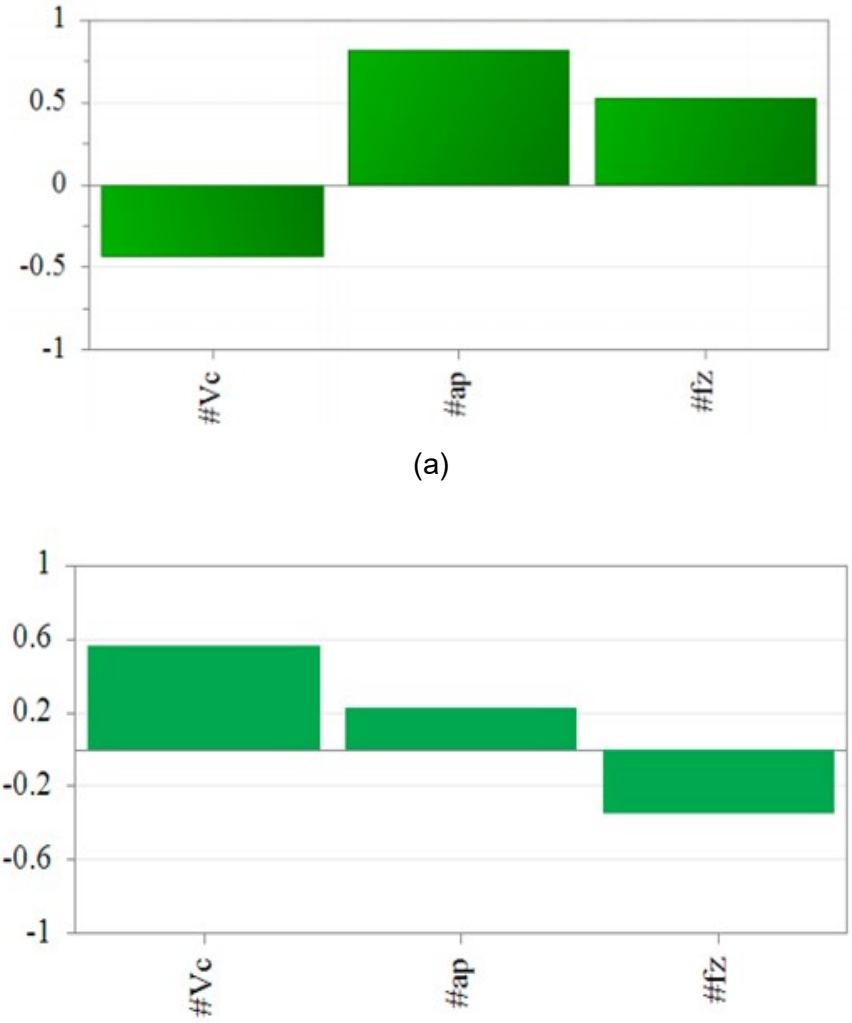


Figura 2.31: Influência dos parâmetros de corte para (a) tensão residual e (b) rugosidade

Fonte: MAUROTTO *et al.* (2014).

Além do mais, MAUROTTO *et al.* (2014) verificaram que todos os valores de tensões residuais longitudinais encontrados para as condições testadas todas foram trativas, conforme o gráfico da Figura 2.32 que relacionam as tensões residuais com a profundidade de corte de todas as amostras testadas no estudo. Por outro lado, a Figura 2.33 mostra os resultados obtidos por MAUROTTO *et al*. (2014) para tensões residuais longitudinais, realizadas por difração de Raios-X, comparando duas amostras, sendo a amostra 1 com um o avanço de 0,07 mm/dente e profundidade de corte 2,5 mm, enquanto que na amostra 3 utilizou avanço de 0,25 mm/dente e

profundidade de corte 4,5 em ambas amostras a velocidade de corte ficou fixada em 200 m/min.

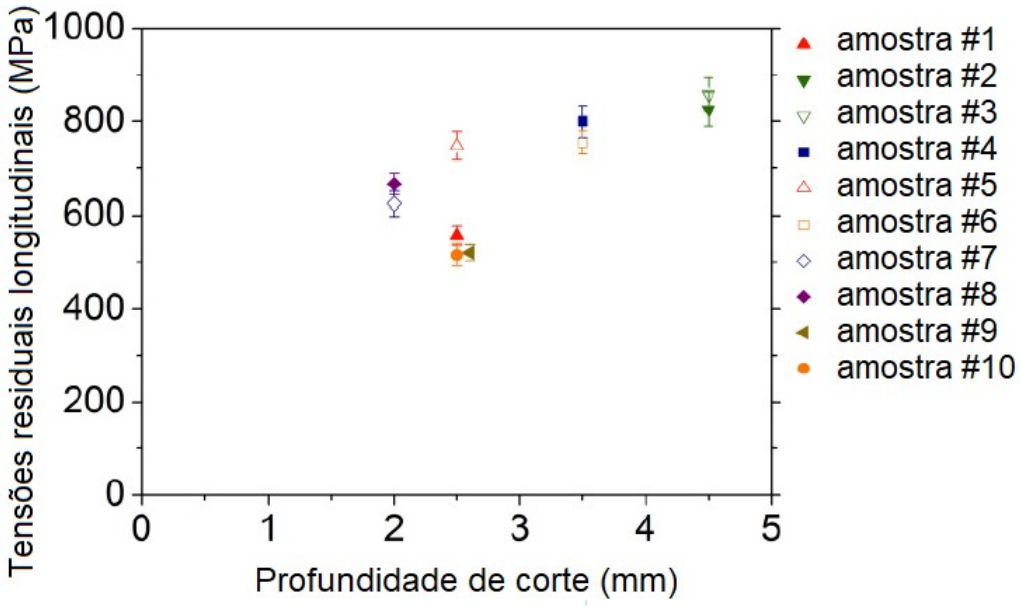


Figura 2.32: Relação entre tensões residuais longitudinais e profundidade de corte nas amostras de MAUROTTO *et al*. (2014).

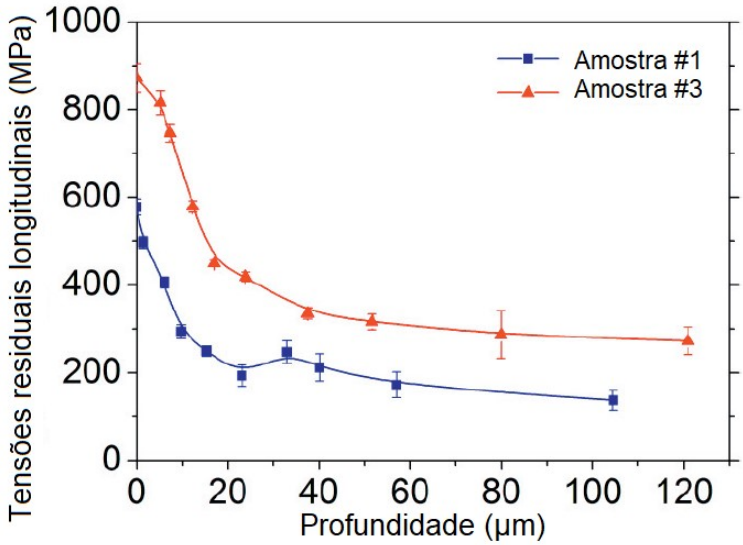
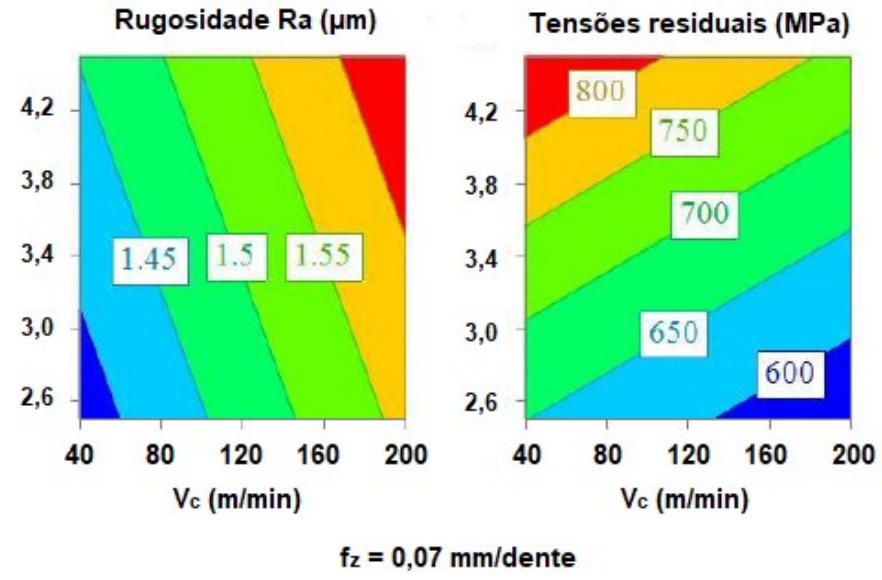


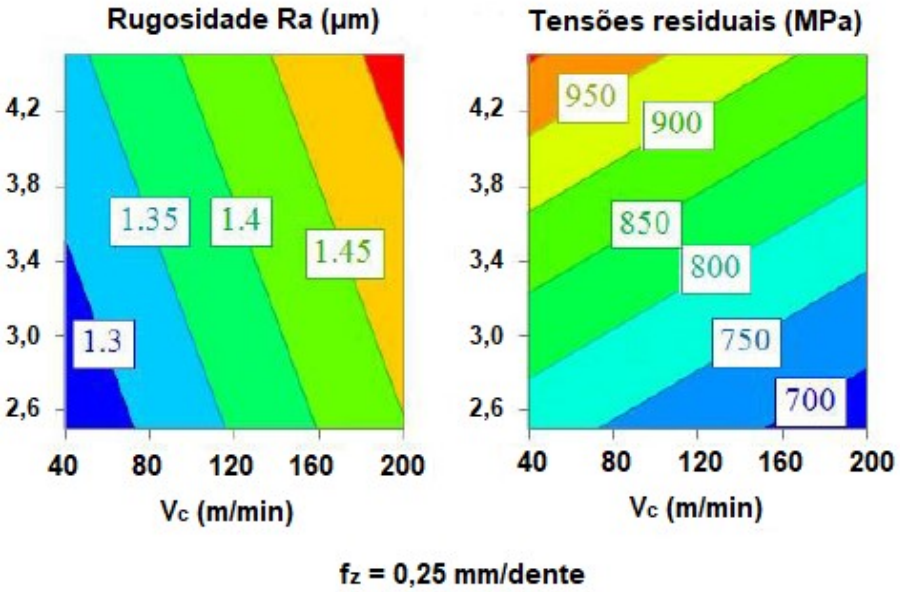
Figura 2.33: Perfil de tensões residuais longitudinais de duas amostras de MAUROTTO *et al*. (2014).

Por fim, A Figura 2.34 apresenta os gráficos gerados por MAUROTTO *et al*. (2014) relacionando os parâmetros de corte utilizados no estudo e os aspectos de

rugosidade e tensões residuais, fixando o avanço em 0,07 mm/dente (Figura 2.34-a) e 0,25 mm/dente (Figura 2.34-b). Esses gráficos permitem uma visão geral da influência dos parâmetros de corte no trabalho desses autores no qual é possível verificar por exemplo como o aumento da velocidade de corte foi prejudicial para a rugosidade, porém foi benéfico para a geração de tensões residuais.



(a)



(b)

Figura 2.34: Relação entre os parâmetros de corte e geração de rugosidade e tensões residuais com avanços fixados em 0,07 mm/dente (a) e 0,25 mm/dente (b) nas amostras de MAUROTTO *et al*. (2014).

VILČEK *et al.* (2017) observaram que com o aumento da profundidade de corte durante o fresamento, há um crescimento nas tensões residuais trativas. Sendo assim, a medida que se diminui a profundidade de corte durante o fresamento, mudando a operação de desbaste para acabamento, por exemplo, as tensões residuais e rugosidades tendem a diminuir. Com o intuito de revelar os efeitos do parâmetro de usinagem sobre as tensões residuais das ligas de Níquel-Alumínio Bronze, HUANG & YANG (2017) observaram de modo analítico que, durante processos de usinagem como fresamento e torneamento, conforme aumenta o avanço, há um crescimento na profundidade da camada afetada pelas tensões residuais. Dependendo do tipo de desgaste da ferramenta, há o surgimento de tensões residuais trativas nas camadas superficiais em função de um aumento no atrito da interface peça/ferramenta, o que acarreta em maiores temperaturas. HASSANPOUR *et al.* (2016), ao analisar a influência dos parâmetros de corte no fresamento de topo do aço 4340, concluíram que a máxima velocidade de corte, a mínima velocidade de avanço e a baixa profundidade de corte resultam em uma menor rugosidade da superfície. Verificaram também que a velocidade de corte e o avanço foram os únicos parâmetros que afetaram a espessura da camada branca.

