

**CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA
CELSO SUCKOW DA FONSECA – CEFET/RJ**

**Análise das Tensões Residuais Geradas no
Torneamento em Altas Velocidades de um Aço SAE
4140**

Matheus Patrick Soares Barbosa
Reissel Reis de Souza

**Rio de Janeiro
Novembro de 2016**

**CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA
CELSO SUCKOW DA FONSECA – CEFET/RJ**

**Análise das Tensões Residuais Geradas no
Torneamento em Altas Velocidades de um Aço SAE
4140**

Matheus Patrick Soares Barbosa
Reissel Reis de Souza

Projeto final apresentado em cumprimento às
normas do Departamento de Educação Superior do
CEFET/RJ, como parte dos requisitos para obtenção
do título de Bacharel em Engenharia Mecânica.

Prof.^a Orientadora: Tatiane de Campos Chuvas

**Rio de Janeiro
Novembro de 2016**

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

B238 Barbosa, Matheus Patrick Soares
Análise das tensões residuais geradas no torneamento em altas velocidades de um aço SAE 4140 / Matheus Patrick Soares
Barbosa, Reissel Reis de Souza.—2016.
ix, 42f. + anexo : il. (algumas color.) , grafs. , tabs. ; enc.

Projeto Final (Graduação) Centro Federal de Educação
Tecnológica Celso Suckow da Fonseca , 2016.
Bibliografia : f. 40-42
Orientadora : Tatiane de Campos Chuvas

1. Engenharia mecânica. 2. Tensões residuais. 3. Torneamento.
4. Raio X – Difração. 5. Aço. I. Souza, Reissel Reis de. II. Chuvas,
Tatiane de Campos (Orient.). III. Título.

CDD 621

AGRADECIMENTOS

À professora Tatiane de Campos Chuvas, a quem somos eternamente gratos pela ajuda, paciência e atenção que nos foi dada. Sem seu auxílio este projeto não poderia ser concluído.

Aos nossos pais, José Rocha Barbosa e Fátima Tereza de Paula Soares Barbosa, pais de Matheus Patrick Soares Barbosa, e Marcos Aurélio Ferreira de Souza e Eloisa Helena Reis de Souza, pais de Reissel Reis de Souza, pelo amor, paciência e dedicação à nossa formação profissional que resultaram neste trabalho.

Aos professores, José Paulo Vogel e Geraldo Lima, pela permissão e auxílio na realização da parte experimental deste trabalho.

Ao monitor, Rodrigo Gonçalves de Souza Maciel, pela preparação das amostras utilizadas para elaboração deste trabalho.

E à professora Maria Cindra Fonseca, por ter disponibilizado o Laboratório de Análise de Tensões – LAT, do Departamento de Engenharia Mecânica da UFF para a realização das medições das tensões.

Ao CEFET-RJ / Maracanã, por ser uma casa acolhedora durante nosso percurso pelo curso técnico e graduação.

RESUMO

A presença de tensões residuais (TR), geradas em todos os processos de fabricação, constitui um dos grandes problemas encontrados na indústria metal-mecânica, pois tensões residuais trativas têm efeito deletério nos materiais, diminuindo a vida em fadiga e a resistência à corrosão sob tensão dos mesmos. Por outro lado, tensões superficiais de natureza compressiva oferecem benefícios, principalmente, por ser uma barreira para a propagação de trincas. Deste modo o estudo destas tensões é de caráter fundamental para garantir a integridade estrutural de componentes e estruturas metálicas. A busca por processos de fabricação que reduzam o tempo necessário para a produção mecânica é um dos fatores que justificam o avanço tecnológico obtido nos processos de usinagem, principalmente com relação a velocidade de corte aplicada. Neste trabalho, foi conduzido um estudo experimental sobre a influência dos parâmetros de usinagem no nível de tensões residuais presentes no aço SAE 4140. Para isto, foram avaliadas as tensões residuais através do método de difração de raios-x em amostras que foram submetidas à diferentes velocidades de cortes (entre 500 e 600 m / min) e diferentes profundidades de cortes (0,1 e 0,2 mm). Observou-se que as tensões residuais circunferenciais foram todas trativas, o que poderia ser prejudicial em serviço. Contudo, para maiores valores de velocidade de corte foram obtidas menores magnitudes de tensões residuais. Medidas de rugosidade complementaram esse estudo.

Palavras-chaves: torneamento, alta velocidade de corte, tensões residuais, difração de raios-X, Aço SAE 4140.

ABSTRACT

The presence of residual stresses generated in all manufacturing processes is one of the major problems encountered in the metal-mechanical industry because residual tensile stresses have a deleterious effect on the materials, reducing fatigue life and resistance to stress corrosion of the same. On the other hand, surface tensions of compressive nature offer benefits, mainly, as a barrier for the propagation of cracks. In this way, the study of these tensions is of fundamental character to guarantee the structural integrity of metallic components and structures. The search for manufacturing processes that reduce the time required for mechanical production is one of the factors that justify the technological advance obtained in the machining processes, especially in relation to the applied cutting speed. In this work, an experimental study was conducted on the influence of machining parameters on the level of residual stresses in SAE 4140 steel. For this, the residual stresses were evaluated by the X-ray diffraction method in samples that were submitted to different cutting speeds (between 500 and 600 m / min) and different cut depths (0.1 and 0.2 mm). It was observed that the residual circumferential stresses were all trative, which could be harmful in service. However, for higher values of shear rate, lower magnitudes of residual stress were obtained. Roughness measurements complemented this study.

Keywords: turning, high cutting speed, residual stresses, X-ray diffraction, SAE 4140 steel.

SUMÁRIO

Introdução.....	1
1.1 – Motivação.....	1
1.2 – Justificativa.....	2
1.3 – Objetivos.....	2
1.4 – Metodologia e Trabalho Realizado.....	2
Revisão Bibliográfica.....	4
2.1 – Aço SAE 4140.....	4
2.2 – Torneamento.....	6
2.2.1 – Torneamento do aço 4140.....	12
2.3 – Tensões Residuais.....	16
2.3.1 – Tensões Residuais em usinagem.....	17
2.3.2 – Tensões Residuais em torneamento.....	18
2.3.3 – Tensometria por difração de Raios-X.....	21
Materiais e Métodos.....	26
3.1 – Material.....	26
3.2 – Preparação das amostras.....	27
3.3 – Torneamento em Alta Velocidade.....	28
3.4 – Medição das tensões residuais.....	30
3.5 – Medição da rugosidade superficial.....	31
Resultados e discussões.....	32
Conclusões.....	38
Sugestões para trabalhos futuros.....	39
Bibliografia.....	40
Anexo.....	43

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Matriz martensítica do SAE 4140. (a) Tratamento térmico de têmpera (antes do revenido). (b) Tratamento térmico de têmpera (após o revenido) [6]	5
Figura 2: Curva de dureza em função da temperatura de revenido do aço 4140 (esquerda). Tenacidade em função da temperatura de revenimento para o aço 4140 revenido por uma hora (direita) [8].....	6
Figura 3: Representação esquemática de torneamento [11 Modificado]	7
Figura 4: Faixa de velocidade de corte para diversas operações de usinagem [15 Modificado]..	9
Figura 5: Rugosidades Ra e Rt [21]	10
Figura 6: Zonas de esforço cisalhante na ferramenta durante o torneamento [12 Modificado]..	11
Figura 7: Gráfico de temperatura x Tempo de corte para ferramentas sem revestimento [24 Modificado]	14
Figura 8: Gráfico de temperatura x Tempo de corte para ferramentas sem revestimento [24 Modificado]	15
Figura 9: Desenho esquemático dos tipos de tensão residual [27].....	17
Figura 10: Tensões residuais medidas na direção de longitudinal (a) e na direção circunferencial (b) [33].....	20
Figura 11: Classificação dos processos de medição de tensões residuais [37]	21
Figura 12: Difração de raios-X em cristais simples carregados e descarregados [39].....	23
Figura 13: Sistema de coordenadas polares [41 Modificado]	24
Figura 14: Estado de tensão do material em função do declive da curva $2\theta \times \text{sen}^2\psi$ [41].....	25
Figura 15: Representação esquemática das amostras.....	26
Figura 16: Torno utilizado na preparação da amostra.....	27
Figura 17: CNC Romi Centur 30D	28
Figura 18: Insertos utilizados no torneamento	29
Figura 19: Difrator de Raios-X com amostra.....	30
Figura 20: Direções de medida das amostras	31
Figura 21: Rugosímetro Taylor Hobson	31
Figura 22: Tensões Residuais nas direções longitudinal e circunferencial.....	33
Figura 23: Tensão residual na direção circunferencial.....	34
Figura 24: Gráfico Fatorial Tensão Residual longitudinal.....	35
Figura 25: Gráfico Fatorial - Rugosidade	36
Figura 26: Gráfico de rugosidade superficial.....	36
Figura 27: Comparativo entre tensões residuais e rugosidade – Longitudinal	37

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Composição química aço SAE 4140 (em % de peso) [4 Modificado].....	4
Tabela 2: Propriedades Mecânicas do aço SAE 4140 em temperatura ambiente [3 Modificado].	4
Tabela 3: Testes e parâmetros de ferramentas revestidas e sem revestimento [24 Modificado]	14
Tabela 4: Técnicas e características para determinação da tensão residual [27 Modificado].	22
Tabela 5: Tabela das Condições	28
Tabela 6: Propriedades do inserto	29
Tabela 7: Tensões residuais após a usinagem	32
Tabela 8: Média dos valores de tensão residual.	33

Capítulo 1

Introdução

Com a crescente demanda por inovações nos processos produtivos e o nível atual de desenvolvimento das ferramentas de usinagem com novos materiais, geometrias e coberturas, a usinagem de aço está assumindo um grande destaque no meio industrial. Nas operações de acabamento em produção seriada, o torneamento de peças em aço está se tornando uma alternativa ao processo de retificação, reduzindo consideravelmente o tempo e o custo de fabricação, possibilitando em alguns casos, uma redução de até 60% [1]. Contudo, os processos de usinagem induzem na camada superficial e subsuperficial da peça alguma alteração estrutural, gerando tensões residuais que, dependendo do seu sinal e magnitude, podem trazer benefícios ou prejuízos para a vida em serviço da peça usinada [2].

Estudos de integridade superficial vem sendo desenvolvidos e aprimorados continuamente, visando a otimização dos parâmetros de corte aplicados em operações de usinagem, principalmente no torneamento em altas velocidades. Como se sabe, a busca por maior produtividade e redução de custos é constante na área metal-mecânica. Assim, não basta aumentar o tempo de vida de uma ferramenta de corte, é preciso compreender como os parâmetros de corte influenciam na qualidade e propriedade da peça produzida.

1.1 – Motivação

A necessidade de aumentar a produtividade incentiva os setores de usinagem a empregar parâmetros de corte cada vez mais severos, o que tende a mudar significativamente a integridade superficial das peças fabricadas, principalmente, o estado das tensões residuais.

As tensões residuais geradas durante a usinagem de determinado material dependem especialmente do material da peça, do tipo e geometria da ferramenta e dos parâmetros de usinagem, tais como: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Assim, se torna de fundamental importância tecnológica o desenvolvimento de estudos sobre como os parâmetros de corte influenciam nas tensões residuais, após processos de usinagem, sobretudo quando se tratar de processos em altas velocidades.

1.2 – Justificativa

Pesquisas em usinagem são realizadas constantemente. O desenvolvimento dos chamados processos de usinagem com alta velocidade de corte (*HSC – High Speed Cutting ou HSM – High Speed Machining*) vem melhorando dia a dia a produtividade do setor com a diminuição do tempo de usinagem. Entretanto, por ser um processo severo, tanto as ferramentas de corte quanto as peças produzidas podem sofrer danos irreversíveis e prejudicar todo o processo de fabricação. Neste âmbito, o estudo sobre como os parâmetros de corte influenciam na operação e na qualidade da peça fabricada são fundamentais para o contínuo desenvolvimento tecnológico da área de usinagem.

1.3 – Objetivos

O estudo de processos de fabricação por usinagem e suas influências nas propriedades macroscópicas são fundamentais para melhorar a produção e eficácia dos procedimentos adotados atualmente na indústria. A intenção deste trabalho é contribuir com informações sobre a integridade superficial, resultante do torneamento em alta velocidade de componentes mecânicos, com foco nas tensões residuais geradas nesses processos, que, em função da sua natureza e magnitude, podem ser benéficas ou prejudiciais para a vida em serviço da peça usinada.

1.4 – Metodologia e Trabalho Realizado

O presente trabalho foi realizado em cinco etapas: Revisão bibliográfica, Materiais e Métodos, Resultados e Discussões, Conclusão e Sugestões para trabalhos futuros, além da lista da bibliografia utilizada para a elaboração do mesmo e anexo com o programa utilizado no torno CNC.