MA *et al.*, (2016) realizaram um estudo sobre os efeitos das condições de corte no fresamento, monitorando assim, as forças de corte e a temperatura de corte durante o processo de fresamento de topo, desse modo, foi observado que as tensões residuais da superfície, ao longo da direção periférica do corte, foram trativas. As forças de corte, a temperatura e o valor das tensões residuais trativas na superfície tendem a ser maiores com o aumento do avanço ou profundidade de corte. Segundo MASMIATI *et al.* (2016), minimizar a força de corte e o consumo de energia durante o fresamento pode contribuir para a redução da carga mecânica. Além disso, concluíram que o uso de lubrificação apropriada pode diminuir o atrito durante o corte e aumentar a remoção de calor da superfície, resultando assim em redução de efeitos térmicos e aumento de tensões residuais de compressão.

REIS *et al.*, (2010) estudaram a influência da velocidade de corte nas tensões residuais geradas no fresamento frontal do aço 4340. A Figura 2.35 mostra os resultados das medições de tensões residuais após o fresamento das amostras e mostra que as tensões residuais medidas nas amostras foram de natureza compressiva, no entanto, as tensões na direção longitudinal apresentaram maiores magnitudes do que na direção transversal para todas as amostras. Segundo os autores, esse fato ocorre porque o sentido de avanço da fresa estava na direção

longitudinal da amostra, assim, os efeitos das deformações plásticas têm maiores intensidades.

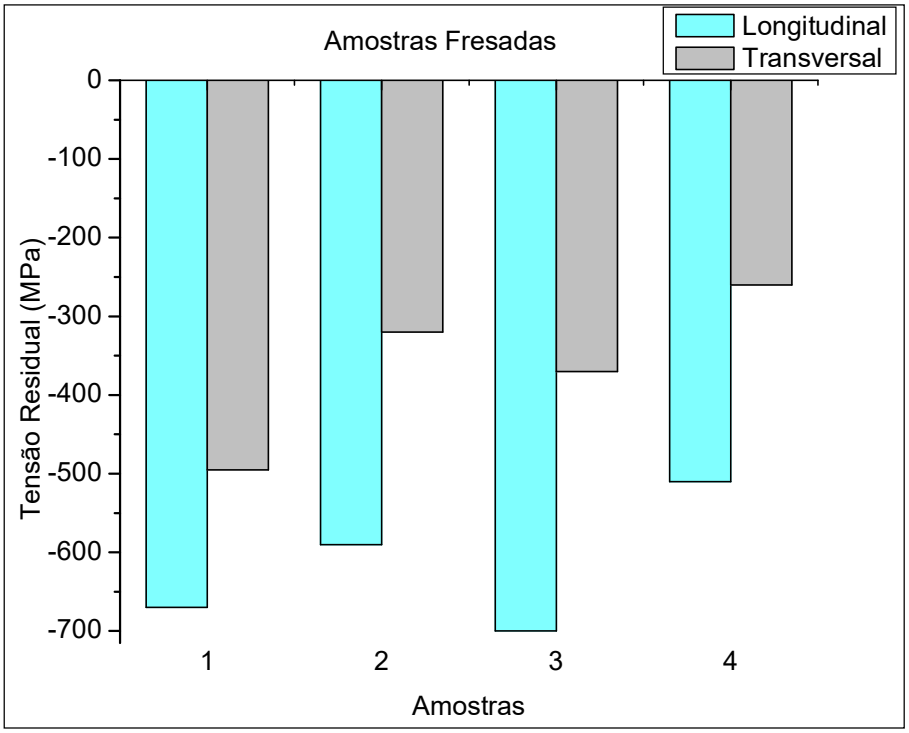


Figura 2.35: Tensões residuais obtidas no fresamento de topo do aço 4340

Fonte: REIS *et al.* (2010).

Capítulo 3 - Materiais e Métodos

3.1. - Material

O material estudado no presente trabalho foi o aço SAE 4340. A Tabela 3.1 apresenta a composição química do material de acordo com o que foi informado pelo fornecedor através de um certificado de qualidade. A composição química está em conformidade com as faixas e limites estabelecidos pela norma ASTM A506 – 16 apresentada na Tabela 2.2. Ainda de acordo com o certificado de qualidade, o acabamento do material foi caracterizado como laminado bruto, com tratamento térmico de alívio de tensão e dureza de 287 HV.

Tabela 3.1: Composição química do Aço SAE 4340 (em % de peso).

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Co	Al	Cu
0,39	0,72	0,25	0,01	0,025	0,75	1,72	0,24	0,01	0,01	0,05	0,04

3.2. - Preparação das Amostras

A barra de aço SAE 4340 foi fornecida com seção circular, com dimensões iniciais de 51 mm de diâmetro e 262 mm de comprimento (Figura 3.1). Inicialmente essa barra foi cortada em uma serra fita horizontal em três partes de comprimentos aproximados. Posteriormente, foi realizado um faceamento do material para amostras, padronizando o comprimento em 78 mm. Após uniformizar os comprimentos, foi realizado o fresamento para que as três barras ficassem com uma seção quadrada de 35 x 35 mm. Na sequência, as barras quadradas foram cortadas ao meio no sentido do comprimento por uma serra fita vertical e foi realizada uma nova operação de fresamento para melhorar o acabamento das faces afetadas pelo corte da serra. Ao total foram obtidas 6 barras de seção retangular com dimensões 78x35x16 (mm), a Figura 3.2 apresenta a sequência de preparação da geometria das amostras enquanto que a Figura 3.3 apresenta as dimensões finais das amostras. Para efeito de estudo, foi utilizado como amostra as duas faces de maior área de cada barra, totalizando 12 amostras.

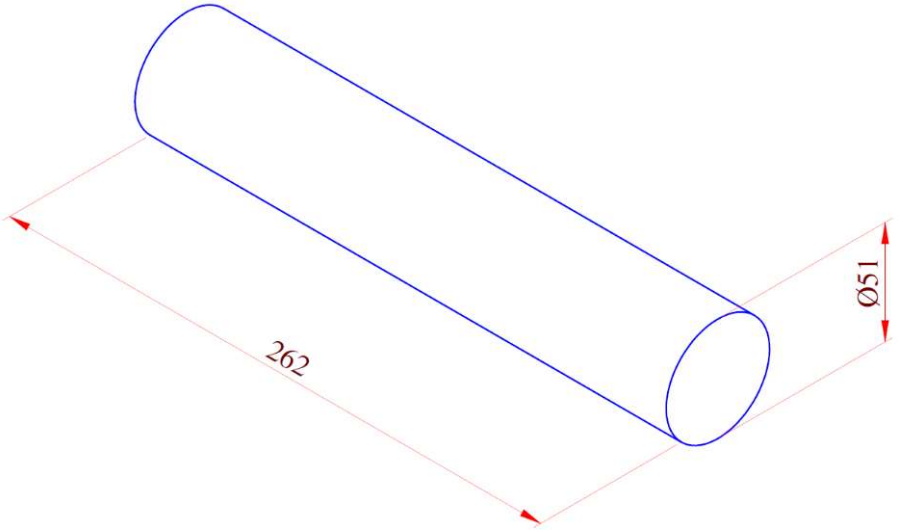


Figura 3.1: Barra com seção circular na condição como recebido (mm).

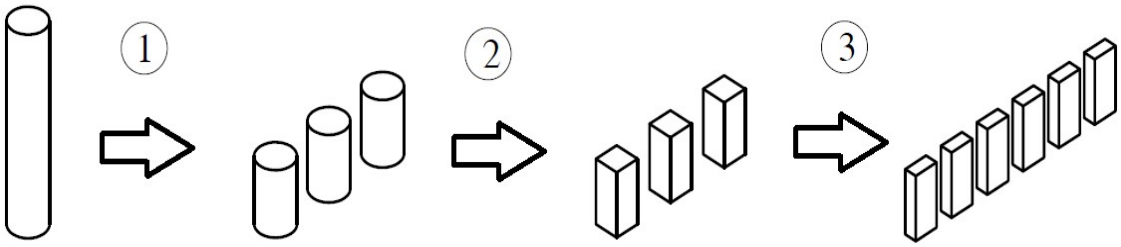


Figura 3.2: Sequência de preparação da geometria das amostras.

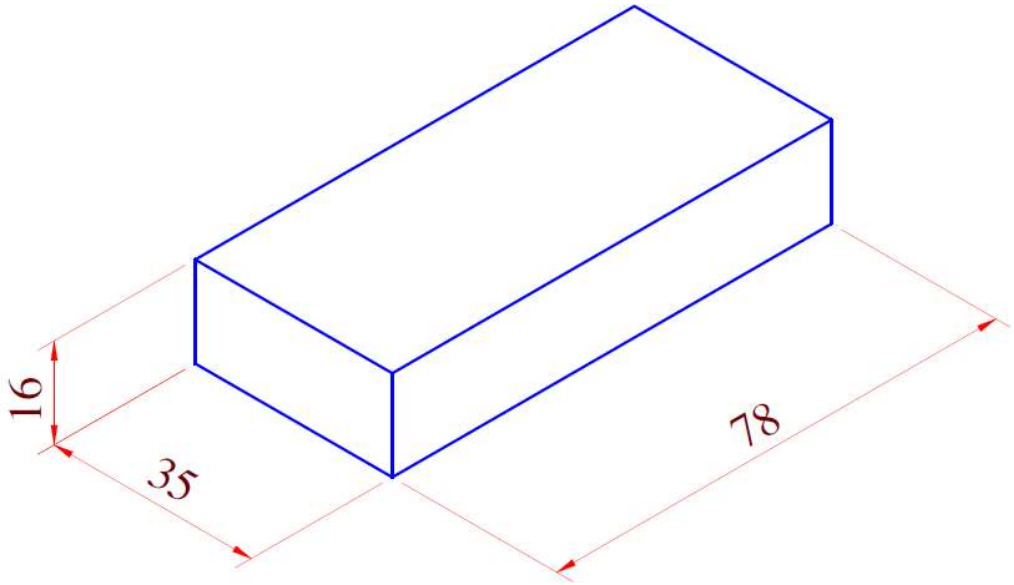


Figura 3.3: Dimensional das amostras (mm).

Uma análise de tensões residuais foi realizada em uma das amostras para se conhecer o estado inicial de tensões de residuais. Foi constatado que as amostras estavam com tensões residuais trativas e heterogêneas após o término da usinagem, dessa forma, realizou-se um tratamento de alívio de tensões (TTAT) que consistiu em um aquecimento das amostras a 600 °C durante 2 horas, seguido de resfriamento no forno. A Figura 3.4 apresenta o gráfico com a curva de estabilização da temperatura do tratamento térmico realizado.

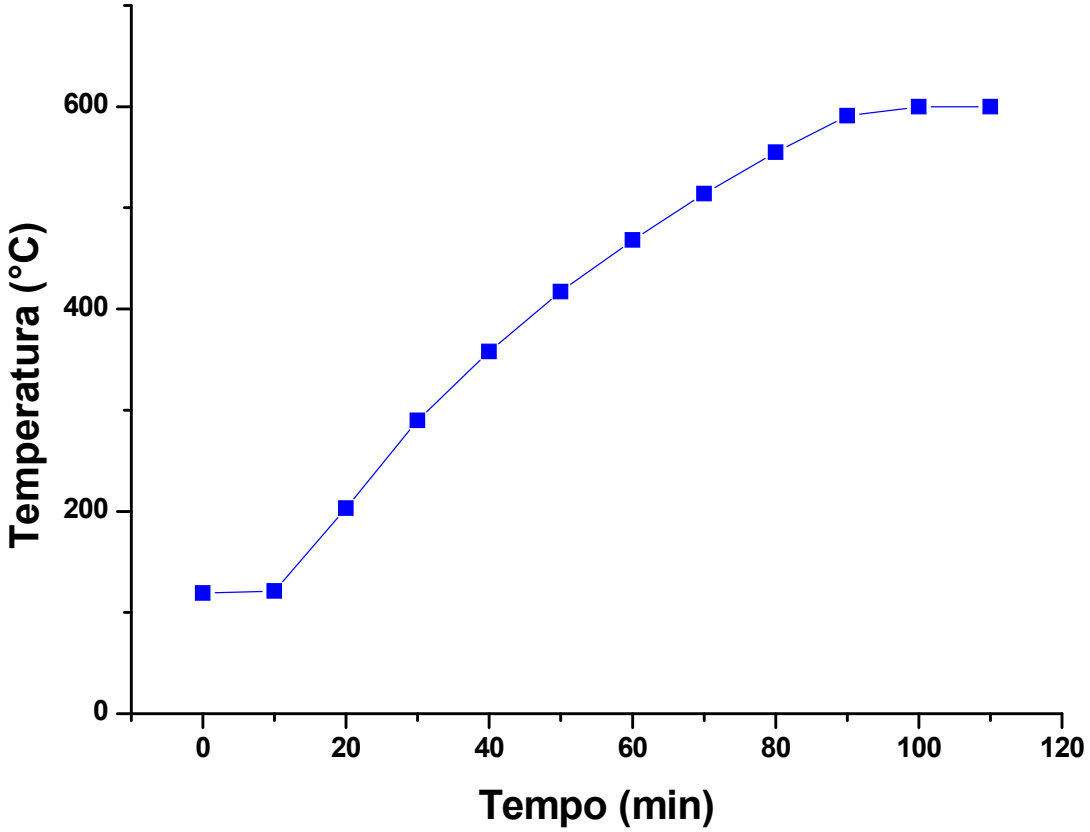


Figura 3.4: Curva de estabilização da temperatura no forno durante o TTAT.

Após o tratamento térmico de alívio de tensões nas amostras, foi realizado o ensaio de dureza. A média dos valores de dureza medidos nas amostras após o tratamento térmico de alívio de tensões foi de 265 HV, este valor ficou abaixo do valor de dureza do material que foi entregue pelo fornecedor. A média das tensões residuais longitudinais e transversais nas amostras após TTAT foram -26 MPa e 17 MPa respectivamente, caracterizando o alívio das tensões residuais.

3.3. - Fresamento

A usinagem das amostras foi realizada em uma fresadora ferramenteira VEKER, modelo 420i, no Laboratório de fresagem do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca (CEFET/RJ). Embora haja vantagens na utilização do fluido de corte, desvantagens como custos, impactos ambientais e riscos de doenças, têm influenciado os estudos na área de usinagem a seco ou com mínima quantidade de lubrificante. Dessa forma, seguindo a tendência dos atuais estudos na área de usinagem, o método adotado para usinagem das amostras foi o processo de fresamento a seco.

O tipo de fresamento estudado foi fresamento de topo. Os parâmetros estudados foram velocidade de corte e profundidade de corte, desse modo, o avanço ficou fixado em 0,1 mm/dente. Assim, foram estabelecidas 4 condições de corte para cada tipo de ferramenta, conforme apresenta Tabela 3.2. As combinações entre os parâmetros de corte estão descritas na Tabela 3.3 na qual o símbolo de mais (+) representa o maior valor do parâmetro e o símbolo de menos (-) representa o menor valor do parâmetro. Para cada combinação de parâmetros foram usinadas uma amostra com pastilhas convencionais (C) e duas amostras com pastilhas *wiper* (W).

Cada condição testada com geometria *wiper* foi repetida 1 vez. Dessa forma, os dados apresentados para geometria *wiper* (W) são valores médios obtidos entre as amostras nas mesmas condições. A Tabela 3.4 mostra como os dados estão apresentados, onde W1-2 é a média aritmética dos resultados obtidos em W1 e W2 da mesma forma como foi aplicada para todas as outras condições.

Tabela 3.2: Condições de corte.

Condição	V_c **[m/min]**	a_p **[mm]**
1	170	0,4
2	170	0,6
3	210	0,4
4	210	0,6

Tabela 3.3: Condições de corte de cada amostra usinada.

Amostra	V_c	a_p
C1	-	-
C2	-	+
C3	+	-
C4	+	-
W1	-	-
W2	-	-
W3	-	+
W4	-	+
W5	+	-
W6	+	-
W7	+	+
W8	+	+

Tabela 3.4 Apresentação de dados.

Condição	Geometria da Ferramenta	Vc	Ap
1	C1	-	-
	W1-2		
2	C2	-	+
	W3-4		
3	C3	+	-
	W5-6		
4	C4	+	+
	W7-8		

Para a usinagem das amostras foi utilizada uma fresa intercambiável 345-040Q22-13L com 40 mm de diâmetro e capacidade para três arestas de corte. Todos os tipos de ferramentas foram de metal duro revestidas com Ti (C,N) + Al_2O_3 + TiN. A pastilha convencional empregada no fresamento das amostras foi 345R-1305M-PM 4240 de dimensões $iC = 13{,}0$ mm, $B_s = 2{,}0$ mm, $I_a = 8{,}8$ mm, $S = 5{,}6$ mm e $r_\varepsilon = 0{,}8$ mm, conforme ilustra a Figura 3.5.

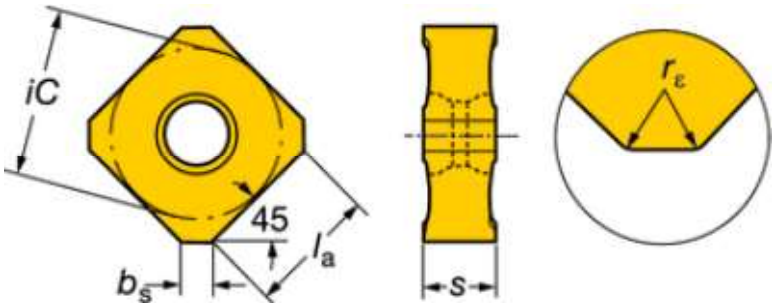


Figura 3.5: Pastilha convencional
(Fonte: Sandvik).

O estudo do fresamento com *wiper* foi feito usando uma pastilha 345N-1305E-PW5 4230. No fresamento é necessário utilizar apenas uma pastilha do tipo *wiper*, denominada pastilha alisadora devido a sua geometria, e as outras duas pastilhas da fresa são do tipo convencional. A Figura 3.6 apresenta a geometria da pastilha *wiper* empregada, com dimensões $iC = 13{,}0$ mm, $B_s = 5{,}0$ mm, $I_a = 8{,}8$ mm, $S = 5{,}6$ mm e $r_\varepsilon = 1{,}0$ mm.

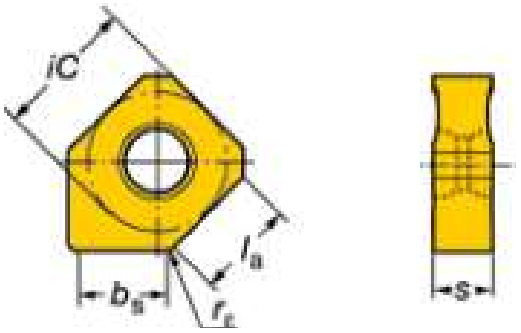


Figura 3.6: Pastilha *wiper*
(Fonte: Sandvik).

Para minimizar a influência do desgaste da ferramenta na integridade superficial das amostras, foi utilizada uma ferramenta nova para cada condição de corte. Após a usinagem das amostras, foram obtidas as medidas de rugosidade, microdureza Vikers e das tensões residuais na superfície usinada.

3.4. - Medição da Rugosidade

As medidas de rugosidade das amostras foram obtidas utilizando um rugosímetro *Taylor Hubson* (Figura 3.7) do Laboratório de Metrologia Dimensional e Computacional (LMDC) na Universidade Federal Fluminense (UFF). O raio da ponta do apalpador é de aproximadamente 5 µm permitindo uma resolução de 0,01 µm e uma precisão de 2 % do valor medido. Foi utilizado 0,80 mm como comprimento de amostragem e 4 mm de comprimento de avaliação. Foram realizadas 5 medições em cada amostra e, a partir desses valores, calculados a média e o desvio padrão.



Figura 3.7: Rugosímetro *Taylor Hubson*.

3.5. - Medição de Microdureza

Os ensaios de microdureza nas amostras foram realizados após a usinagem no Laboratório de Materiais (LAMAT) do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca (CEFET/RJ) no Microdurômetro Vickers / Knoop da marca Instron-Wilson. A carga aplicada foi de 1 Kg e foram feitas 3 indentações nas superfícies usinadas. A partir dos valores obtidos, foram calculados a média para cada condição e o desvio padrão.

3.6. - Medição de Tensões Residuais

A análise de tensões residuais foi realizada no Laboratório de Análise de Tensões (LAT) do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal Fluminense (UFF) através da técnica de tensometria por difração de raios-X. As medições de tensões residuais foram realizadas em duas direções: longitudinal (L) e transversal (T) a direção de avanço da ferramenta, conforme apresentado na

Figura 3.8. O método do $sen^2\psi$ foi utilizado para as medições. O equipamento usado foi um analisador de tensões da *Stressrad*, descrito na Figura 3.9. Os parâmetros adotados para medir as tensões residuais nas amostras foram:

- CrKα com λ = 2,2809Å, difratando o plano cristalográfico (211) da ferrita.
- Ângulo de difração da ferrita (2θ): 156,2°.
- Ângulos: 0°, 21°, 30°, 38°, 45°.
- Tempo de exposição ao raio-X: 35 segundos para cada ângulo ψ.

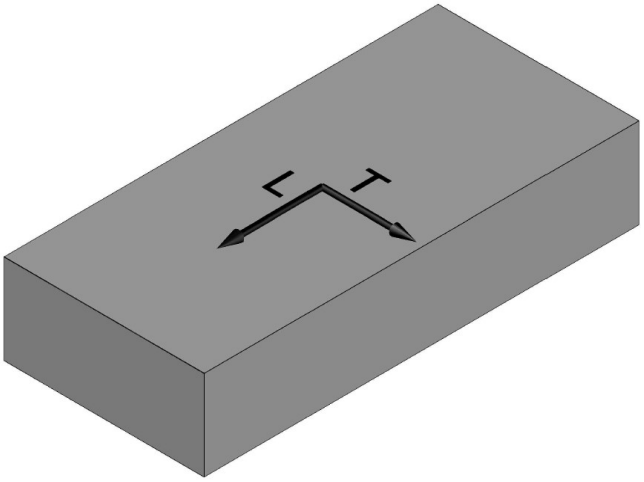


Figura 3.8: Local e direções de análise das tensões residuais nas amostras: longitudinal (L) e transversal (T).

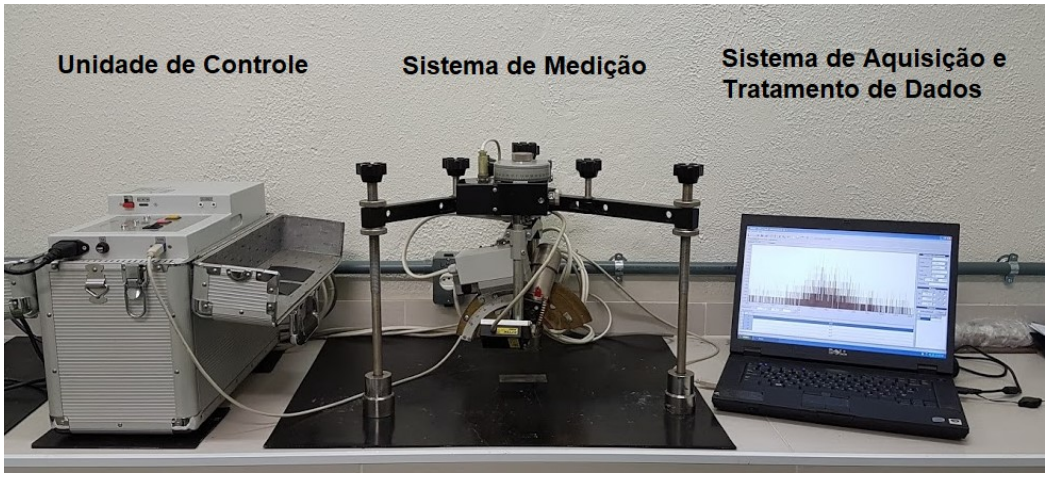


Figura 3.9: Analisador de tensões residuais *StressRad*.

Capítulo 4 - Resultados e Discussão

4.1. - Rugosidade

A rugosidade teórica foi calculada de acordo com a equação 2.4 para se obter uma previsão de resultados e regular os parâmetros de análises de medição no rugosímetro. Os cálculos referentes à rugosidade teórica foram baseados na geometria das pastilhas convencionais, uma vez que a literatura ainda não apresenta uma equação para prever a rugosidade gerada pela usinagem com pastilhas *wiper*. Sendo assim, o valor teórico encontrado foi 0,782 µm (Ra) conforme cálculo:

$$R_a = \frac{r_\varepsilon - \sqrt{r_\varepsilon^2 - \left(\frac{f_z}{2}\right)^2}}{2}$$

$$R_a = \frac{0{,}8 - \sqrt{0{,}8^2 - \left(\frac{0{,}1}{2}\right)^2}}{2}$$

$$R_a = 0{,}000782 \text{ mm}$$

$$R_a = 0{,}782 \text{ µm}$$

As médias dos valores de rugosidade Ra das amostras nas mesmas condições de usinagem estão apresentados na Tabela 4.1 e no gráfico apresentado na Figura 4.1. Por ter fixado um baixo avanço, de 0,1 mm/dente, o que é favorável para baixos valores de rugosidade (MACHADO *et al*., 2015; MAUROTTO *et al*., 2014), os valores de rugosidades, tanto em condições utilizando ferramentas convencionais quanto *wiper*, ficaram abaixo da classe de rugosidade N6 (valores abaixo de 0,8 µm), de acordo com a Norma ABNT 8404/1984, que regulamenta a representação do estado de superfícies em desenhos técnicos. Contudo, observa-se que os valores de rugosidade das amostras usinadas com *wiper*, na maioria dos casos, são menores do que os obtidos com pastilhas convencionais, o que era esperado. A terceira condição, na qual a velocidade de corte é mais alta e a profundidade de corte mais baixa, geraram valores que não haviam sido previstos, apresentando valores de rugosidade bem abaixo da média para usinagem com ferramentas convencionais e valores de rugosidade acima da média para usinagem com *wiper*.

Tabela 4.1: Média dos valores de rugosidade medidos com desvios-padrão.