Na revisão bibliográfica os conceitos e definições relevantes ao tema são apresentados para melhor embasamento teórico do trabalho. Em Materiais e Métodos são descritas todas as etapas de trabalho para a obtenção dos dados. Na parte experimental do trabalho: usinagem das amostras, medidas de tensões residuais e rugosidade superficial. No capítulo Resultados e Discussões é apresentada toda a análise sobre as tensões residuais geradas nos processos de torneamento e são estabelecidas correlações com os parâmetros de corte e com a rugosidade

superficial, medida após a usinagem e dados da literatura. Por fim, são apresentadas as conclusões obtidas neste estudo e sugeridos pontos importantes que podem ser desenvolvidos com base neste para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1 – Aço SAE 4140

O aço SAE 4140, também conhecido como aço-cromo-molibdênio, é classificado como aço médio carbono ligado para beneficiamento. Este aço possui teores de carbono entre 0,3% e 0,5% em sua estrutura, explicando a classificação de ser considerado um aço de médio carbono. Podem ser utilizados a temperaturas de até 480°C, reduzindo drasticamente sua resistência com valores de temperatura maiores. Esse material é aplicado na fabricação de automóveis, aviões, virabrequins, bielas, eixos, engrenagens, armas, parafusos, equipamentos para petróleo, dentre outros, devido as exigências de elevada dureza, resistência e tenacidade [3]. As Tabela 1 e 2 apresentam as faixas de composição química e propriedades mecânicas do SAE 4140, respectivamente.

Tabela 1: Composição química aço SAE 4140 (em % de peso) [4 Modificado].

SAE	C	Mn	P	S	Si	Cr	Mo
4140	0,38 – 0,43	0,75 – 1,00	0,03 máx.	0,04 máx	0,15 – 0,35	0,8 – 1,10	0,15 – 0,25

Tabela 2: Propriedades Mecânicas do aço SAE 4140 em temperatura ambiente [3 Modificado].

Densidade ($10^3 kg / m^3$)	7,7 – 8,03
Coefficiente de Poisson	0,27 – 0,3
Módulo de Young (GPa)	655
Resistência à tensão (MPa)	417,1
Alongamento (%)	25,7
Redução de Área (%)	56,9
Dureza (HB) - Temperado a 815 °C	197
Resistência a Impacto (J) - Temperado a 815 °C	54,5

Na Figura 1a podemos ver a microestrutura do material após a tempera e após a tempera mais revenido. Nota-se que a estrutura é predominantemente martensítica após a tempera, conferindo ao material grande resistência e dureza, porém baixa tenacidade. A

transformação ocorre quando a taxa de resfriamento brusca é rápida o suficiente para prevenir a difusão do carbono, pois qualquer difusão que por ventura ocorra, resultará na formação das fases ferrita e cementita. A austenita possui estrutura CFC que sofre uma transformação polimórfica para martensita tetragonal de corpo centrado (TCC), sendo formada por uma solução sólida supersaturada de carbono no ferro [5].

Após o revenimento (Figura 1b) houve a dissolução da estrutura martensítica que passou a ser uma estrutura de martensita revenida, que confere ao material propriedades equilibradas de resistência, tenacidade e dureza. Os pontos escuros são resultado de ataque dos agentes químicos utilizados na metalografia. Juntos os tratamentos térmicos de têmpera e revenido constituem o chamado tratamento de beneficiamento. [6]

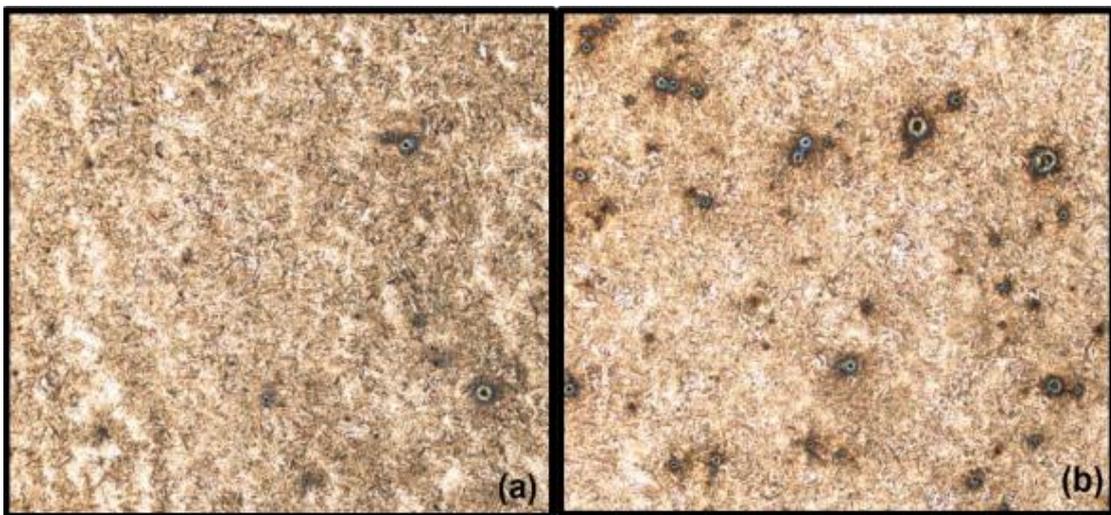


Figura 1: Matriz martensítica do SAE 4140. (a) Tratamento térmico de têmpera (antes do revenido). (b) Tratamento térmico de têmpera (após o revenido) [6].

A taxa de resfriamento no processo de têmpera afeta de forma substancial o resultado do tratamento, sendo dependente do meio de resfriamento que entra em contato com a amostra. Diante disso, se o resfriamento controla a taxa de nucleação e a do crescimento em transformações difusionais, a temperatura de transformação determinará a microestrutura final do produto transformado [6]. Com relação ao revenido, o mesmo tem por objetivo corrigir a excessiva dureza e fragilidade do material, melhorando sua ductilidade e resistência ao choque além de corrigir aliviar as tensões residuais provenientes da tempera [7]. Na Figura 2 pode-se ver como a dureza e tenacidade são afetadas pela temperatura de revenimento para o aço 4140.

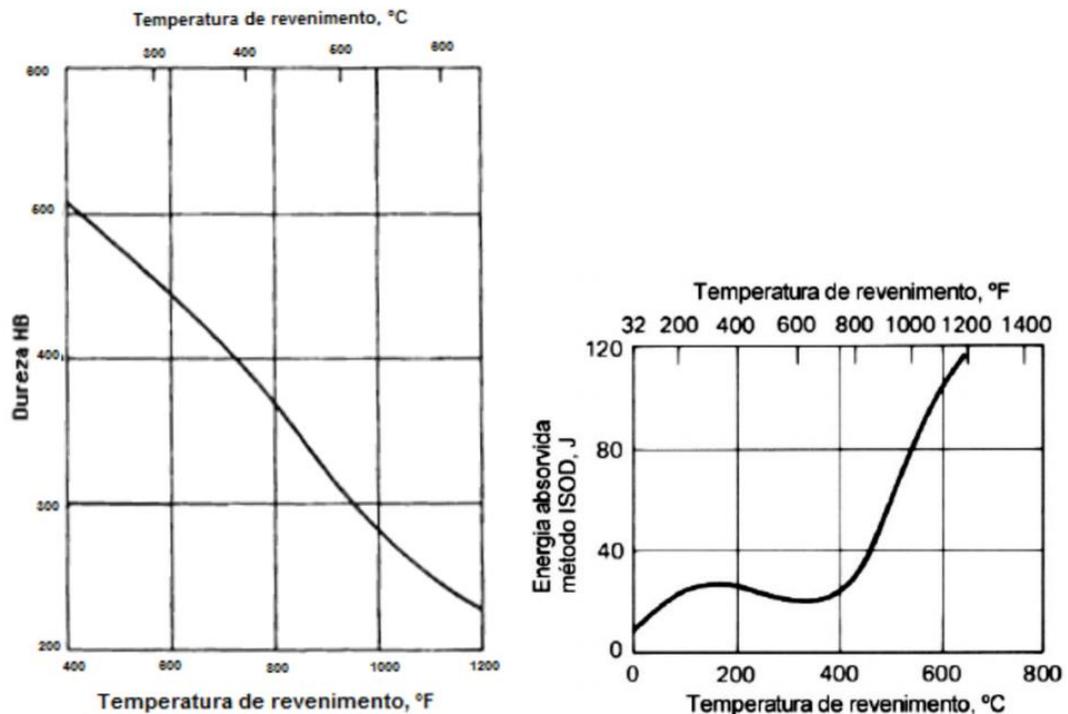


Figura 2: Curva de dureza em função da temperatura de revenido do aço 4140 (esquerda). Tenacidade em função da temperatura de revenimento para o aço 4140 revenido por uma hora (direita) [8].

2.2 – Torneamento

O ato de trabalhar uma peça bruta com máquinas-ferramenta para conferir-lhe a forma final desejada, em específico envolvendo a retirada de material, se chama usinagem. Dentro deste escopo existem diferentes processos como: fresamento, retificação, furação, mandrilamento, brochamento, roscamento, torneamento, entre outros [9].

As peças metálicas fabricadas pelos processos metalúrgicos convencionais - como fundição, forjamento e etc. - geralmente apresentam superfícies grosseiras e que, em alguns casos, exigem um determinado acabamento. Por outro lado, os processos citados nem sempre permitem obter certas peculiaridades, como saliências ou reentrâncias, furos rosqueados e furos passantes, por exemplo. Assim, a usinagem se torna necessária, principalmente onde essas geometrias não conseguem ser alcançadas por outros tipos de processos de fabricação. Dentre os processos de usinagem, o torneamento é o processo de fabricação mecânica responsável, em geral, pela fabricação de peças de revolução [10].

O torneamento é a operação por intermédio da qual um sólido indefinido é feito girar ao redor do eixo da máquina operatriz, denominada torno, ao mesmo tempo que a ferramenta de corte lhe retira material periféricamente, de modo a transformá-lo numa peça bem definida, tanto em relação à forma quanto as dimensões. Como todos os trabalhos executados com máquinas-ferramenta, o torneamento, ocorre mediante a retirada progressiva de material (cavaco) da peça trabalhada por uma ferramenta de corte, que deve ter uma dureza superior à do material a ser cortado e possuir um só gume cortante [10].

As operações de usinagem podem ser divididas em desbaste e acabamento. No desbaste não existe preocupação com a qualidade da superfície, uma vez que a prioridade é a retirada de grande volume de material. Já no acabamento a prioridade está em obter uma boa rugosidade superficial e uma boa aparência da superfície, ou então o que estiver especificado em projeto [9].

No torneamento, a ferramenta penetra na peça, cujo movimento rotativo ao redor de seu eixo permite o corte contínuo e regular do material. A força necessária para retirar o cavaco é feita sobre a peça, enquanto a ferramenta, firmemente presa ao porta-ferramenta, contrabalança a reação dessa força. Para realizar o torneamento, são necessários três movimentos relativos entre a peça e a ferramenta (Figura 3):

- Movimento de corte: é o movimento principal que permite cortar o material. O movimento é rotativo e realizado pela peça.
- Movimento de avanço: é o movimento que desloca a ferramenta longitudinalmente à peça.
- Movimento de penetração: é o movimento que determina a profundidade de corte ao deslocar a ferramenta radialmente contra a peça e assim regular a profundidade de corte do passe e a espessura do cavaco.

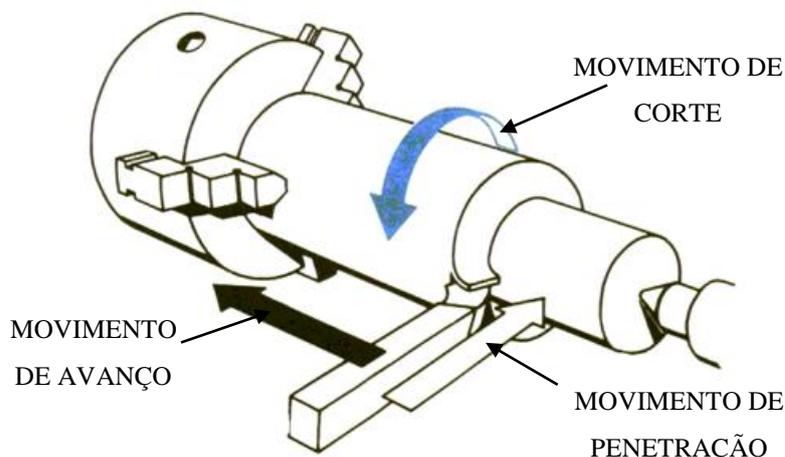


Figura 3: Representação esquemática de torneamento [11 Modificado].

Assim como nos outros processos de usinagem, o que define como a operação de torneamento a ser realizada são os parâmetros da usinagem. Esses parâmetros precisam ser bem estudados e definidos para o torneamento produzir peças em conformidade com o projeto e, ao mesmo tempo, preservar ao máximo a ferramenta de corte. Para o torneamento pode-se definir como principais parâmetros de corte [12]:

- Velocidade de Corte (V_c): velocidade periférica da ponta da ferramenta na peça, conforme mostrado na Equação 2.1.

$$V_c = \frac{\pi * d * n}{1000} \left(\frac{m}{min} \right) \quad (2.1)$$

d = diâmetro em mm

n = rotação em rpm

- Avanço (a): Deslocamento que a ferramenta faz em uma volta da peça. O avanço é dado por mm/rot.
- Velocidade de avanço (V_a): Medida do deslocamento que a ferramenta faz por unidade de tempo, conforme mostrado na Equação 2.2.

$$V_a = a * n \left(\frac{mm}{min} \right) \quad (2.2)$$

- Profundidade de corte (p): Medida linear da penetração que a ferramenta faz na peça em cada passe, conforme mostrado na Equação 2.3.

$$p = \frac{D - d}{2} (mm) \quad (2.3)$$

D = diâmetro inicial em mm (antes do passe).

d = diâmetro final em mm (após o passe).