Amostra	Rugosidade Ra (μm)
C1	0,44 ± 0,10
C2	0,47 ± 0,07
C3	0,19 ± 0,01
C4	0,35 ± 0,06
W1-2	0,27 ± 0,01
W3-4	0,29 ± 0,01
W5-6	0,39 ± 0,18
W7-8	0,28 ± 0,18

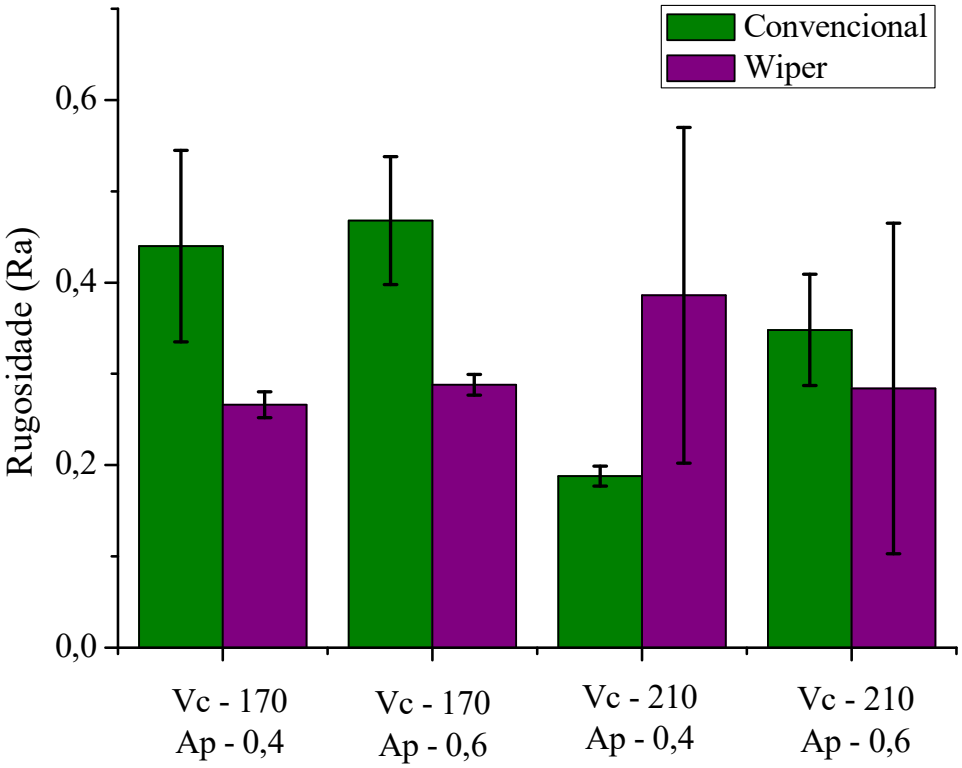


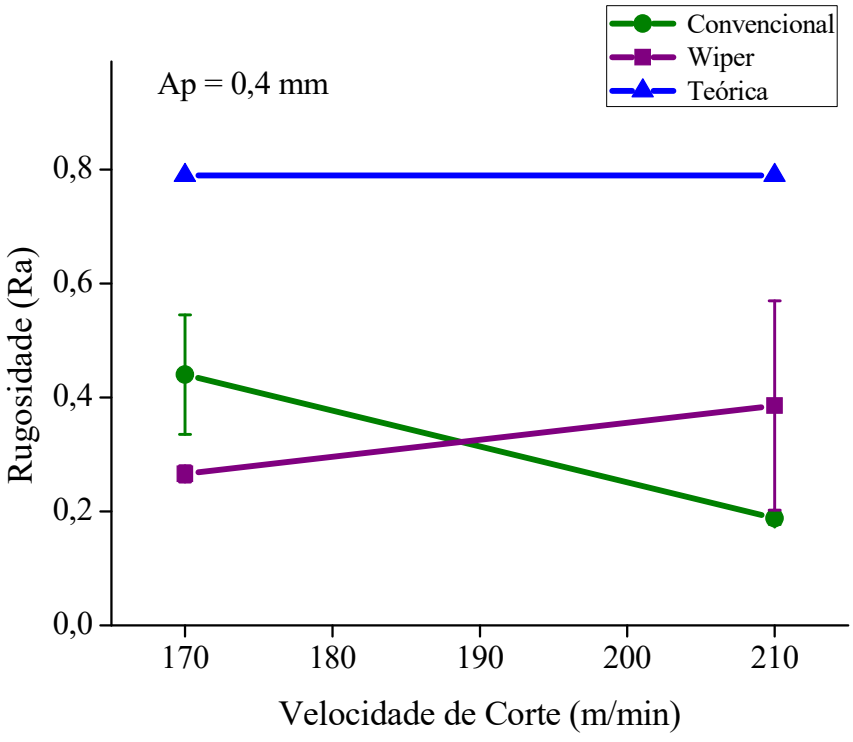
Figura 4.1: Relação da rugosidade com o tipo de pastilha.

As amostras fresadas com *wiper* foram repetidas uma vez. Logo se esperava que os resultados para cada condição fosse bem próximos. Entretanto, as amostras W5 e W6 que foram usinadas nas mesmas condições (condição 3), bem como as amostras que W7 e W8 (condição 4) apresentaram rugosidade valores bem distintos o que não era esperado. Possivelmente, como visto na literatura por STEMMER (1995),

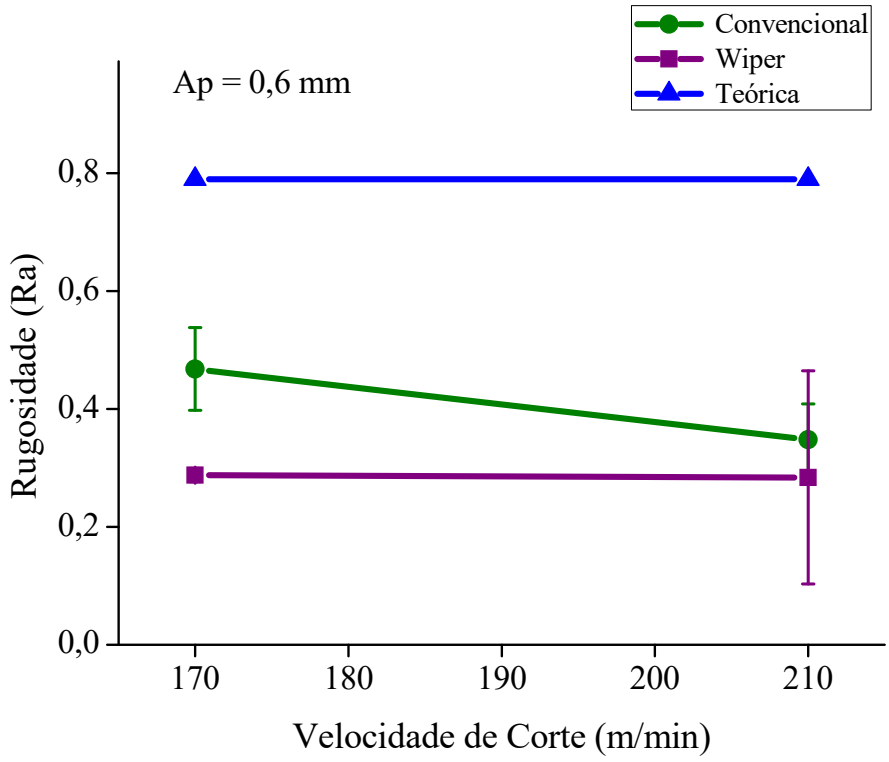
outros fatores além dos parâmetros de corte e da geometria da ferramenta de corte podem influenciar na geração de rugosidade, dentre eles a própria rigidez da máquina e a fixação das pastilhas na fresa.

Assim como foi observado para o torneamento por NESLUSAN *et al*. (2014) e conforme apresentado no gráfico da Figura 2.17, a diferença entre a rugosidade gerada na usinagem por pastilhas convencionais e *wiper* é menos evidente para baixos valores de avanço, esse comportamento também pode ser observado para o fresamento.

Além do avanço, outro fator que poderia alterar os valores de rugosidade seria o desgaste da ferramenta de corte com marcas como previsto por autores como VILČEK *et al.* (2017), GUTNICHENKO *et al.*, 2017 e MASMIATI *et al*. (2016) mas para o trabalho foram utilizadas arestas de corte sem nenhum tipo de desgaste em cada condição testada. Na Figura 4.2, estão apresentados gráficos relacionando a velocidade de corte com a rugosidade gerada, sendo que na Figura 4.2-a a profundidade de corte foi fixada em 0,4 mm, enquanto na Figura 4.2-b, a profundidade de corte está fixada em 0,6 mm. Em ambos casos têm-se o valor de referência representado pela rugosidade teórica para fresamento com geometria convencional de 0,782 Ra.



(a)



(b)

Figura 4.2: Relação da rugosidade com a velocidade de corte para profundidade de corte 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b).

A rugosidade está relacionada com os parâmetros e condições de corte. Por isso, adotar um avanço baixo, como em operações de acabamento, gera menores valores de rugosidade, como descrito por diversos autores (MENG *et al*., 2017; MA *et al*., 2016; VILČEK *et al*., 2017). Com base nos resultados de rugosidade (Ra) obtidos durante o fresamento das amostras, é possível observar que maiores velocidades de corte resultaram em melhor acabamento superficial das amostras, ou seja, menor o valor médio da rugosidade, conforme previsto na literatura (MENG *et al*., 2017; MA *et al*., 2016).

MAUROTTO *et al.* (2014) concluíram que as variações na profundidade de corte apresentam pequena influência na rugosidade, foi possível confirmar essa afirmativa enquanto se adotou uma velocidade de corte de 170 m/min. Por outro lado, esse comportamento não foi o mesmo quando se utilizou uma velocidade maior (210 m/min), possivelmente em função da interação entre os parâmetros, um fato também sugerido por MAUROTTO *et al.* (2014).

Os resultados de rugosidade para as amostras usinadas com geometria convencional ficaram coerente com o que foi relatado na literatura por autores como SARAVANAN & XAVIOR (2015), MAUROTTO *et al.* (2014), HASSANPOUR *et al.* (2016) e VILČEK *et al.* (2017), estes afirmam que maiores velocidades de corte produzem menores rugosidades superficiais, sendo normalmente empregadas em passes de usinagem para acabamento. Entretanto, os valores de rugosidade para as amostras usinadas com *wiper,* embora tenham sido baixos como previsto na literatura de D'ADDONA & RAYKAR (2016), CORREIA & DAVIM (2011), ANTONIALLI *et al.* (2016) e NESLUSAN *et al.* (2014), a influência dos parâmetros de corte não ficou tão evidente.

4.2. - Microdureza

Para comparar a influência da geometria da ferramenta de corte na microdureza gerada no fresamento de topo do aço SAE 4340, após a usinagem das amostras, foram realizados os ensaios de microdureza Vickers nas amostras. A Tabela 4.2 apresenta os valores de microdureza das amostras. O gráfico da Figura 4.3 mostra, de forma comparativa, a diferença entre a geração de microdureza em função da geometria da ferramenta.

Tabela 4.2: Valores médios de microdureza após o fresamento das amostras.

Amostra	Microdureza (HV)
C1	317 ± 7
C2	315 ± 9
C3	309 ± 9
C4	325 ± 5
W1-2	346 ± 9
W3-4	337 ± 1
W5-6	327 ± 12
W7-8	349 ± 6

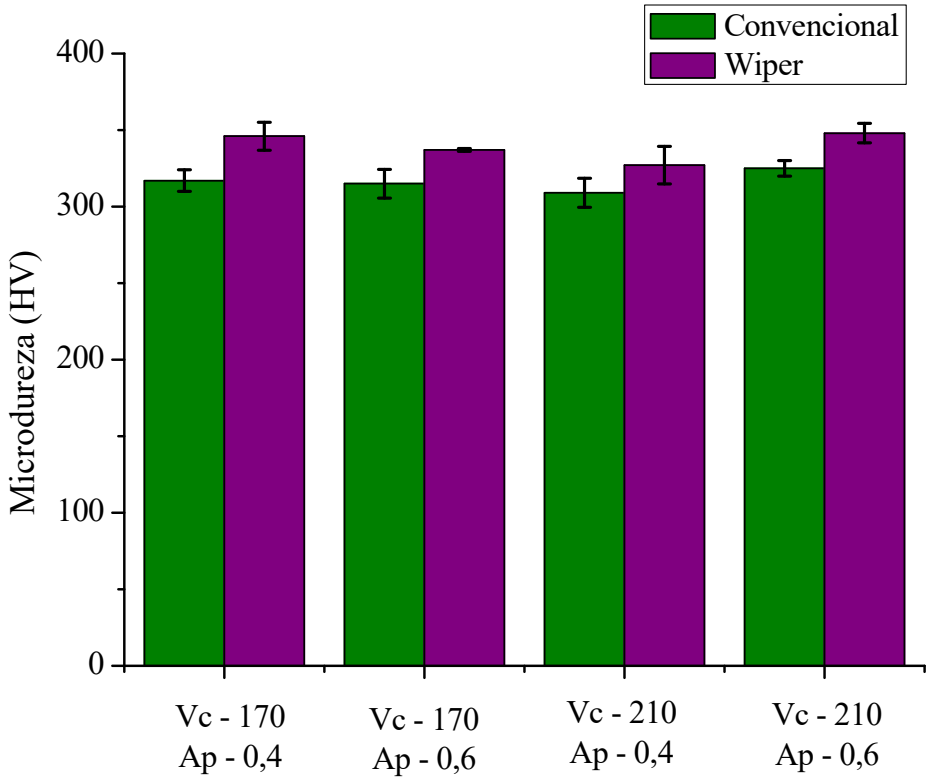
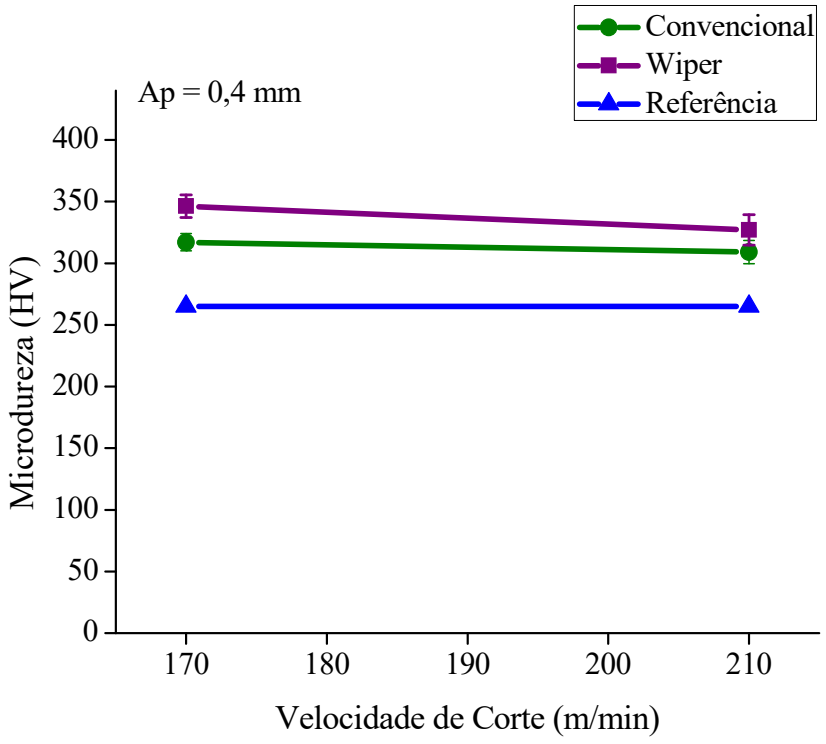


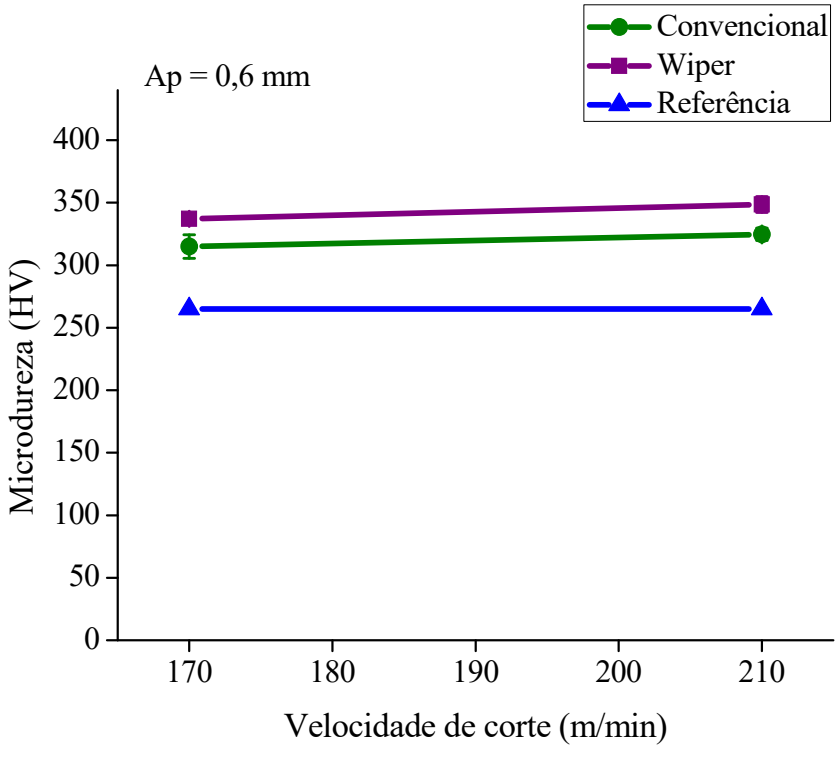
Figura 4.3: Relação da microdureza com o tipo de pastilha.

Embora as diferenças entre as microdurezas geradas para cada tipo de ferramenta tenham sido pequenas, todas abaixo de 8,4%, pode-se observar que o fresamento com *wiper* gerou uma maior magnitude de microdureza do que no fresamento com pastilhas convencionais, provavelmente por conta da maior taxa de deformação no material, o que ocasionou um tipo de encruamento na superfície. Esse fenômeno deve ser mais evidente em condições mais severas de corte (MENG et al., 2017).

A Figura 4.4 mostra os gráficos que relacionam a microdureza com os parâmetros de corte, comparando a usinagem com pastilhas convencionais e *wiper*, fixando a profundidade de corte em 0,4 mm (Figura 4.4-a) e 0,6 mm (Figura 4.4-b). A referência que aparece nos gráficos de microdureza é o valor de 265 HV, esse valor representa a média das durezas medidas nas amostras antes da usinagem, logo após o tratamento térmico de alívio de tensões.



(a)



(b)

Figura 4.4: Relação da microdureza com a velocidade de corte para profundidade de corte 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b).

Na Figura 4.4, Os paralelismos entre as retas dos gráficos mostram que os parâmetros de corte influenciam da mesma forma para os dois tipos de pastilhas estudadas neste trabalho. A baixa inclinação das retas dos gráficos que relacionam a microdureza com a profundidade de corte apresentados nos gráficos de microdureza corrobora com os resultados encontrados por HASSANPOUR *et al*. (2016) que mostram a pequena influência que a profundidade de corte tem na geração de microdureza, sendo menos significativa que o avanço por dentes. No gráfico da Figura 4.4-b em que a profundidade de corte ficou fixada em 0,6 mm, observa-se que para maiores valores de velocidade de corte, a microdureza aumentou, o que está coerente com o que é relatado por WANG *et al.* (2014), porém, no gráfico da Figura 4.4-a (profundidade de corte de 0,4 mm), o efeito foi oposto. Isto pode indicar uma interação entre os parâmetros.

Segundo alguns autores como, HASSANPOUR *et al*. (2016), MENG *et al.,* 2017 e MAUROTTO *et al.* (2014), o tipo de fluído de corte e o modo de lubrificação podem e o desgaste da ferramenta de corte podem influenciar nos valores de microdureza pois pode ocorrer uma têmpera superficial por conta da alta temperatura envolvida no corte seguida de um resfriamento rápido. Como foi realizada a usinagem a seco das amostras e foram utilizadas arestas de corte sem desgastes, houve menos fatores para aumentar a dureza, isto ajuda explicar porque os valores de dureza não variaram tanto.

4.3. - Tensões Residuais

As tensões residuais foram analisadas nas amostras após o tratamento térmico de alívio de tensões, durante a fase de preparação das amostras, e as médias das tensões obtidas foram de -26 MPa na direção longitudinal ao avanço e 17 MPa na direção transversal. Após o fresamento das amostras, as tensões residuais foram medidas novamente em ambas as direções. As médias dos valores de tensões residuais obtidos, para cada condição de corte, após usinagem são apresentadas na Tabela 4.3. A Figura 4.5 e a Figura 4.6 mostram, de forma comparativa, como a geometria da ferramenta de corte influencia na geração de tensões residuais tanto na direção longitudinal quanto na direção transversal.

Tabela 4.3: Valores médios de tensões residuais das amostras.

Amostra	Tensão Residual [MPa]	
	Longitudinal (L)	Transversal (T)
C1	343 ± 28	264 ± 24
C2	231 ± 28	187 ± 4
C3	430 ± 15	502 ± 20
C4	161 ± 23	269 ± 0
W1-2	60 ± 14	265 ± 23
W3-4	47 ± 18	172 ± 66
W5-6	-143 ± 53	-57 ± 8
W7-8	-115 ± 86	155 ± 32

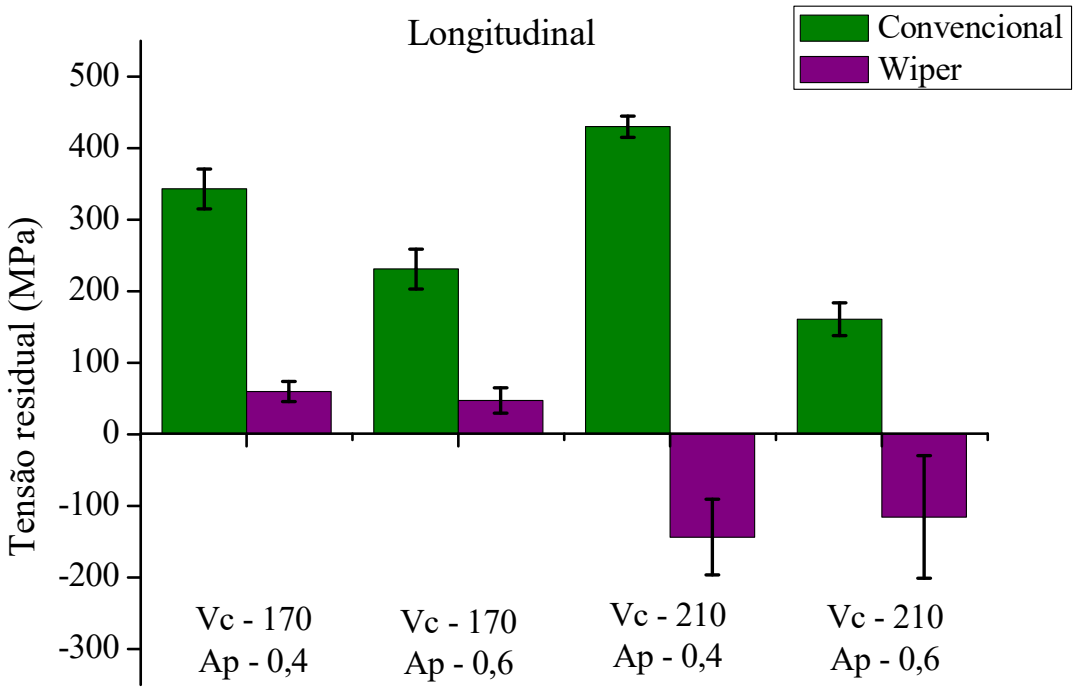


Figura 4.5: Relação da tensão residual na direção longitudinal e o tipo de geometria da ferramenta de corte.

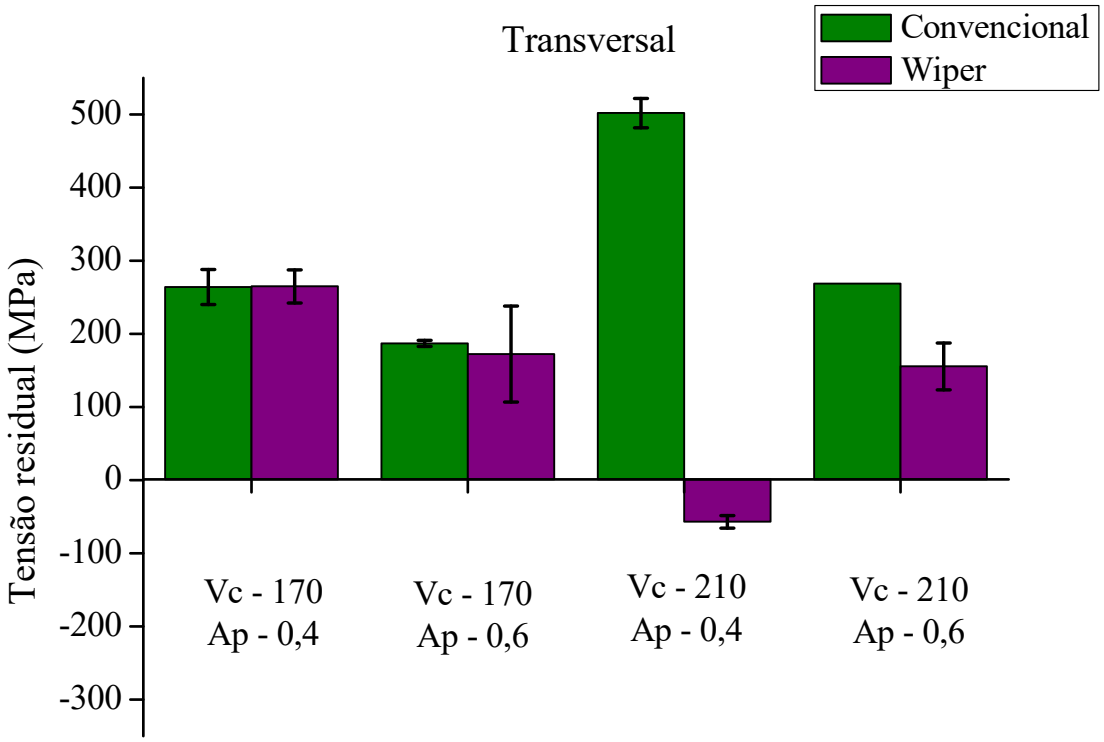


Figura 4.6: Relação da tensão residual na direção longitudinal e o tipo de geometria da ferramenta de corte.