A busca por aumento de produtividade nos processos de usinagem vem de longa data. Taylor procurava melhorar o material usado para confeccionar as ferramentas de corte e seus estudos renderam o desenvolvimento dos aços rápidos para ferramentas de corte. Com a criação deste material se tornou possível elevar a velocidade da usinagem sem trazer grandes prejuízos às ferramentas e, assim, aumentar a produtividade do processo [13].

Com o decorrer dos anos, diversas outras contribuições surgiram para poder fazer a usinagem com velocidades de corte cada vez mais elevadas. Essas contribuições foram em diferentes áreas, como os materiais para as ferramentas e na elaboração de máquinas-ferramentas que fossem capazes de suportar tamanhas velocidades e, conseqüentemente, as solicitações que esse tipo de usinagem impõe na máquina [13].

A usinagem em alta velocidade de corte ou HSM (*High Speed Machining*) ou HSC (*High Speed Cutting*) é reconhecida como uma importante tecnologia de usinagem em desenvolvimento e implantação. Esse modo de operação tem como principal vantagem a possibilidade de executar usinagem com velocidades de corte cinco a dez vezes maiores do que as normalmente utilizadas e com avanço e profundidade de corte menores do que os adotados na usinagem convencional. Embora possa ser utilizada em operações de desbaste, a sua aplicação é sobretudo indicada para semi-acabamento e acabamento [14].

A definição de “alta velocidade de corte” é relativa, pois essa definição diz respeito ao material a ser usinado, da ferramenta de corte e do processo de usinagem. Isto significa dizer que, dependendo da configuração da operação, ela pode ser considerada em alta velocidade para um material e baixa para outro, por exemplo: com uma ferramenta de aço rápido para usinagem de um material de baixa resistência, os valores dos parâmetros podem ser aumentados, já para a usinagem de materiais de elevadas resistências esses mesmos parâmetros são reduzidos para preservar a peça e a ferramenta de corte [13]. Por mais incerto que ainda seja definir quais parâmetros são considerados alta velocidade, Müller e Soto, 1999 [15], estipularam faixas de velocidades de corte e sua caracterização, conforme a Figura 4.

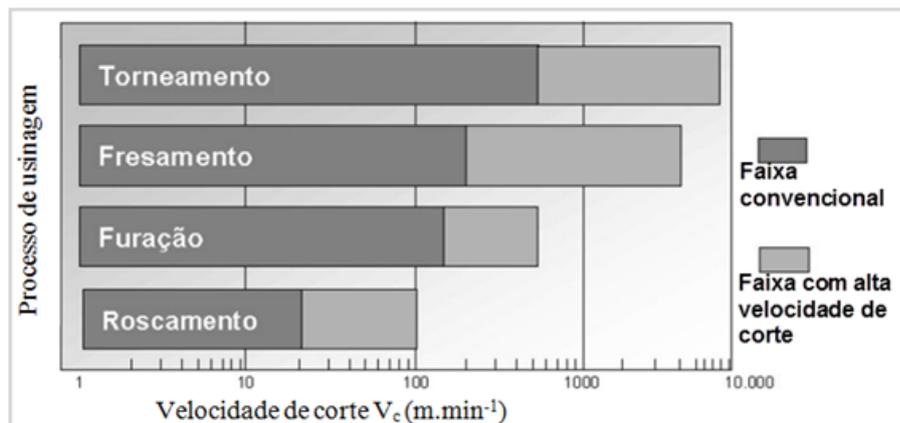


Figura 4: Faixa de velocidade de corte para diversas operações de usinagem [15 Modificado].

A seleção cuidadosa dos parâmetros de corte corretos de usinagem tem forte influência na obtenção de uma boa integridade superficial. Este termo foi primeiramente discutido por Field e Kahles *et al.* (1964) [16], para eles a Integridade Superficial é um meio de definir os aspectos superficiais em termos da performance de um componente em serviço. Adicionalmente segundo Griffiths *et al.* (1989) [17], também tem valor topológico, mecânico, químico e metalúrgico; como rugosidade, variações de dureza, mudanças microestruturais e tensões residuais.

Para os processos de usinagem a rugosidade tem grande importância pois a mesma é fundamental para o controle da qualidade das peças produzidas. A rugosidade pode ser definida como a topografia em escala microscópica após um processo de retirada de material como a usinagem. Os fatores que contribuem com a rugosidade normalmente estão mais relacionados com os parâmetros de processo do que com o maquinário. Alguns exemplos são: marcas deixadas pela ferramenta devido a fragmentos ou ao gume de corte, geração de rebarba do material durante o corte, forma geométrica da ferramenta, quebra de cavaco, entre outros [9].

Dentre os parâmetros utilizados na avaliação da rugosidade, o mais comumente empregado é o da rugosidade média (R_a) [18]. Tal parâmetro é obtido através da média aritmética do perfil da superfície em relação a uma linha média definida através de um comprimento de amostra [19], [20]. Segundo Machado *et al.* (2009) [9], outro parâmetro largamente utilizado é o da rugosidade Total (R_t), que consiste na distância total entre o maior pico e o vale mais profundo. A Figura 5, mostra a representação gráfica de ambos os parâmetros, R_a e R_t .

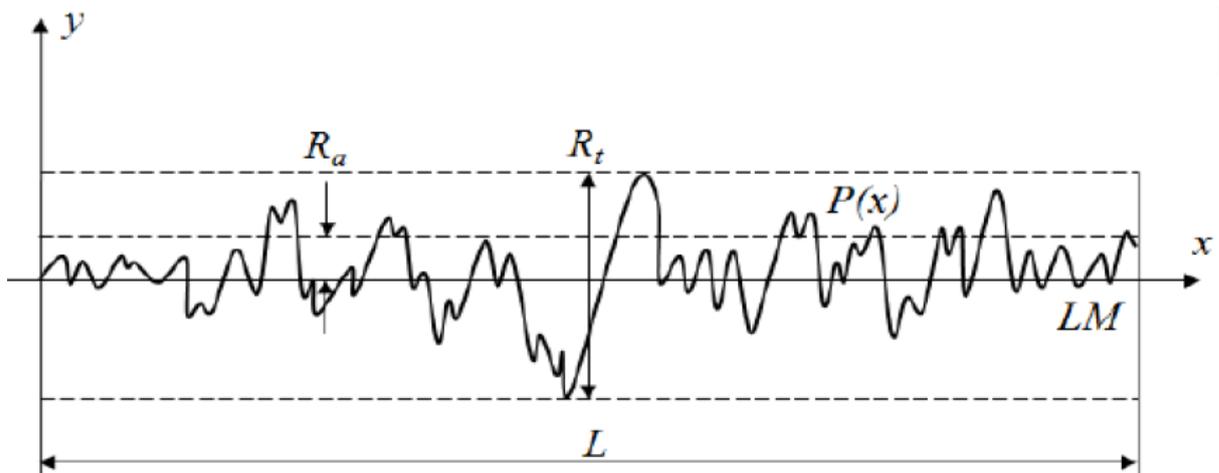


Figura 5: Rugosidades R_a e R_t [21].

Segundo Griffiths *et al.* (2001) [12], o torneamento produz efeitos termomecânicos, que estão diretamente relacionados à integridade superficial da peça usinada. O efeito mecânico advém principalmente das tensões de cisalhamentos desenvolvidas no processo, sendo estas distribuídas em três zonas. A chamada zona primária ocorre na peça a medida que o material é removido e convertido em cavaco, a secundária fica localizada na parte inferior do cavaco a medida que este é forçado contra a ferramenta e a terciária ocorre na parte inferior da ferramenta à medida que esta é arrastada sobre o material recém cortado. As tensões primárias e terciárias afetam a superfície da peça cortada, já a secundária não, como mostra a Figura 6 [12].

Adicionalmente, pode-se relacionar essas zonas com os raios da ponta das ferramentas e seu desgaste na integridade superficial da peça. Em uma ferramenta afiada, a ponta da ferramenta tem um raio de típico de 8 μm . Com o uso da ferramenta e sua degradação, o raio da ponta aumenta, levando a uma planificação da face da ferramenta em contato com a peça e aumentando os valores do ângulo de inclinação. Com este aumento o material que se encontra na ponta da ferramenta é forçado para frente e comprimido contra a superfície do material. Quando o ângulo de inclinação chega a um valor crítico, segundo Griffiths *et al.* (2001) [12], maior que -75° , a ferramenta deixa de cortar e passa a criar protuberâncias no material, degradando a integridade superficial do mesmo.

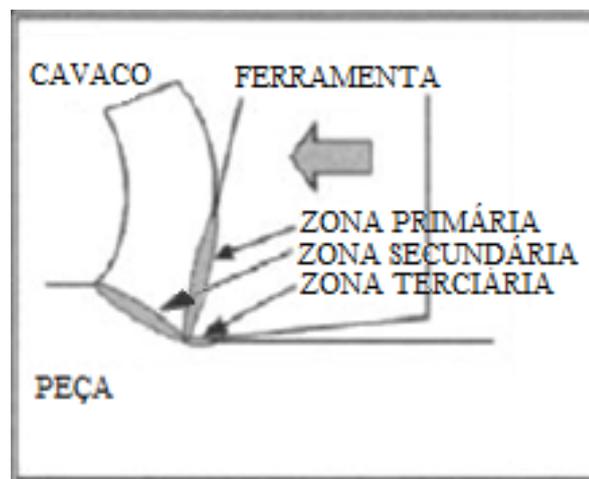


Figura 6: Zonas de esforço cisalhante na ferramenta durante o torneamento [12 Modificado].

Ainda com relação ao raio da ponta da ferramenta e seu desgaste, sabe-se que ferramentas afiadas geram temperaturas comparativamente menores que uma não afiada. Segundo Griffiths *et al.* (2001) [12] uma ferramenta gasta pode gerar temperaturas próximas a 700°C , dependendo dos parâmetros de corte aplicados. Considerando que a temperatura de

transformação microestrutural de algumas fases presentes em peças de aço está em torno de 723°C, pode-se concluir que a usinagem nessas condições pode resultar em transformação de fase.

Todos estes fatores contribuem para a geração de tensões residuais associadas a um material torneado. Então, pode-se concluir que estas tensões podem apresentar diferentes perfis, dependendo de quão gasta a ferramenta está, da presença de lubrificação e das condições de operação, além de estarem diretamente relacionadas aos parâmetros de corte. Normalmente o consenso é de que se o efeito mecânico prevalece, as tensões tendem a ser compressivas, enquanto que no efeito térmico estas tendem a ser mais trativas [12].

2.2.1 – Torneamento do aço 4140

Na literatura são encontrados vários trabalhos que têm como objetivo estudar a influência dos parâmetros de corte no desgaste das ferramentas de corte e, principalmente, na integridade superficial das peças produzidas. Em particular, os aços 4140 têm sido amplamente estudados neste âmbito, tendo em vista sua aplicação na indústria.

Ersan Aslan *et al.* (2007) [22] estudaram os efeitos dos parâmetros de corte do aço AISI 4140 endurecido (63 HRC), com ferramenta de cerâmica misturada com $Al_2O_3 + TiCN$ no torneamento a seco. Neste trabalho concluiu que a velocidade de corte foi o único fator estatisticamente significativo no desgaste da ferramenta e, embora não estatisticamente significativo, a profundidade de corte teve uma influência física na variação dos resultados. Apesar de inesperado, observaram que velocidades elevadas diminuíam o desgaste da ferramenta e, dessa forma, concluiu-se que, para minimizar o desgaste da ferramenta, velocidades de corte maiores, 250 m/min, e níveis reduzidos de profundidade de corte, 0,25 ou 0,50 mm, devem ter preferência. Também foi relatado que só duas interações, velocidade de corte e avanço; e avanço e profundidade de corte, possuíam significância estatística na rugosidade superficial. Na análise dos resultados chegou-se ao consenso de que uma velocidade de corte elevada, 250 m/min, uma profundidade de corte mínima, 0,25 mm, e um avanço intermediário, 0,10 mm/rev, minimizava os valores da rugosidade superficial.