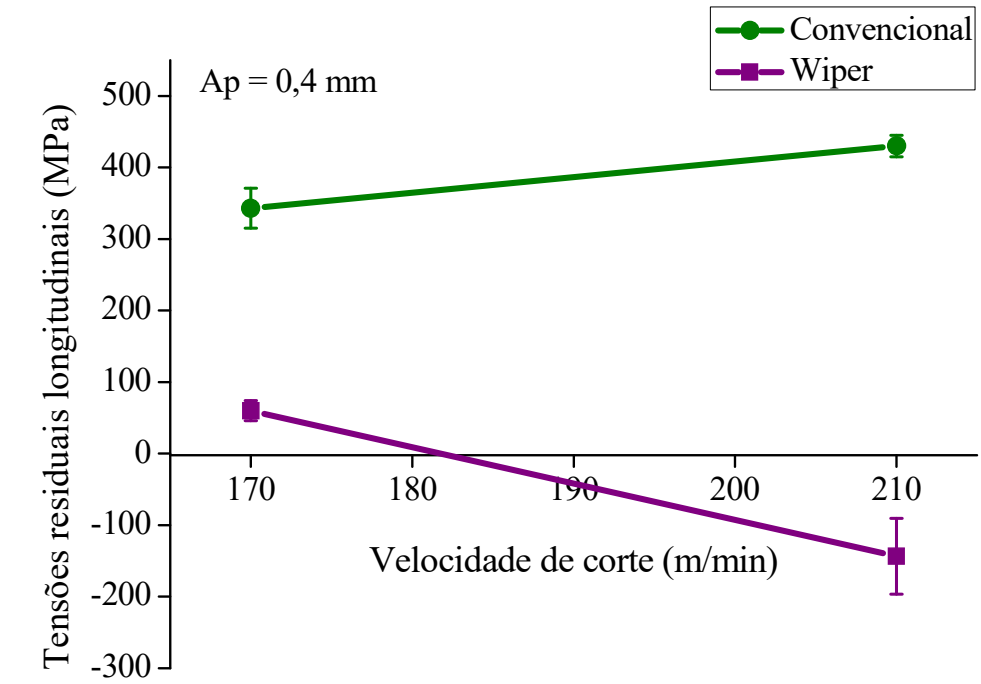
Conforme previsto por NESLUSAN *et al.* (2014), a utilização de *wiper* na usinagem geram tensões residuais menos trativas e, dependendo dos parâmetros de corte adotados, podem gerar tensões residuais de natureza compressiva, este comportamento pode ser observado para as condições testadas neste estudo.

Nos gráficos de tensão residual da Figura 4.5 (longitudinal) e da Figura 4.6 (transversal), as tensões residuais geradas no processo de fresamento de topo a seco utilizando pastilhas com geometria do tipo convencional, tanto na direção transversal quanto na direção longitudinal, foram todas trativas. De acordo com a literatura, MANSILLA *et al*. (2015), MASMIATI *et al. (2016)* e MAUROTTO *et al*. (2014), isto provavelmente ocorreu porque os fatores térmicos, potencializados pela ausência de fluidos de corte, predominaram sobre os fatores mecânicos (deformação plástica) gerando tensões residuais trativas. Na usinagem utilizando *wiper*, o resultado foi diferente, algumas condições geraram até tensões residuais compressivas. Esse comportamento pode ser explicado pelo fato da *wiper* ter uma ponta da ferramenta diferenciada, provocando maiores deformações mecânicas nas amostras, reduzindo a predominância do efeito térmico sobre os efeitos mecânicos.

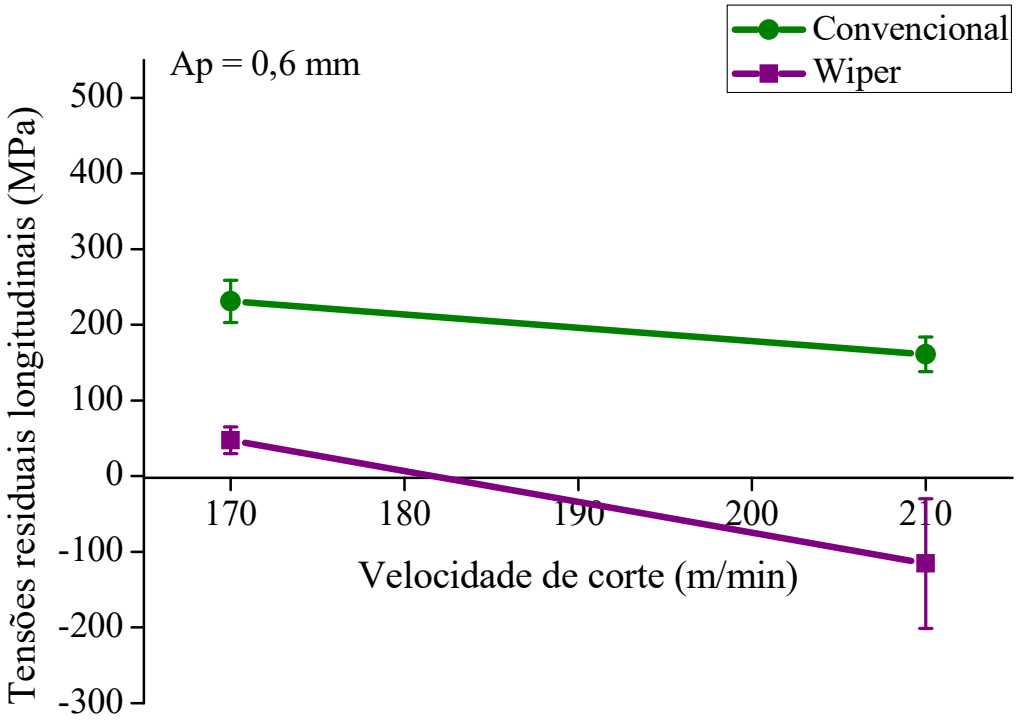
Além disso, os gráficos em barras de tensões residuais também permitem concluir que, para maiores velocidades (condições 3 e 4), utilizando pastilhas do tipo *wiper* no fresamento a seco há uma tendência de geração de tensões residuais compressivas na direção longitudinal ao corte para as condições testadas. Entretanto, a condição 3 (maior velocidade de corte e menor profundidade de corte) foi prejudicial para usinagem utilizando geometria convencional, gerando os maiores valores de tensões residuais trativas tanto na direção longitudinal quanto na direção transversal ao corte.

Nas condições de corte utilizando *wiper*, as tensões residuais transversais geradas tiveram uma tendência trativa enquanto que as tensões residuais longitudinais medidas tiveram valores menores em tração e maiores em compressão. Segundo MASMIATI *et al. (2016)* e MAUROTTO *et al*. (2014), isso ocorre porque o sentido de avanço da fresa estava na direção longitudinal da amostra, assim, os efeitos das deformações plásticas têm maiores intensidades.

Na Figura 4.7, está apresentada a relação entre as tensões residuais longitudinais e a velocidade de corte com profundidade de corte fixada em 0,4 mm (Figura 4.7-a) e 0,6 mm (Figura 4.7-b). A mesma relação é apresentada nos gráficos da Figura 4.8, porém a direção das tensões residuais tratadas nos gráficos é transversal. Dessa forma, o gráfico apresentado na Figura 4.8-a é referente a profundidade de corte de 0,4 mm e o gráfico da Figura 4.8-b está com a profundidade de corte fixada em 0,6 mm.

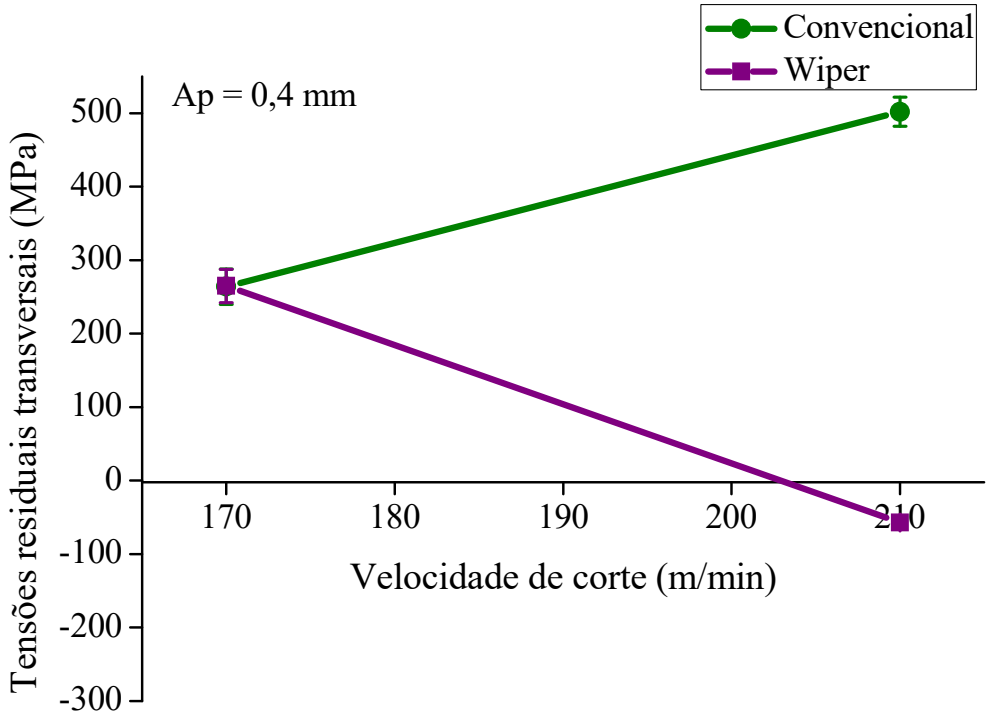


(a)

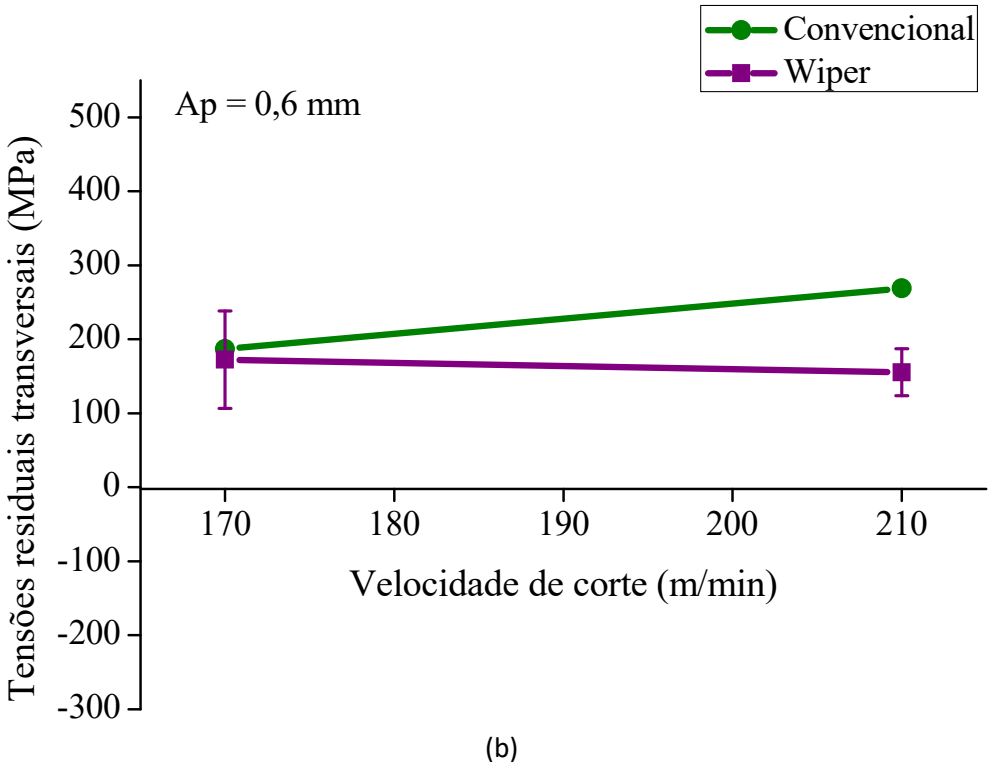


(b)

Figura 4.7: Relação das tensões residuais longitudinais e a velocidade de corte para profundidade de corte 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b).



(a)



(b)

Figura 4.8: Relação das tensões residuais transversais e a velocidade de corte para profundidade de corte 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b).