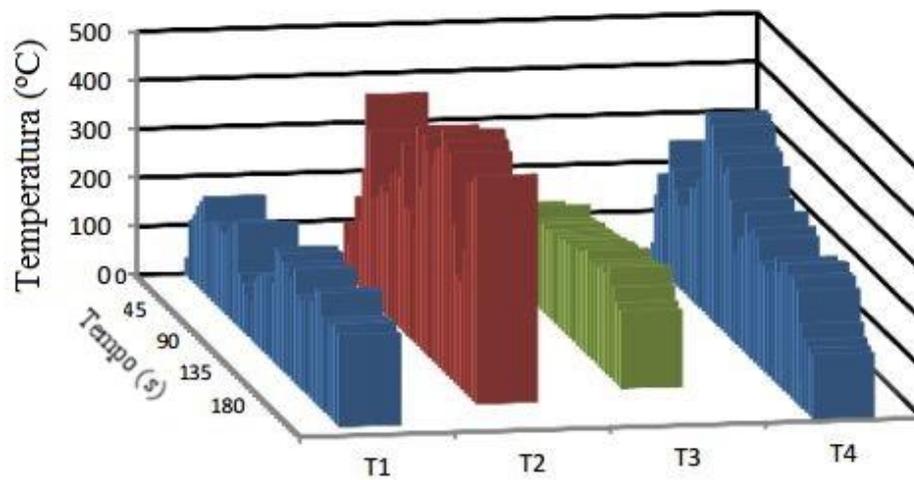
Sudhansu *et al.* (2015) [23], pesquisaram a rugosidade superficial e o desgaste da aresta de corte no torneamento severo do AISI 4140 com dureza de 52 HRC com pastilhas de cerâmica misturada com $Al_2O_3 + TiCN$ e revestidas com PVD-TiN. Na pesquisa os parâmetros usados foram combinações de velocidades de corte de 100, 170 e 240 m/min,

avanços de 0,05, 0,10 e 0,15 mm/rev e profundidades de corte de 0,1, 0,2 e 0,3 mm. Após a conclusão dos experimentos, conseguiram obter uma superfície com ótimo acabamento com o torneamento severo, tendo como conclusão que: a rugosidade superficial era afetada principalmente pelo avanço e que a profundidade de corte teve impacto desprezível; a velocidade de corte teve um efeito negativo para a rugosidade e que quanto maior era a velocidade de corte empregada (acima de 170 m/min), pior era a rugosidade superficial. Assim como Ersan *et al.* (2007) [22], os autores reafirmaram que a velocidade de corte é o fator preponderante sobre o desgaste da aresta da ferramenta de corte e os efeitos da interação avanço-profundidade de corte são notavelmente mais significantes em comparação com o avanço somente. Ressalta-se também que, embora a influência da profundidade de corte não ter sido observada como significativa estatisticamente, o desgaste da aresta é uma função crescente da profundidade de corte. A rugosidade do aço AISI 4140 foi uma função do perfil da aresta da pastilha cerâmica revestida com TiN. Quando a velocidade de corte era aumentada, o perfil da aresta da ferramenta crescia e isso causou deterioração da superfície trabalhada. Apesar do crescimento do perfil da aresta ter chegado ao limite permissível de 0,3 mm, a rugosidade Ra não excedeu 1,6 μm .

Alajmi *et al.* (2015) [24] fizeram um monitoramento termográfico da aresta de corte de ferramentas revestidas e não revestidas na busca de aprender sobre os parâmetros de corte e suas influências nas ferramentas e no aporte térmico nas ferramentas. Nesse monitoramento, usou-se os parâmetros de velocidade de corte de 75 e 115 m/min, avanço de 0,18 e 0,32 mm/rev, profundidade de corte de 1,5mm e com velocidades de cortes de 115 e 75 m/min em diferentes aços, sendo um deles o 4140. Com base nos ensaios realizados, os autores observaram que a velocidade de corte não teve efeito significativo nas temperaturas observadas, diferente do avanço que, com a sua redução, resultava em maiores valores de temperatura. Com a deformação da aresta de corte, uma elevação da temperatura foi observada, provavelmente pela maior área de contato causada por essa deformação e a temperatura produzida pelas ferramentas eram menores quando as ferramentas possuíam revestimento. Observou-se também a importância do uso de revestimento nas ferramentas e sua influência nas temperaturas obtidas conforme apresenta a Tabela 3 e as Figuras 6 e 7.

Tabela 3: Testes e parâmetros de ferramentas revestidas e sem revestimento [24 Modificado].

Teste (número)	Parâmetros de corte				
	Velocidade (V) m/min	Avanço (f) mm/rev	Profundidade de corte (d) mm	Diâmetro (mm)	N (rpm)
T1	115	0,32	1,5	100	360
T2	115	0,18	1,5	100	360
T3	75	0,32	1,5	100	250
T4	75	0,18	1,5	100	250

**Figura 7:** Gráfico de temperatura x Tempo de corte para ferramentas sem revestimento [24 Modificado].

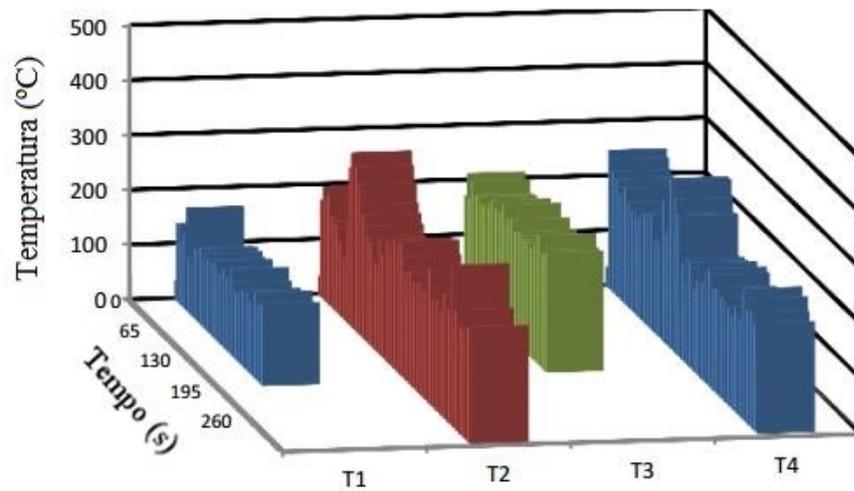


Figura 8: Gráfico de temperatura x Tempo de corte para ferramentas sem revestimento [24 Modificado].

Akbar *et al.* (2008) [25], fizeram uma análise experimental da partição térmica no torneamento a seco do aço AISI 4140 aplicando diferentes velocidades de corte incluindo velocidades convencionais e altas velocidades de torneamento (100, 197, 314, 395, 565, 628, 785 e 880 m/min). O avanço e a profundidade de corte foram mantidos constantes (0,1 mm/rev e 2,5mm, respectivamente) e o comprimento cortado foi limitado a 5mm para minimizar a variação que o desgaste da ferramenta poderia trazer. Foram usadas duas ferramentas, uma de metal duro sem revestimento e outra com revestimento de TiN. Observou-se uma variação no comportamento das forças de corte com o aumento da velocidade corte. Variando a velocidade de corte de 100 até 395 m/min a força de corte diminuía. Entretanto, na faixa de 395 e 565 m/min essa força cresce junto com a elevação da velocidade. Em seguida, a força torna a diminuir na região de altas velocidades, acima de 565 m/min.

Neste mesmo trabalho revelou-se que para as ferramentas revestidas com TiN, as forças de corte diminuíram gradativamente quando a velocidade aumentava (de 100 até 880 m/min). As medidas experimentais de força de corte e de avanço foram maiores para as ferramentas não-revestidas em todas as velocidades estudadas. Relata-se que este fenômeno pode ser decorrente da redução da fricção e da adesão com a peça que o revestimento de TiN proporciona. A força de avanço também reduziu gradualmente com o aumento da velocidade de corte em todos os testes, tanto para as ferramentas com revestimento ou sem.

2.3 – Tensões Residuais

Matsumoto *et al.* (1986) [26], definiram tensão residual como a tensão que permanece no componente após a sollicitação termomecânica à qual foi submetido. Sua presença pode ser útil ou deletéria, dependendo da sua natureza, trativa ou compressiva, e magnitude, alta ou baixa. A classificação atual dos tipos de tensões residuais é definida quanto a sua abrangência, podendo ser classificadas como Tensões Macroscópicas, também referenciada como Tipo I, Tensões Microscópicas, chamadas de Tipo II, e Tensões submicroscópicas, ou Tipo III: [27]

- Tensões residuais do tipo I: São tensões a níveis macroscópicos, em uma escala maior que o tamanho de grão do material.
- Tensões residuais do tipo II: São tensões microscópicas, que variam dentro da escala de um grão individual. Tais tensões são esperadas não somente em materiais com múltiplas microestruturas, mas inclusive em materiais que possuem uma microestrutura única, devido a anisotropia e o comportamento de cada grão.
- Tensões residuais do tipo III: Também são tensões microscópicas, porém esta existe dentro do grão. Por isso muitas vezes são chamadas de submicroscópicas. São essencialmente resultado da presença de descontinuidades e outros defeitos da estrutura cristalina do material. Normalmente vem acompanhada da Tensão de Tipo II.

Na Figura 9 é apresentado um diagrama esquemático que mostra os 3 tipos de tensão residual (σ^I , σ^{II} e σ^{III}) [27].

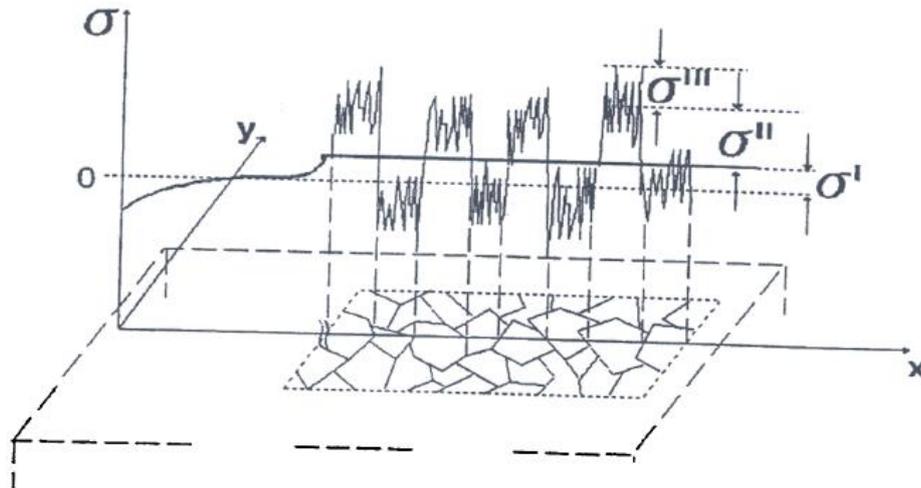


Figura 9: Desenho esquemático dos tipos de tensão residual [27].

A análise das tensões residuais presentes nos componentes mecânicos, bem como a compreensão do comportamento das propriedades mecânicas dos materiais, quando sujeitos a campos de tensões originados nos processos usinagem, é de grande importância para diversas áreas. Está bem estabelecido que a presença de tensões residuais compressivas na superfície do material aumenta a sobrevivência em fadiga, pois a compressão dificulta a nucleação e/ou a propagação de trincas [28]. Em contrapartida, tensões trativas podem se somar às tensões de trabalho, mesmo no regime elástico, podendo levar a ruptura prematura do componente [29].

2.3.1 – Tensões Residuais em usinagem

As tensões residuais são desenvolvidas em qualquer processo termomecânico, sendo essas tensões classificadas de acordo com sua origem em: Térmica, Química e Mecânica. Entre as três origens, as tensões de origem térmica, em um nível macroscópico, são decorrentes de um aquecimento e resfriamento não uniforme advindas de processos como a usinagem e tratamentos térmicos. Adicionalmente, restrições impostas por peças de grande volume, podem levar ao desenvolvimento de tensões elevadas magnitudes, devido ao gradiente térmico entre a superfície e o núcleo da peça. Um exemplo é o processo de tempera de um aço, que leva a tensões compressivas na superfície balanceadas com tensões trativas no centro do componente [27].

Tensões de origem química se desenvolvem devido a mudanças de volume associadas com reações químicas, precipitação e transformação de fase. Tratamento químicos

superficiais e revestimento de materiais levam a um gradiente de tensão residual de elevada magnitude nas camadas superficiais [27]. Como exemplo cita-se a nitretação que tende a gerar tensões compressivas na região de difusão por causa da expansão estrutural e precipitação de nitretos [30].

O escoamento plástico não homogêneo também resulta em campos de tensão residual, neste caso, de origem mecânica. Essas tensões podem se desenvolver de forma natural durante o processo de fabricação ou tratamento térmico dos materiais, podendo ser também introduzidas de forma deliberada para o desenvolvimento de um perfil específico de tensão [27]. Seja qual for o processo de usinagem de materiais metálicos irá causar tensões residuais, que podem alcançar valores próximos ao limite de escoamento do material e influenciar na vida em serviço de componentes mecânicos. Portanto, definir o processo adequado para cada aplicação requer a previsão de quão elevada será a tensão residual gerada em função dos parâmetros envolvidos no do processo utilizado [31].

Pesquisadores concordam que as tensões residuais de um componente são um conjunto das três fontes de tensão residual. Muito dificilmente um componente só terá sido submetido à processos que só resultem de uma só fonte de tensão residual. Especificamente na usinagem, os parâmetros de corte utilizados na usinagem como velocidade de corte, velocidade de avanço, profundidade de corte, além do estado da ferramenta e tipo de lubrificação, empregadas podem levar a uma variação significativa da taxa de produção e também nas tensões residuais presentes no componente usinado [32]. Em geral, o consenso é de que, na usinagem, se o efeito mecânico prevalece, as tensões tendem a ser compressivas, enquanto que no efeito térmico estas tendem a ser mais trativas [14]. Contudo, Matsumoto *et al.* (1986) [26] afirmam que em função da dureza do material, a usinagem pode promover tensões residuais de compressão ou de tração. Por exemplo, para os aços de baixa dureza a tensão residual é trativa e para os aços com elevada dureza, a tensão residual é compressiva.

2.3.2 – Tensões Residuais em torneamento

O estudo sobre tensões residuais em usinagem, em particular no torneamento, aumentou nos últimos anos. A necessidade de ganhar produtividade leva os setores de usinagem a empregar parâmetros de corte cada vez mais severos, o que tende a mudar

significativamente o estado das tensões residuais, principalmente as superficiais, nos componentes usinados.

Capello *et al.* (2004) [32], fizeram um estudo comparando a influência dos parâmetros de corte no torneamento de diferentes materiais nas tensões residuais obtidas. Nesse trabalho foi utilizada uma velocidade de corte fixa e quatro parâmetros distintos: profundidade de corte, avanço, raio da ponta da ferramenta e ângulo de entrada para 3 aços diferentes. Um aço com propriedades mecânicas elevadas (39NiCrMo3), o segundo com propriedades intermediárias (C45 *steel*) e o terceiro com propriedades baixas (Fe370). Pelos resultados obtidos, foi verificado que os parâmetros que se expressavam mais nas tensões residuais foram o avanço colocado na máquina e o raio da ferramenta. Com a elevação do valor do avanço e com o aumento do raio da ferramenta, as tensões geradas resultantes se pronunciavam com caráter trativo.

Garcia *et al.* (2012) [33] realizaram um estudo sobre o efeito dos parâmetros de corte na geração das tensões residuais superficiais no torneamento de um aço AISI 4340. Como principais conclusões, esse trabalho mostrou que com o aumento da velocidade de corte as tensões residuais tendiam a serem menos trativas. Contudo, as tensões residuais tendem a ser mais trativas com o aumento do avanço, possivelmente em virtude do aumento da temperatura de corte, e a rugosidade superficial também se elevava. Logo, a integridade superficial piorava com o aumento do avanço de corte. A Figura 10 mostra as curvas obtidas nas direções de avanço (longitudinal) e direção de corte (circunferencial) onde é possível observar o comportamento trativo das tensões residuais. Esses dados indicando que os fatores (térmico, deformação plástica e de transformação fase) responsáveis pela geração das tensões superficiais mudam de acordo com o campo da velocidade de corte empregado. Neste caso, para velocidades menores o fator mais expressivo é a temperatura que gera tensões térmicas de tração e para velocidades mais elevadas, as tensões geradas pela transformação de fase e/ou de deformação plástica eram as que adquiriam maior importância.

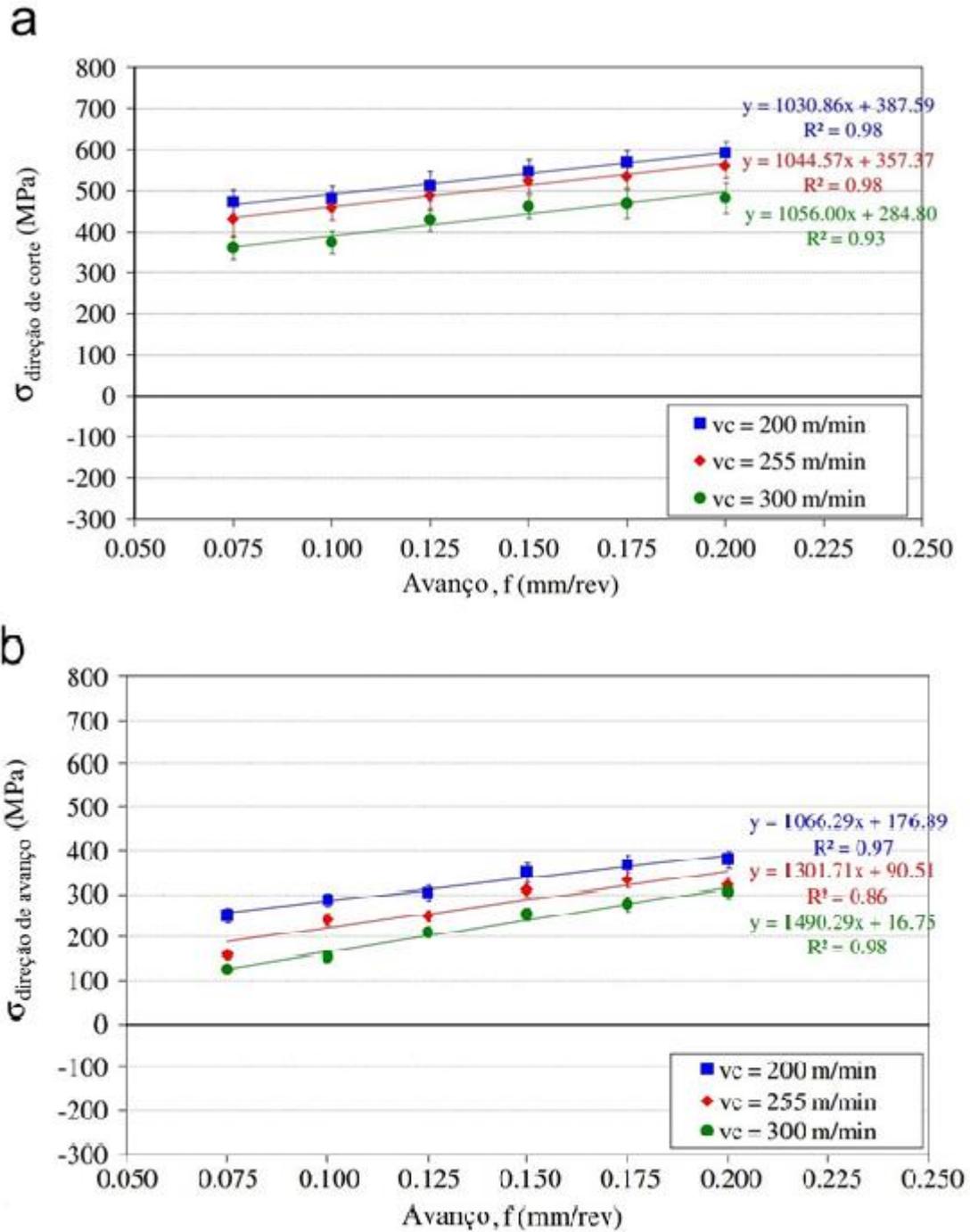
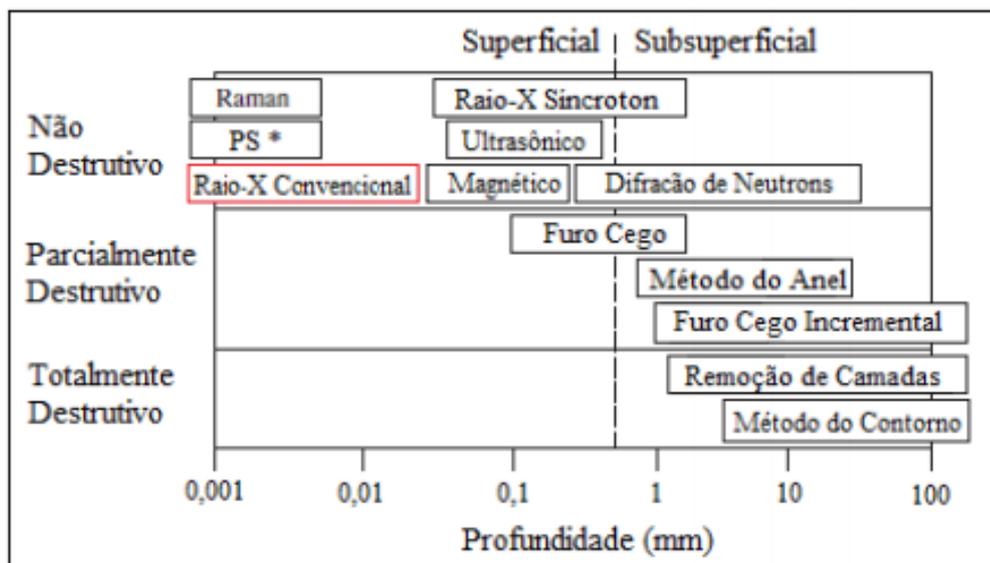


Figura 10: Tensões residuais medidas na direção de longitudinal (a) e na direção circunferencial (b) [33].

2.3.3 – Tensometria por difração de Raios-X

Existem diversas técnicas experimentais de se obter os valores de tensão residual. Bordinassi *et al.* (2006) [34] citam que atualmente os dois métodos mais utilizados são o do furo cego e a tensometria por difração de raios-X, sendo este último o mais utilizado dentre os dois. Martins *et al.* (2004) [35] afirmam também que o método por difração de raios-X apresenta os melhores resultados, quando comparado com o método micromagnético e método do furo. Todas essas técnicas podem ser classificadas de acordo com o nível de dano introduzido no material em [36]:

- Destrutivas: processos que, para obtenção das informações de deformação necessárias para a análise das tensões residuais, comprometem ou impossibilitam o uso da amostra analisada.
- Não destrutivos: não precisam da remoção material e não provocam qualquer tipo de dano durante a medição de tensões residuais.
- Parcialmente destrutivas: alguns autores como Hilson *et al.* (2009) [36], defendem que existe uma terceira categoria que é caracterizada pelo dano na peça, porém com possibilidade de utilização da amostra, como ilustra a Figura 11.



*PS - *photoluminescence spectroscopy* (fotoluminescência)

Figura 11: Classificação dos processos de medição de tensões residuais [37].

Além dos danos causados no material, outros fatores devem ser levados em consideração ao escolher a técnica adequada. São eles [27]:

- Fatores relativos a praticidade: custo e disponibilidade do equipamento, portabilidade, velocidade de medição, existência de procedimento padronizado e nível de habilidade requerida do operador;
- Fatores relativo ao material: classe do material que pode ser analisado por uma técnica particular, preparação prévia da superfície e necessidade de propriedades específicas;
- Fatores relativos a medição: resolução, penetração, tipo de tensão detectada, gradiente de tensão, incerteza e área ou volume de análise.

A maioria das técnicas existentes são capazes de medir tensões residuais do tipo I. Porém somente algumas, como difração de raios-X possuem a resolução necessária para medir tensões residuais de tipo II. E mesmo com bons níveis de resolução, as incertezas das medições podem ser elevadas, chegando a 30% do valor medido [27]. Um resumo desses fatores está descrito na Tabela 4.

Tabela 4: Técnicas e características para determinação da tensão residual [27 Modificado].

Técnica	Velocidade	Penetração	Área de análise	Resolução	Tipo de Tensão
Furos Cego	Rápida / Média	Igual ao tamanho do furo	1-2 mm diâmetro	50 -100 μm	I
Difração de Raio-X	Rápida / Média	Até 1 mm	0.1 – 1 mm^2	20 μm	I e II
Ultrassom	Rápida	>100 mm	1-400 mm^2	1 mm	I
Magnética	Rápida	20 a 300 μm	>2 mm^2	5 mm	I

A técnica utilizada nos procedimentos experimentais deste trabalho foi a de difração de Raios X. Através desta técnica a deformação causada na superfície é obtida pela razão da variação da distância interplanar pela distância livre de deformação. Como pode ser observado na Figura 12, o parâmetro chamado de distância interplanar é representado pela letra “d”. Esta distância é então convertida em tensão, segundo equações derivadas da teoria da elasticidade [38], ou seja, a variação da distância entre planos cristalinos, induzida pela presença de tensões, é medida com base na lei de Bragg e as tensões são calculadas

assumindo-se que a distorção ocorre no regime elástico. Desta forma, somente a parte elástica do campo de deformações é medida, uma vez que a deformação plástica não afeta os parâmetros cristalinos. Como dito anteriormente esta é uma técnica não destrutiva, e como a maioria das técnicas não destrutivas, é limitada às camadas superficiais, na ordem de 10 μm [35].