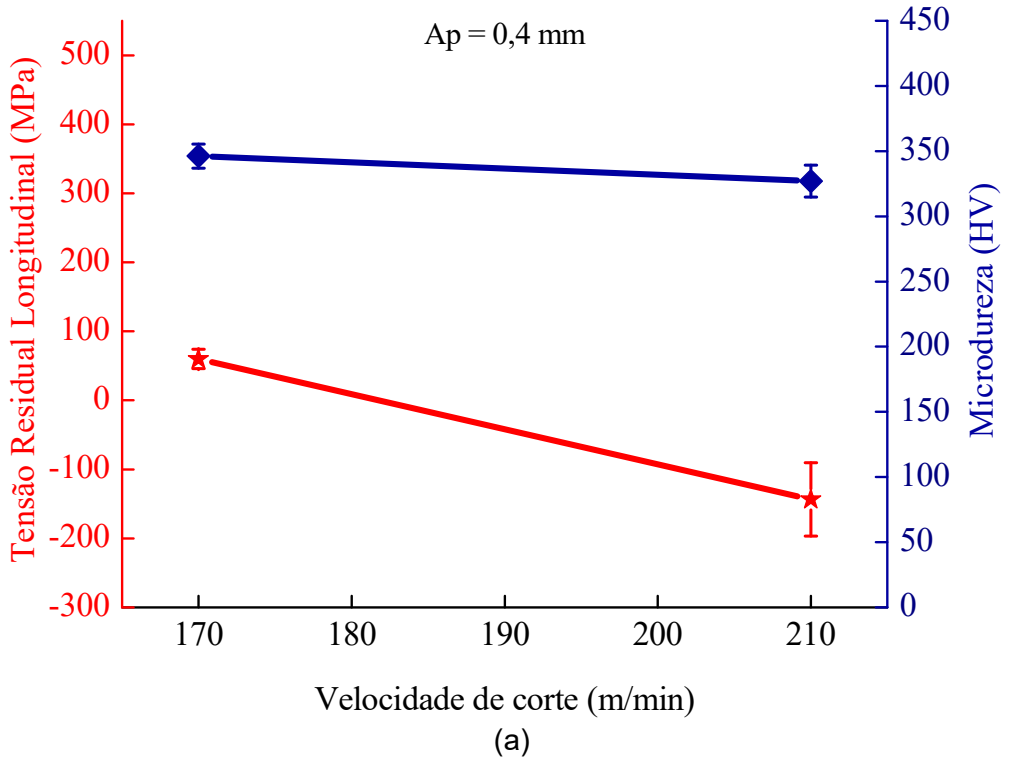
Os gráficos da Figura 4.7 e Figura 4.8 mostram também que o aumento da profundidade de corte foi mais significativo para geração de tensões residuais em nas amostras usinadas com pastilhas convencionais do que para as amostras fresadas com *wiper* em ambas as direções. Além disso, a falta de paralelismo entre as retas que representam as amostras usinadas com a mesma geometria, mostra a possível interação que a profundidade de corte possui com a velocidade de corte relatado por HASSANPOUR *et al*. (2016), MA *et al.,* 2016 e MAUROTTO *et al.* (2014).

Como os gráficos da Figura 4.7 e Figura 4.8 permitem observar, para maiores valores de profundidade de corte, houve tendência de redução nos valores de tensões residuais trativas, principalmente na usinagem utilizando pastilhas convencionais. Embora esse comportamento esteja discordante do que foi relatado por MAUROTTO *et al*. (2014), em que observou aumento nas tensões residuais longitudinais com maiores profundidades de corte, a diferença entre as faixas de valores testados por esses autores (entre 2 e 4,5 mm) e os valores do presente trabalho (de 0,4 a 0,6 mm) de profundidade de corte podem ter implicado em maiores forças de cortes e maiores temperaturas ocasionando uma tendência mais trativa para as tensões residuais.

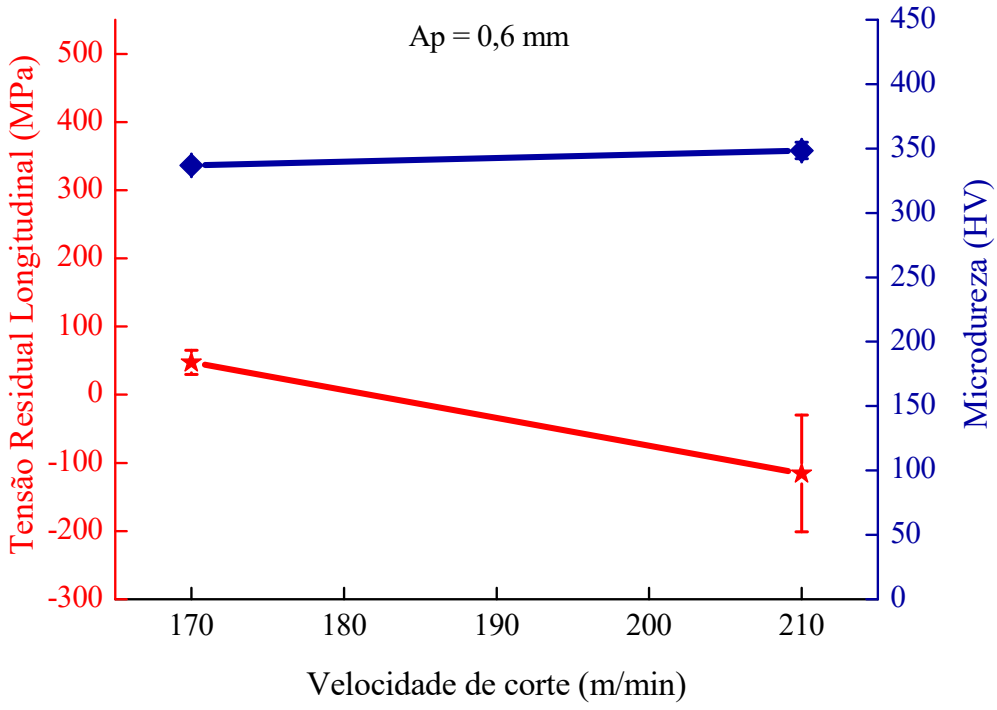
Durante a operação de fresamento, espera-se obter tensões residuais compressivas assim como REIS *et al.* (2010), entretanto, como observado por VILČEK *et al.* (2017), a variação de algumas condições de corte, como lubrificação, desgaste da ferramenta e os próprios parâmetros de corte podem mudar a natureza das tensões residuais. Sendo assim, como o estudo foi realizado em condições de fresamento a seco, não houve dissipação de calor por fluido de corte, isto poderia explicar o motivo pelo qual a maior parte das tensões residuais medidas foram trativas.

Para correlacionar a microdureza e as tensões residuais geradas nas amostras usinadas por pastilhas *wiper*, foram realizado gráficos relacionando microdureza e tensões residuais tanto na direção longitudinal quanto na direção transversal em função da velocidade de corte e com profundidade de corte constante. A Figura 4.9 mostra a relação entre a microdureza e as tensões residuais longitudinais para profundidade de corte de 0,4 mm (Figura 4.9-a) e 0,6 mm (Figura 4.9-b). Por outro lado, a Figura 4.10 relaciona a microdureza com as tensões residuais transversais, também com profundidade de corte fixada em 0,4 mm (Figura 4.10-a) e 0,6 mm (Figura 4.10-b). Em todos os casos, a reta na cor azul (losango) representa o comportamento da microdureza nas amostras em função da velocidade de corte e a

reta na cor vermelha (estrela) representa a variação da tensão residual, também em função da velocidade de corte.

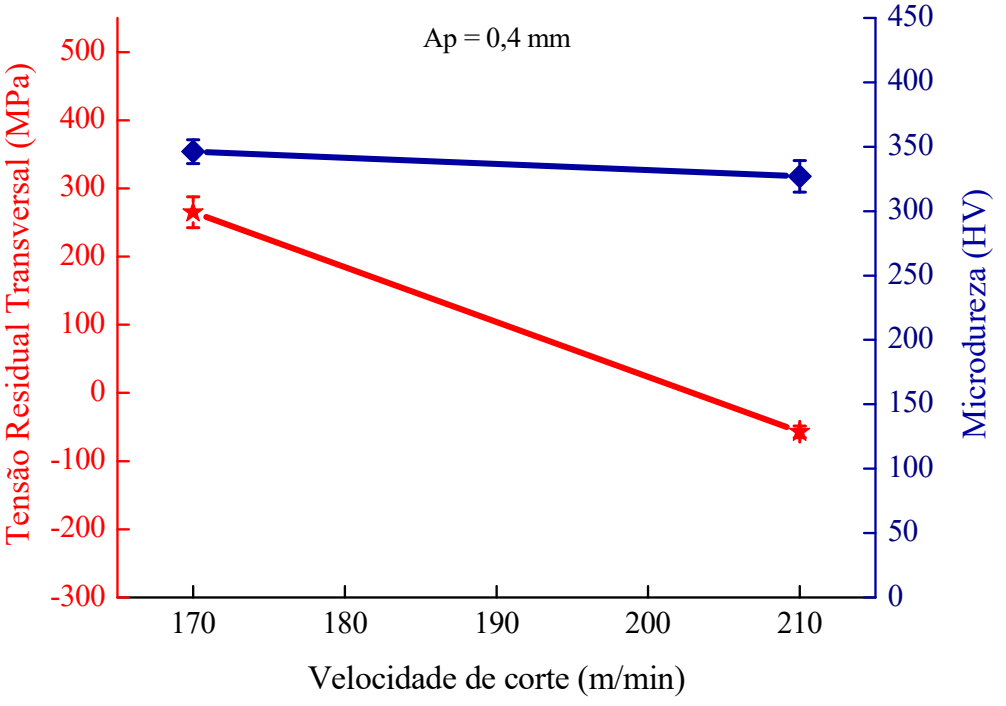


(a)

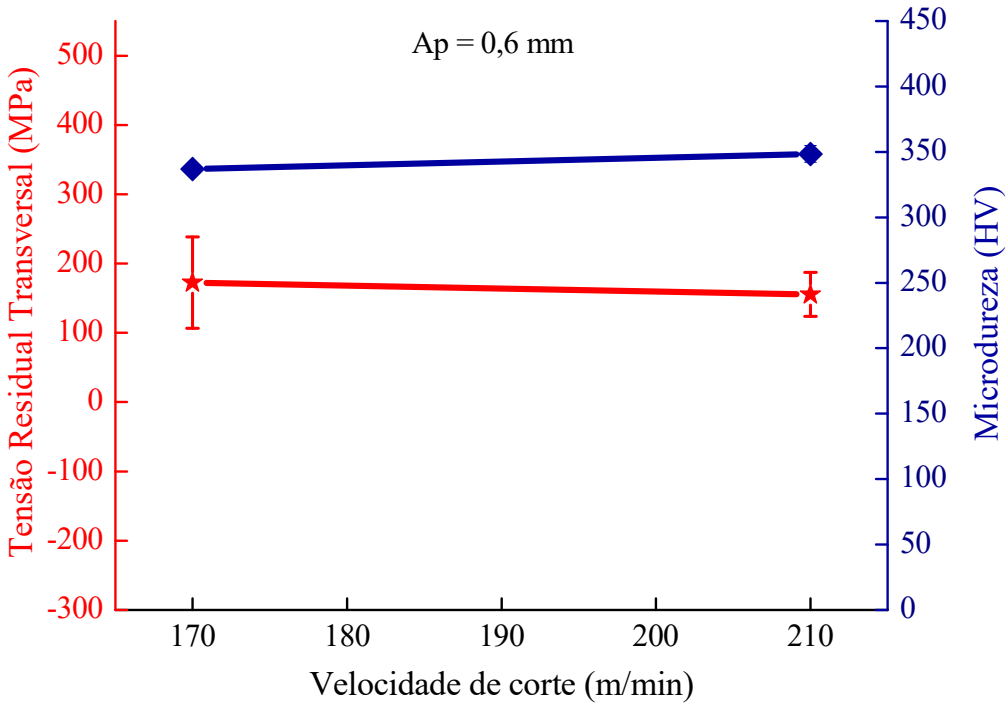


(b)

Figura 4.9: Relação da microdureza e tensão residual longitudinal em função da velocidade de corte para profundidade de corte de 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b).



(a)



(b)

Figura 4.10: Relação da microdureza e tensão residual transversal em função da velocidade de corte para profundidade de corte de 0,4 mm (a) e 0,6 mm (b).

Segundo a literatura (MENG *et al*., 2017; MAUROTTO e*t al.*, 2014), as deformações plásticas geradas na usinagem tendem a gerar maiores valores de dureza, por conta do encruamento, e menores valores de tensões residuais trativas. Dessa forma, espera-se que os resultados de microdureza sejam inversamente proporcionais aos valores gerados para tensões residuais trativas. Entretanto, os gráficos referentes da Figura 4.9 e a Figura 4.10 não mostram uma relação clara entre a microdureza gerada e as tensões residuais, provavelmente porque os parâmetros de corte não são os únicos fatores que afetam a microdureza e as tensões residuais. Em particular, no gráfico da Figura 4.9-b, a relação entre microdureza e tensões residuais longitudinais mostrou-se inversamente proporcional, provavelmente porque a influência dos parâmetros de corte foi dominante em relação aos outros fatores que também afetam esses aspectos de integridade superficial. Por tanto, embora os parâmetros de corte que influenciam nas tensões residuais geralmente afetam de maneira contrária a geração de microdureza no material, outros fatores como tipo de lubrificação, desgastes da ferramenta de corte, tipo de pastilha, tipo de máquina ferramenta devem ser sempre considerados no momento de usinar algum material.