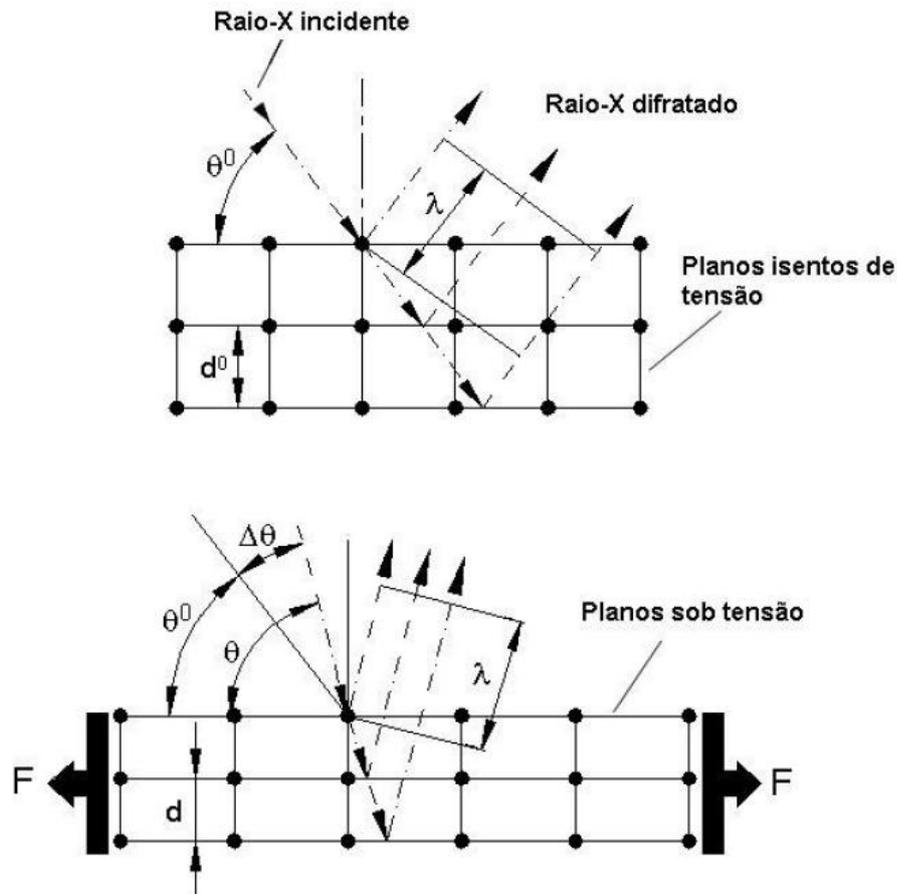


Figura 12: Difração de raios-X em cristais simples carregados e descarregados [39].

Bragg descreve a difração de raios X no estado inicial, não deformado, como uma reflexão segundo alguns planos cristalinos. Estes planos possuem uma distância “d” chamada de distância interplanar. Um feixe paralelo de raios-X, de comprimento de onda λ , que incide na superfície deste material com um ângulo de incidência θ , irá sofrer uma difração sob o mesmo ângulo θ , desde que a equação de Bragg seja satisfeita (equação 3.1).

$$n\lambda = 2d \cdot \text{sen}\theta \quad (3.1)$$

Então ao utilizar um feixe de raios-X monocromáticos ($\lambda = \text{constante}$), o valor do ângulo θ , referente a uma intensidade máxima de difração, depende somente da distância interplanar “d”.

A derivada da expressão de Bragg indica que:

$$\frac{\Delta d}{d} + \frac{\cos\theta}{\sin\theta} \cdot \Delta\theta = 0 \quad (3.2)$$

$$\varepsilon = -\Delta\theta \cdot \cot g\theta \quad (3.3)$$

$$\Delta\theta = \theta_{\text{com tensão}} - \theta_{\text{sem tensão}} \quad (3.4)$$

Medindo $\Delta\theta$ pode-se calcular a deformação ε , e conseqüentemente a respectiva tensão residual σ . Vários métodos são propostos para determinação das deformações segundo a difração de raios-X [39] [40]. Porém, no escopo deste trabalho será tratado somente o método do $\text{sen}^2\Psi$. Segundo Bordinassi, *et al.* (2006) [34], este método tem sua maior aplicabilidade quando se busca maior exatidão nas medidas cujas amostras possuem um certo grau de textura. Este método nada mais é que a adequação da Equação 3.3, utilizando coordenadas polares (Figura 13), ao estado real de tensões, que resulta em:

$$\varepsilon(\varphi, \Psi) = \cot g\theta \cdot (\theta_{\varphi, \Psi} - \theta_o) \quad (3.5)$$

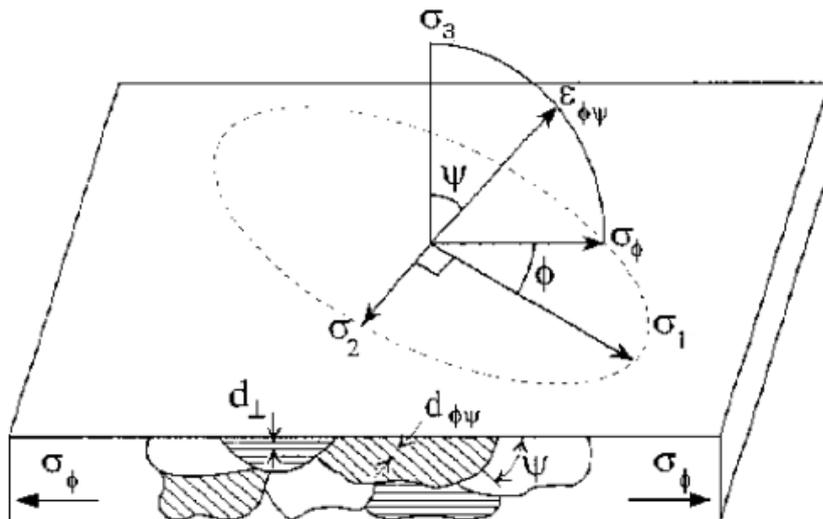


Figura 13: Sistema de coordenadas polares [41 Modificado].

Sabendo que:

$$\varepsilon_{\varphi, \Psi} = (\sigma_1 \cdot \cos^2 \varphi + \sigma_2 \cdot \sin^2 \varphi) \sin^2 \Psi - \mu \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{E} \quad (3.6)$$

Mantendo o ângulo φ fixo e determinando a diferença entre as deformações em duas direções distintas, através do ângulo Ψ , obtemos:

$$\varepsilon(\varphi, \Psi_2) - \varepsilon(\varphi, \Psi_1) = \cot g \theta_o \cdot (\theta_{\varphi, \Psi_2} - \theta_{\varphi, \Psi_1}) \quad (3.7)$$

Reescrevendo o primeiro termo da equação 3.6 em função da diferença de deformação entre duas direções diferentes, temos:

$$\varepsilon(\varphi, \Psi_2) - \varepsilon(\varphi, \Psi_1) = \frac{(1 + \mu) \cdot \sigma_{\varphi} \cdot (\sin^2 \Psi_2 - \sin^2 \Psi_1)}{E} \quad (3.8)$$

Substituindo o primeiro membro da Equação 3.8 pelo segundo membro da equação 3.7 obtém-se a equação utilizada na medição de tensões residuais:

$$\sigma_{\varphi} = \frac{E}{(1 + \mu)} \cdot \cot g \theta_o \cdot \frac{(\theta_{\varphi, \Psi_2} - \theta_{\varphi, \Psi_1})}{(\sin^2 \Psi_2 - \sin^2 \Psi_1)} \quad (3.8)$$

O gráfico da Figura 14 é obtido pela plotagem das variações dos ângulos de difração 2θ com as variações dos ângulos de incidência dos raios-X. Podemos observar, a partir da equação 3.8, que a tensão residual é diretamente proporcional à derivada de 2θ , em função de $\sin^2 \psi$.

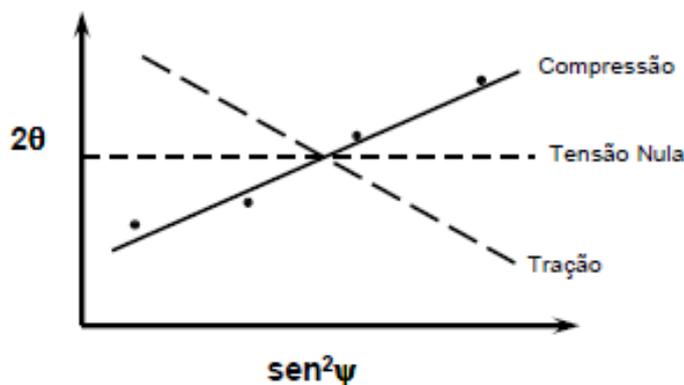


Figura 14: Estado de tensão do material em função do declive da curva $2\theta \times \sin^2 \psi$ [41].

Capítulo 3

Materiais e Métodos

A realização do procedimento experimental teve algumas fases, dentre as quais pode-se citar: a preparação das amostras, torneamento em alta velocidade, medição das tensões residuais superficiais por difração de raios-x e análise dos resultados. Os itens subsequentes descrevem, em detalhes, todos os métodos, equipamentos e procedimentos utilizados neste trabalho.

3.1 – Material

O material utilizado na confecção das amostras foi o aço SAE 4140 cuja a dureza medida foi de aproximadamente 15 HRc. Este aço foi adquirido em barras de duas polegadas de diâmetro por 120 mm de comprimento e, em cada barra, foi confeccionado 4 amostras, conforme a Figura 15.

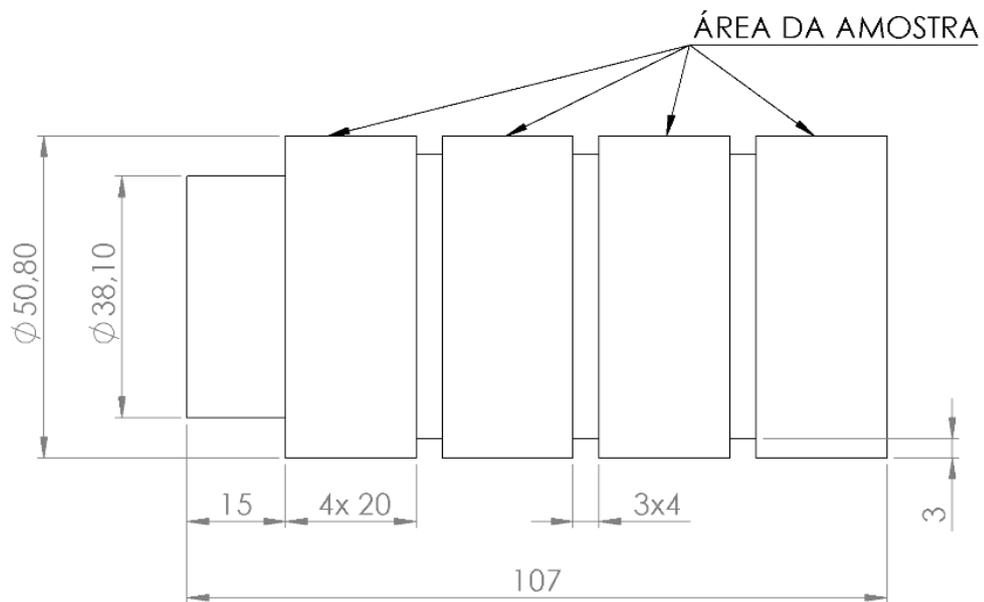


Figura 15: Representação esquemática das amostras.

3.2 – Preparação das amostras

A amostra foi usinada no torno mecânico convencional do Laboratório de Pesquisa em Usinagem (LABUS) do Centro Federal de Ensino Tecnológico Celso Suckow da Fonseca (CEFET – RJ / Maracanã), conforme a Figura 16. Na operação foi utilizado fluido de corte, para tentar amenizar a influência desta usinagem no resultado final.



Figura 16: Torno utilizado na preparação da amostra.

A partir dos resultados obtidos das tensões residuais, após a usinagem no torno convencional, constatou-se que as medidas foram muito aleatórias devido ao desgaste da ferramenta utilizada e, então, optou-se por realizar um tratamento térmico de alívio de tensões (TTAT) para evitar que os resultados da usinagem principal fossem influenciados pela operação anterior. As amostras foram aquecidas à uma taxa de, aproximadamente, $17,5\text{ }^{\circ}\text{C} / \text{min}$. Após atingida e estabilizada a temperatura de 600°C a amostra permaneceu nesta condição por 2 horas, sendo posteriormente resfriada no forno. Os valores das tensões foram medidos novamente após o tratamento

3.3 – Torneamento em Alta Velocidade

O torno utilizado nas operações em alta velocidade foi o centro de torneamento Romi, modelo Centur 30D, conforme apresenta a Figura 17, capaz de operar em uma faixa em velocidades entre 4 a 4000 rpm e com potência de 10 CV.



Figura 17: CNC Romi Centur 30D.

De acordo com as características do torno, foram escolhidos os parâmetros mostrados na Tabela 5 que podem se enquadrar no regime de torneamento em alta velocidade. A profundidade de corte (a_p) também foi modificada entre as condições [33]. Então o torneamento das amostras foi fundamentado em um experimento fatorial de quatro combinações, sendo duas repetições para cada combinação. Foi usado um avanço (a) constante para todas as condições de 0,2 mm/rot. A programação utilizada pode ser encontrada no Anexo A.

Tabela 5: Tabela das Condições

Condição	A	B	Vc [m/min]	a_p [mm]
1	-1	-1	500	0,1
2	-1	1	500	0,2
3	1	-1	600	0,1
4	1	1	600	0,2

Onde:

Fatores	A: Velocidade de Corte (Níveis: $V_{-1} = 500 \text{ m/min}$ e $V_{+1} = 600 \text{ m/min}$) B: Profundidade de Corte (Níveis: $F_{-1} = 0,1 \text{ mm}$ ou $F_{+1} = 0,2 \text{ mm}$)
Tratamentos	$V_{-1}F_{-1}$ = Velocidade 500 m/min e profundidade de 0,1 mm $V_{+1}F_{-1}$ = Velocidade 500 m/min e profundidade de 0,2 mm $V_{-1}F_{+1}$ = Velocidade 600 m/min e profundidade de 0,1 mm $V_{+1}F_{+1}$ = Velocidade 600 m/min e profundidade de 0,2 mm
Unidade Experimental	Mega Pascal

As ferramentas utilizadas foram os insertos VBMT 160408-PM4325 da Sandvik com geometria mostrada na Figura 18. Para cada condição foi utilizado um só gume de corte para garantir a uniformidade da aresta de corte e evitar que o desgaste da ferramenta influenciasse nos resultados finais. A Tabela 6 fornece as principais características do inserto.

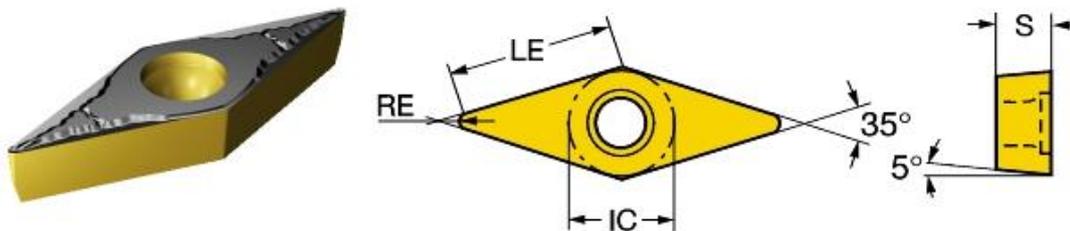


Figura 18: Insertos utilizados no torneamento.

Tabela 6: Propriedades do inserto

Tamanho Efetivo da aresta de corte (LE)	15,806 mm
Diâmetro círculo inscrito (IC)	9,525 mm
Raio da ponta (RE)	0,794 mm
Espessura (S)	4,763 mm

3.4 – Medição das tensões residuais

As medições de tensões residuais foram realizadas no Laboratório de Análise de Tensões (LAT), do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal Fluminense (UFF). A técnica adotada foi a de tensometria por difração de raios-X, utilizando-se o equipamento de análise de tensões da *Stressrad* (Figura 19).

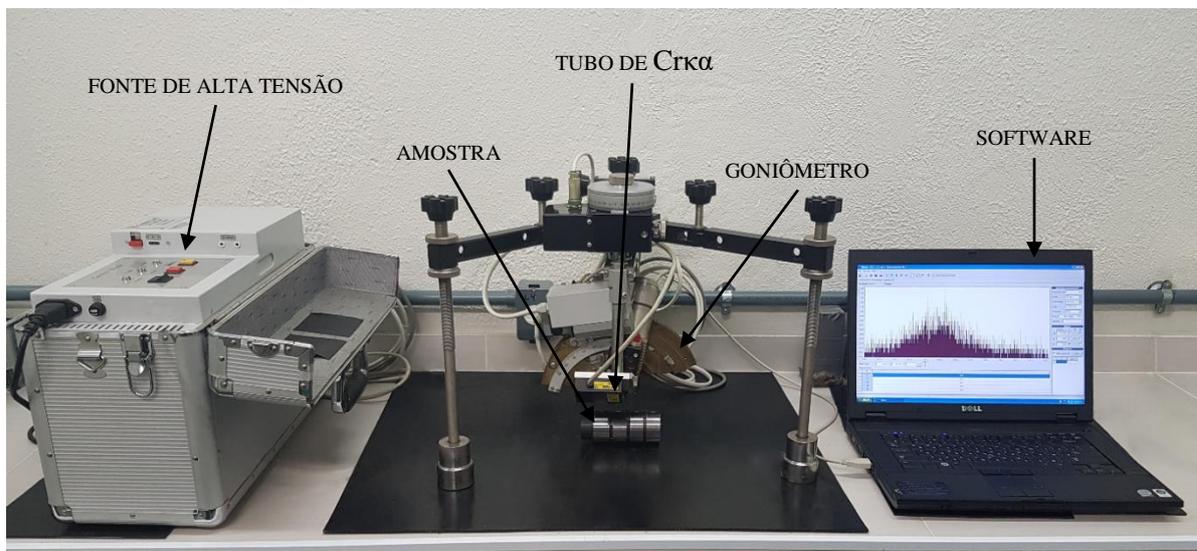


Figura 19: Difrator de Raios-X com amostra.

As amostras foram medidas em duas direções: longitudinal (L) e circunferencial ©, conforme detalha a Figura 20. Os seguintes parâmetros foram adotados:

- Radiação $CrK\alpha$ ($\lambda=2,2809\text{\AA}$), difratando o plano cristalográfico (211) da ferrita
- Ângulo de difração de ferrita (2θ): $156,2^\circ$
- Ângulos Ψ : 0° , 21° , 30° , 38° , 45°
- Tempo de exposição ao Raio-X: 45s para cada ângulo Ψ



Figura 20: Direções de medida das amostras.

3.5 – Medição da rugosidade superficial

A rugosidade superficial das amostras foi medida com o rugosímetro da Taylor Hobson Precision Surtronic 25 (Figura 21). As medições foram feitas em pontos distintos da amostra no sentido longitudinal, procurando obter o resultado que melhor representasse a rugosidade real das amostras. Foram realizadas 7 medidas em cada amostra.

O parâmetro adotado foi a rugosidade média (R_a), na qual o comprimento de medição foi de $L = 4,00$ e o de amostragem igual a $L_a = 0,8\text{mm}$. O raio da ponta do apalpador é de $5\mu\text{m}$, conferindo ao equipamento uma resolução de $0,01\mu\text{m}$, com precisão de 2% do valor medido.



Figura 21: Rugosímetro Taylor Hobson.

Capítulo 4

Resultados e discussões

As análises iniciais foram com base nos valores de tensão residuais (TR), sendo as medidas realizadas após a preparação das amostras, mas devido a heterogeneidade apresentada pelas mesmas foi realizado um TTAT. Após o tratamento térmico, obteve-se uma média de -144 MPa nas tensões residuais longitudinais (L) e de -142 MPa na direção circunferencial (C), com erro de aproximadamente 15 MPa. Após a usinagem principal, as tensões residuais foram medidas novamente e a Tabela 7 apresenta os valores obtidos em todas as amostras.

Tabela 7: Tensões residuais após a usinagem

Condição	Amostra	Tensão Residual [MPa]	
		Longitudinal (L)	Circunferencial (C)
1	2D	-183 ± 20	435 ± 31
	2C	67 ± 1	550 ± 16
2	2B	-162 ± 33	498 ± 0
	2A	179 ± 25	508 ± 101
3	1D	-260 ± 75	291 ± 41
	1C	-90 ± 0	405 ± 33
4	1B	97 ± 23	369 ± 1
	1A	125 ± 6	262 ± 8

A Figura 22 mostra os valores das tensões residual nas direções circunferencial e longitudinal, respectivamente. Com base nos gráficos, nota-se que o comportamento das TR circunferenciais é homogêneo e coerente com a literatura [33], onde, com valores maiores de velocidade de corte, tem-se uma diminuição na magnitude das tensões trativas. Entretanto, na longitudinal há muita heterogeneidade nos valores, o que torna difícil a análise dos resultados nesta direção.

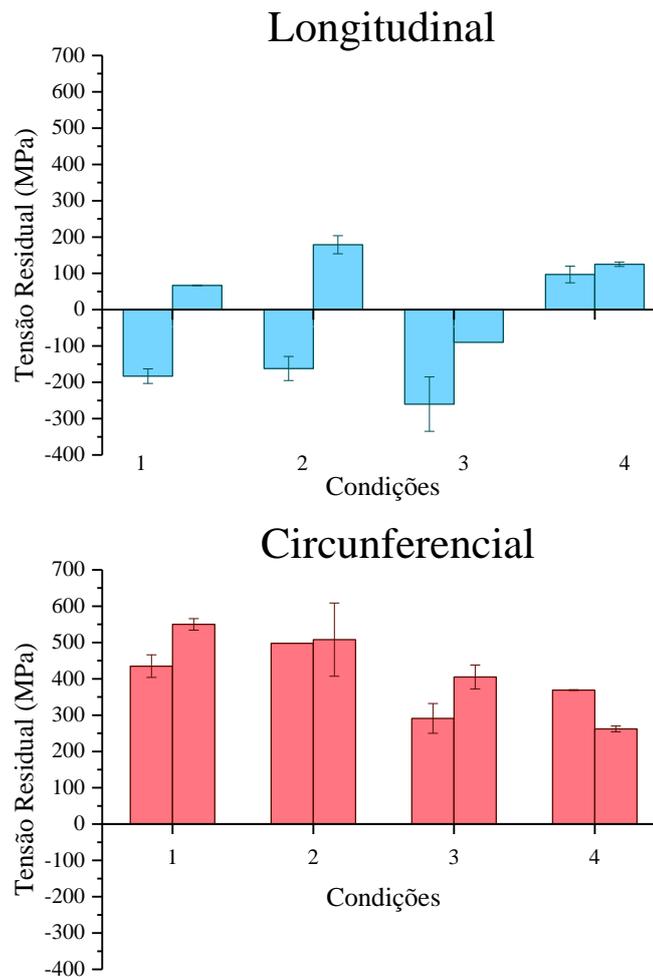


Figura 22: Tensões Residuais nas direções longitudinal e circunferencial.

A Tabela 8 apresenta a média das tensões para cada condição, tanto na direção longitudinal quanto na transversal, a fim de analisar a influência de cada parâmetro nas tensões residuais gerados no torneamento. Conforme valores apresentados, as tensões superficiais circunferenciais encontram-se no estado de tração, enquanto as tensões na direção longitudinal apresentam um misto de compressão e tração.

Tabela 8: Média dos valores de tensão residual.

Condição	Tensões residuais (MPa)	
	C	L
1	492,5 ± 5	-58 ± 3
2	503 ± 7	8,5 ± 5
3	348 ± 6	-175 ± 6
4	315,5 ± 2	111 ± 4

Avaliando o gráfico da Figura 23, é possível observar uma clara redução nos valores das tensões quando passamos do regime de velocidade de 500m/min (condições 1 e 2) para o de 600m/min (condições 3 e 4). Isto sugere que a tendência da tensão residual é reduzir seu valor com o aumento da velocidade de corte, conforme previsto na literatura [33], para condições de transição baixa-alta velocidade de corte. Este comportamento sugere que a condição um e dois encontram-se no limiar do regime de altas velocidades.

Com relação ao efeito da profundidade, nota-se que o comportamento das tensões residuais é resultado da combinação entre profundidade e velocidade. Quando se tem velocidades de corte maior, o aumento da profundidade tende a diminuir os valores das tensões, ou seja, aumenta o efeito da deformação plástica sobre o gradiente térmico, o que não é evidente para velocidades menores.

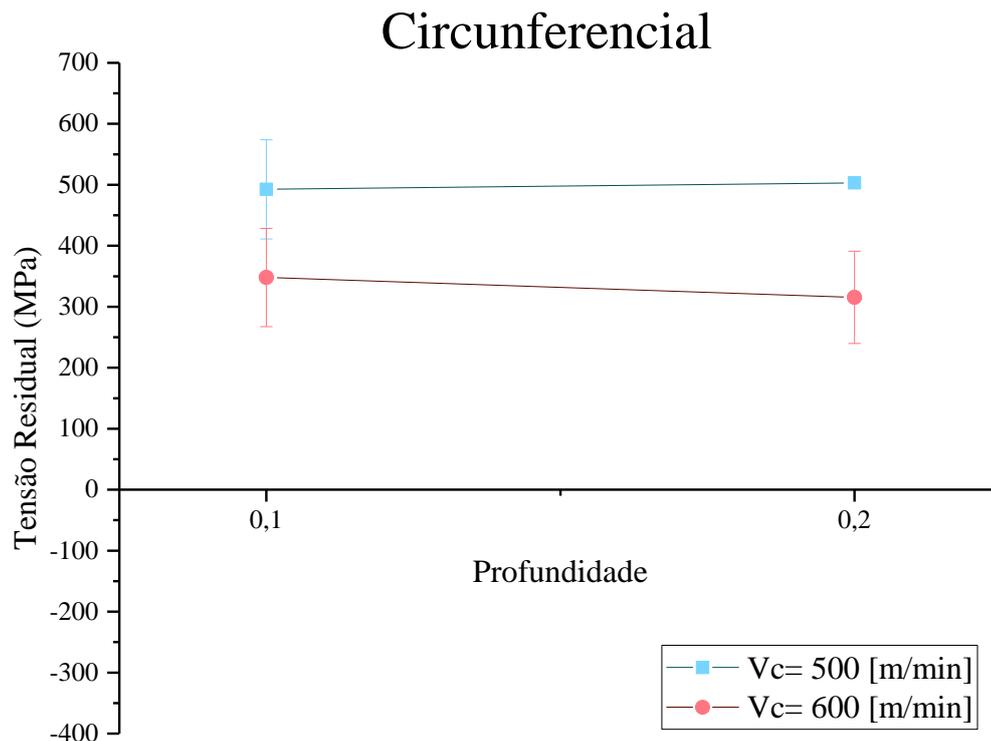


Figura 23: Tensão residual na direção circunferencial.