Capítulo 5 - Conclusões

O presente trabalho, que tem como objetivo analisar a influência da geometria da ferramenta de corte nas tensões residuais e na integridade superficial do aço SAE 4340 durante o fresamento de topo a seco, permite as seguintes conclusões:

1. Os baixos valores de rugosidade em todas as amostras (inferiores a 0,8 μm) revelam que o fresamento pode atingir valores de rugosidades próximos aos gerados na retificação, se os parâmetros de corte adequados forem usados, tanto para pastilhas convencionais quanto para *wiper*.
2. Embora a pastilha *wiper* ofereça um melhor acabamento comparado com ferramentas convencionais, a redução na rugosidade não é tão evidente para baixos valores de avanço por dente. Além disso, no fresamento com pastilhas convencionais, a velocidade de corte exerceu maior influência na redução da rugosidade do que a profundidade de corte.
3. O fresamento gerou um aumento na microdureza das amostras tanto para usinagem com pastilhas convencionais quanto *wiper*, porém o paralelismo entre as retas dos gráficos mostra que os parâmetros de corte influenciam da mesma forma para os dois tipos de ferramentas estudadas neste trabalho. Além do mais, fresamento a seco com *wiper* tendem a gerar maiores valores de microdureza.
4. No fresamento de topo a seco com *wiper*, há uma tendência de redução nos valores de tensões residuais trativas quando comparados com fresamento utilizando pastilhas convencionais.
5. Para os parâmetros de corte estudados, foi possível observar que o aumento da velocidade de corte para usinagem com pastilhas convencionais, na maior parte das amostras, prejudicou a integridade superficial gerando maiores tensões residuais trativas. Na usinagem com *wiper*, o efeito foi inverso, gerando tensões residuais compressivas.
6. Os resultados mostraram que, independente da geometria de ferramenta de corte, a interação entre os parâmetros de corte influencia diretamente na integridade superficial das peças usinadas por fresamento, principalmente no comportamento (natureza e magnitude) das tensões residuais superficiais.

Sugestões Para Trabalhos Futuros

1. Analisar comparativamente as pastilhas com geometria convencional e *wiper* usando diferentes métodos de lubrificação.
2. Fazer perfis em profundidade de tensões residuais nas amostras testadas.
3. Usinar com *wiper* o mesmo material com diferentes níveis de dureza.
4. Analisar os diferentes tipos de cavacos gerados pelo fresamento com pastilhas convencionais e *wiper*.
5. Realizar um estudo comparativo entre as pastilhas em condições severas de corte e realizar micrografias para analisar camadas deformadas.
6. Analisar o desgaste das ferramentas de corte de geometria *wiper*.

Referências Bibliográficas

ABREU, P. J. M. “Análise e Otimização dos Processos de Fresamento a Altas Velocidades no Contexto de Ferramentaria”, Dissertação de Mestrado Curso de Pós-Graduação em Engenharia Aeronáutica e Mecânica, Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos - SP, 2010.

AGOSTINHO, O. L.; RODRIGUES, A. C. L.; LIRANI, J. “Tolerâncias, ajustes, desvios e análise de dimensões”. Ed. Edgard Blucher, São Paulo, 1995.

AGRAWAL, A.; GOEL, S.; RASHID, W. B.; PRICE, M. “Prediction of surface roughness during hard turning of AISI 4340 steel (69 HRC)”, Internacional Journal of Applied Soft Computing, v. 30, p. 279–286, 2015.

ANTONIALLI, A. I. S.; MAGRI, A.; DINIZ, A. E. “Tool life and tool wear in taper turning of a nickel-based superalloy”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 87, p. 2023–2032, 2016.

CALLISTER, W. D. J.; RETHWISCH, D. G. “Ciência e engenharia de materiais: uma introdução”, 8° Ed., Rio de Janiero: Editora LTC, 2013.

CARDOSO, A. S. M. “Caracterização Mecânica e Microestrutural dos Aços SAE 4340 e 300M Após Soldagem a Laser e Tratamento Superficial de Nitretação a Plasma”, Dissertação do Mestrado em Ciências dos Materiais, Universidade de São Paulo - USP, Lorena - SP, 2011.

CHUVAS, T. C. “Estudo da Influência dos Parâmetros de Tratamento de Alívio das Tensões Residuais por Vibração Mecânica em Juntas Soldadas a Plasma”, Dissertação do Mestrado em Ciências em Engenharia Mecânica, Universidade Federal Fluminense - UFF, Niterói–RJ, 2012.

CORREIA, A. E.; DAVIM, J. P. “Surface roughness measurement in turning carbon steel AISI 1045 using wiper inserts”, Measurement, v. 44, p. 1000–1005, 2011.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. “Tecnologia da Usinagem dos Materiais”, São Paulo: Ed. MM, 1999.

D'ADDONA, D. M.; RAYKAR, S. J. “Analysis of surface roughness in hard turning using wiper insert geometry”, 48th CIRP Conference on Manufacturing Systems, v. 41, p. 841–846, 2016.

EL-KHABEERY, M. M., FATTOUH, M., “Residual stress distribution caused by milling”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 29, p. 391–401, 1989.

EL RAYES, M. M.; El-DANAF, E. A.; ALMAJID, A. A. “Ultrasonic characterization of heat-treatment effects on SAE-1040 and -4340 steels”, Journal of Materials Processing Technology, v. 216, p. 188–198, 2015.

FELHÖ, C.; KARPUSCHEWSKI, B.; KUNDRÁK, J. “Surface roughness modeling in face milling”, 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, v. 31, p. 136–141, 2015.

FERRARESI, D. “Fundamentos da usinagem dos metais”, São Paulo: Edgard Blucher, 1977.

GRIFFITHS, B. “Manufacturing Surface Technology: Surface Integrity & Functional Performance”, Penton Press, p. 256, 2001.

GROOVER, M. P. “Fundamentals of modern manufacturing: materials, processes and systems”, 4° Ed., Nova Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2010.

GUTNICHENKO, O.; AGIC, A.; STÅHL, J.-E. “Modeling of force build-up process and optimization of tool geometry when intermitente turning”, 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, v. 58, p. 393–398, 2017.

TOTTEN, G.,; HOWES, M.; INOUE, T. “Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel”, Ohio: ASM International, 2002.

HAZAN, E.; SADIA, Y.; GELBSTEIN, Y. “Characterization of AISI 4340 corrosion products using Raman spectroscopy”, Corrosion Science, v. 74, p. 414–418, 2013.

HASSANPOUR, H.; SADEGHI, M. H.; RASTI, A.; SHAJARI, S. “Investigation of surface roughness, microhardness and white layer thickness in hard milling of AISI 4340 using minimum quantity lubrication”, Journal of Cleaner Production, v. 120, p. 124–134, 2016.

HU, J.; CHEN, B.; SMITH, D. J.; FLEWITT, P. E. J.; COCKS, A. C. F. “On the evaluation of the Bauschinger effect in an austenitic stainless steeldThe role of multi-scale residual stresses”, International Journal of Plasticity, v. 84, p. 203–223, 2016.

HUANG, K.; YANG, W. “Analytical analysis of the mechanism of effects of machining parameter and tool parameter on residual stress based on multivariable decoupling method”, International Journal of Mechanical Sciences, v. 128–129, p. 659–679, 2017.

KARAGUZEL, U.; BAKKAL, M.; BUDAK, E. “Modeling and measurement of cutting temperatures in milling”, 7th HPC 2016 – CIRP Conference on High Performance Cutting, v. 46, p. 173–176, 2016.

MA, Y.; FENG, P.; ZHANG, J.; WU, Z.; YU, D. “Prediction of surface residual stress after end milling based on cutting force and temperature”, Journal of Materials Processing Technology, v. 235, p. 41–48, 2016.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. “Teoria da usinagem dos materiais”, 3° Ed., São Paulo: Ed. Blucher, 2015.

MANNS, T.; SCHOLTES, B. “Diffraction residual stress analysis in technical components - Status and prospects”, Thin Solid Films, v. 530, p. 53–61, 2013.

MANSILLA, C.; MARTÍNEZ-MARTÍNEZ, D.; OCELÍK, V.; HOSSON, J. T. M. D. “On the determination of local residual stress gradients by the slit milling method”, Journal of Materials Science, v. 50, p 3646–3655, 2015.

MARQUES, A.; SOUZA, R. A.; TASCA, M. R. B.; NOGUEIRA, L.; MACHADO, M. L. P. “Avaliação do Amaciamento de um Aço Estrutural SAE 4340 Utilizando Ensaios de Torção a Quente”, II Workshop de Ciência e Tecnologia em Engenharia Metalúrgica e de materiais PROPEMM, IFES, VITÓRIA – ES, Brasil, 2012.

MASMIATI, N.; SARHAN, A. A. D.; HASSAN, M. A. N.; HAMDI, M. “Optimization of cutting conditions for minimum residual stress, cutting force and surface roughness in end milling of S50C medium carbon steel”, Internacional Journal of Measurement, v. 86, p. 253–265, 2016.

MAUROTTO, A.; TSIVOULAS, D.; BURKE, M. G. “Surface integrity in dry milling of 304L steel: A parametric study”, 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI), v. 13, p. 156–162, 2014.

MENG, L.; ATLI, M.; HE, N. “Measurement of equivalent residual stresses generated by milling and corresponding deformation prediction”, Precision Engineering, v. 50, p. 160–170, 2017.

NAVAS, V. G.; GONZALO, O.; BENGOETXEA, I. “Effect of cutting parameters in the surface residual stresses generated by turning in AISI 4340 steel”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, v. 61, p.48–57, 2012.

NEDUMARAN, K.; BASKARAN, R.; KANNAN, T. T. M.; KUMAR, P. V. ”Optimization of ball end milling parameters of AISI 4340 steel using anova methodology”, International Journal of Information Research and Review, v. 2, p. 499–503, 2015.

NESLUSAN, M.; FAKTOR, M.; CILLIKOVA, M.; “Analysis of surface integrity after hard turning with wiper inserts”, MM Science Journal, p. 480–484, 2014.

PARIDA, A.; K., MAITY, K. “Effect of nose radius on forces, and process parameters in hot machining of Inconel 718 using finite element analysis”, Engineering Science and Technology, an International Journal, v. 20, p. 687–693, 2017.

REIS, W. P.; FONSECA, M. C. P.; SERRÃO, L. F.; CHUVAS, T. C.; OLIVEIRA, L. C. “Estudo das Tensões Residuais Geradas na Usinagem de Aço AISI 4340”, 19º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais – CBECiMat, Campos do Jordão - SP, Brasil, 2010.

SARAVANAN, L.; XAVIOR, M. A. “Comparative performance of coated and uncoated inserts during intermittent cut milling of AISI 4340 steel”, Journal of Engineering Science and Technology, v. 10, p. 606–616, 2015.

SHARMAN, A. R. C.; HUGHES, J. I.; RIDGWAY, K. “The effect of tool nose radius on surface integrity and residual stresses when turning Inconel 718™”, Journal of Materials Processing Technology, v. 216, p. 123–132, 2015.

SILVA, D. A., SILVA, L. R., SANTOS, F. V., DUARTE, F. J. “Caracterização dos Parâmetros de Superfície e da Tensão Residual do Aço ABNT 4340 Endurecido Após Retificação Utilizando Diferentes Fluidos de Corte”, 9º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação – COBEF, Joinville – SC, Brasil, 2017.

STEMMER, C. E. Ferramentas de corte II. 2. ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 1995.

SU, J. C.; YOUNG, K. A.; MA, K.; SRIVATSA, S.; MOREHOUSE, J. B.; LIANG, S. Y. “Modeling of residual stresses in milling”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 65, p. 717–733, 2012.

TAPOGLOU, N., ANTONIADIS, A. “3-Dimensional kinematics simulation of face milling”, Measurement, v. 45, p. 1396–1405, 2012.

VILČEK, I.; ŘEHOŘ, J.; CAROU, D.; ZEMAN, P. “Residual stresses evaluation in precision milling of hardened steel based on the deflection-electrochemical etching technique”, Robotics and Computer–Integrated Manufacturing, v. 47, p. 112–116, 2017.

WANG, F.; ZHAO, J.; LI, A.; ZHANG, H. “Effects of cutting conditions on microhardness and microstructure in high-speed milling of H13 tool steel”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 73, p. 137–146, 2014.

XAVIER, C. R.; DIAS, E. D.; MARCELO, C. J.; DELGADO, H. G. J.; CASTRO, J. A. “Efeito da velocidade de resfriamento sobre a transformação da austenita em aço baixa liga”, Cadernos UniFOA, Volta Redonda-RJ, n. 26, p. 37–45, 2014.

ZAUSKOVA, L.; CZAN, A.; SAJGALIK, M.; DRBUL, M.; RYSAVA, Z., “Triaxial measurement of residual stress after high feed milling using x-ray diffraction”, Procedia Engineering, v. 192, p. 982–987, 2017.