Na direção longitudinal (Figura 24) percebe-se uma amplificação do efeito da profundidade de corte na tensão residual com o aumento da velocidade de corte. Para as amostras que foram submetidas à maior velocidade de corte, ocorreu um aumento expressivo da diferença dos valores de tensões residuais encontrados em função de uma mesma profundidade de corte utilizada. Contudo, considerando o desvio padrão entre as medidas, não

se pode concluir qual a tendência das TR na direção longitudinal com essa quantidade de amostras pois há muita heterogeneidade nas medidas.

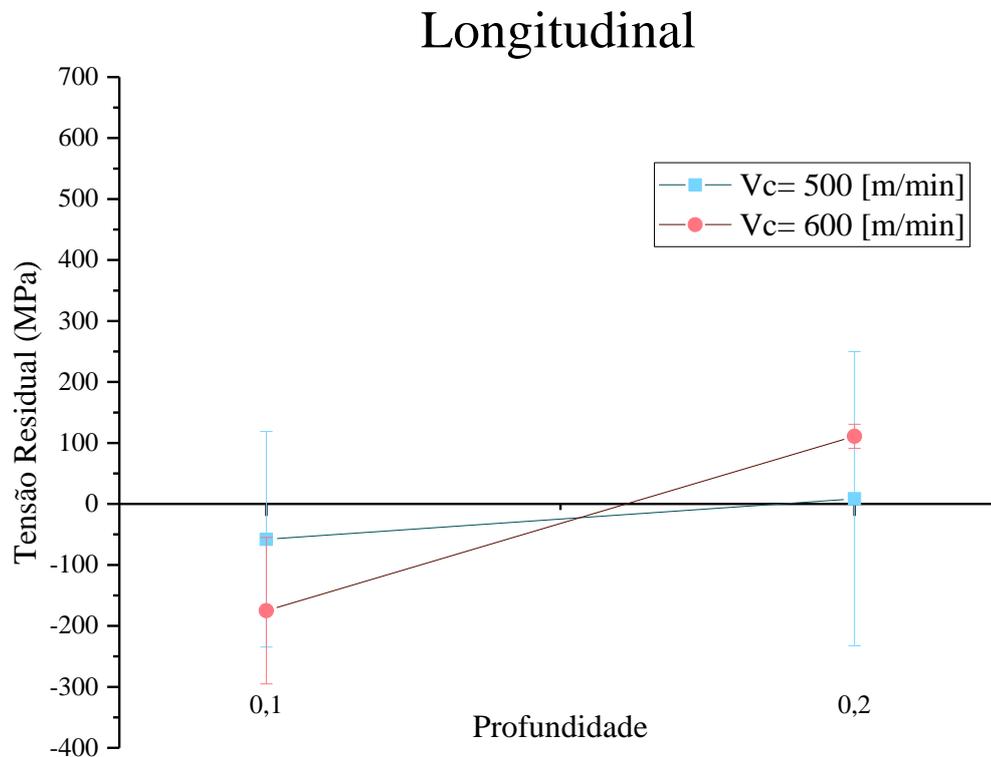


Figura 24: Gráfico Fatorial Tensão Residual longitudinal

Com relação à rugosidade, a literatura [10] descreve que com o aumento da velocidade de corte ocorre uma diminuição dos valores médios de rugosidade, enquanto que o aumento da profundidade de corte acarreta em valores maiores de rugosidade, apesar deste último não impactar tanto nos resultados. Analisando os valores de rugosidade apresentados na Figura 25 em conjunto com a Figura 26, nota-se que os menores valores médios de rugosidade foram obtidos para os maiores valores de velocidade de corte (condições 3 e 4). Contudo, também fica claro que existe uma inconsistência dos valores apresentados na condição dois. O valor esperado para esta condição era seguir a tendência das condições três e quatro, ou seja, o valor médio de rugosidade da condição dois deveria ser da mesma magnitude do valor da condição um, porém superior, assim como o da condição quatro é maior do que o da condição três.

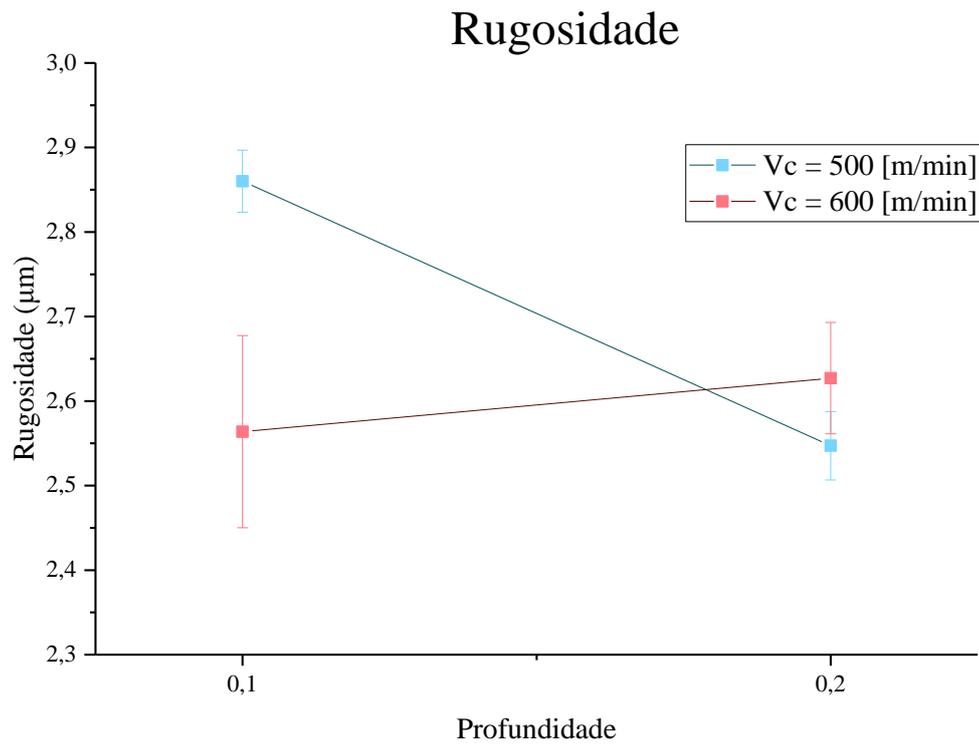


Figura 25: Gráfico Fatorial - Rugosidade

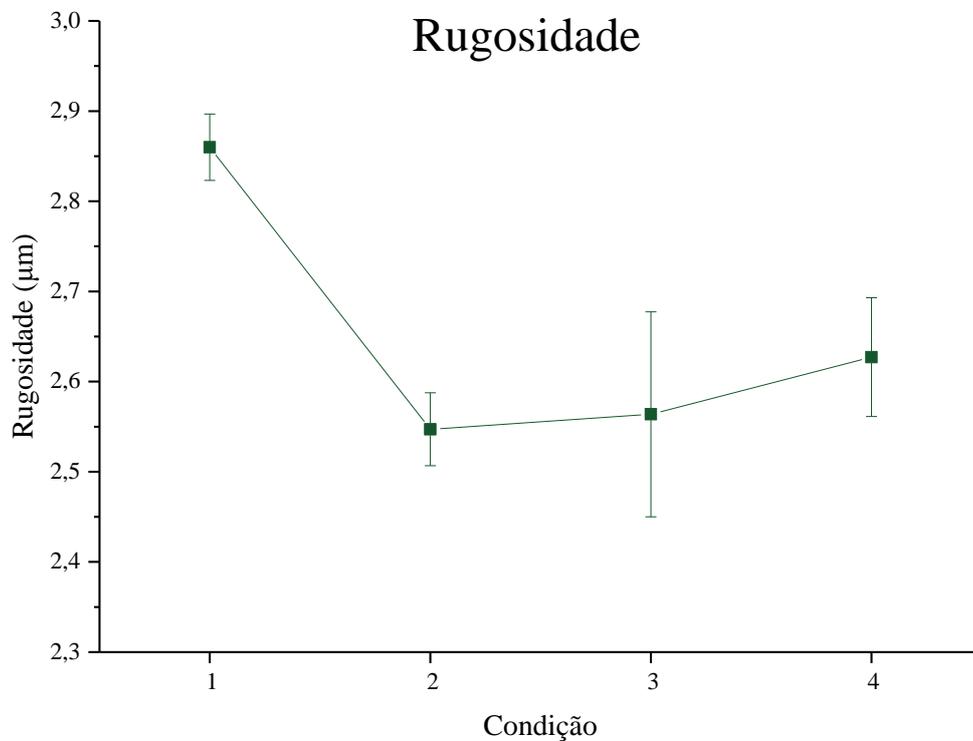


Figura 26: Gráfico de rugosidade superficial

Analisando a Figura 27 é perceptível que o aumento da profundidade de corte ocasionou resultados com tensões longitudinais de natureza trativa. Isso pode ser relacionado

com um possível fator térmico imposto pela maior profundidade de corte, sendo mais evidente com maiores valores de velocidade de corte. Entretanto, quando se compara tensões residuais com rugosidade, novamente não há como chegar a conclusões.

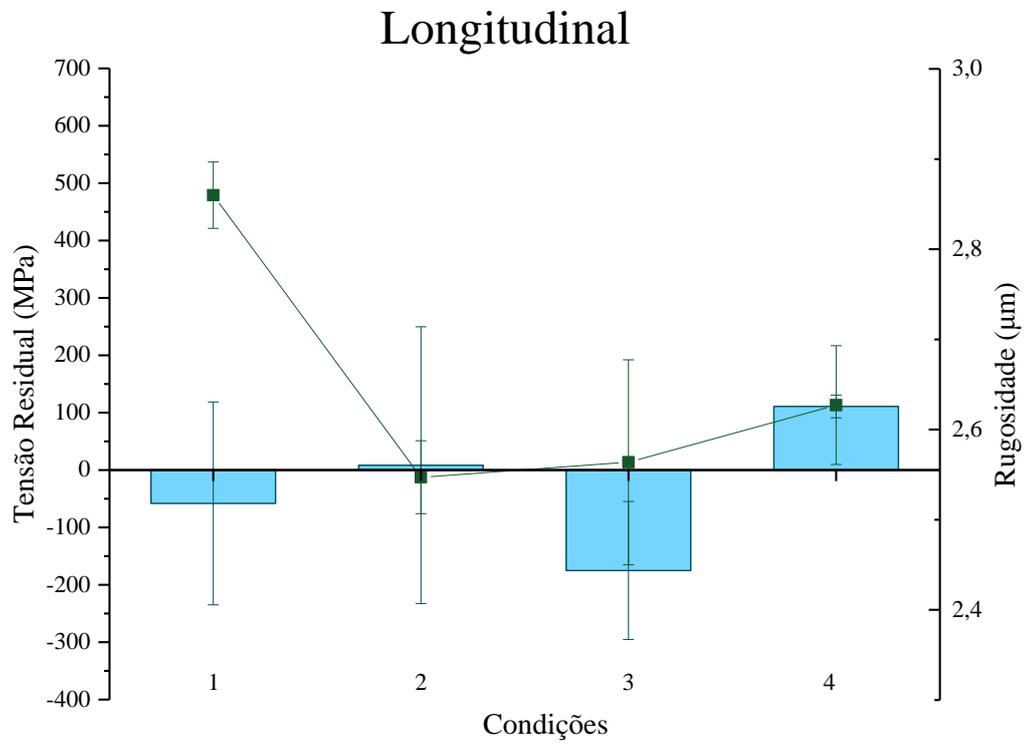


Figura 27: Comparativo entre tensões residuais e rugosidade – Longitudinal.

Capítulo 5

Conclusões

Dos resultados obtidos neste trabalho e fundamentado no conhecimento atual da influência dos parâmetros de usinagem encontrado na literatura pode-se concluir que:

1. A velocidade de corte, como a literatura relata, é um dos principais fatores de influência nas tensões residuais geradas em usinagem. Contudo, em determinadas condições de corte a interação com a profundidade de corte se torna muito impactante.
2. Com o aumento da velocidade de corte há uma redução dos níveis de tensão residual na direção de corte (circunferencial), o que condiz com as condições de altas velocidade de corte.
3. Na direção longitudinal foi observado que para uma mesma profundidade de corte usada os resultados obtidos de tensão residual possuíam uma maior magnitude dos valores com o aumento da velocidade empregada.
4. A rugosidade avaliada na condição dois não condiz com o que a literatura e a prática já definiram. Algum problema na execução de todas as etapas deste experimento pode ter gerado estas medidas inconsistentes.

Capítulo 6

Sugestões para trabalhos futuros

1. Realizar mais usinagens nas mesmas condições de corte apresentadas neste trabalho.
2. Realizar ensaios de dureza das amostras usinadas.
3. Analisar a camada atingida pela usinagem através de microscopia óptica.
4. Verificar o desgaste da ponta das ferramentas utilizadas neste trabalho.
5. Realizar estudo das tensões residuais em profundidade para melhor avaliar os efeitos da profundidade de corte.
6. Usar a condição com fluido de corte para estudar os efeitos térmicos no resultado das tensões residuais.
7. Trabalhar com velocidades de corte mais elevadas.

Bibliografia

- [1] F. J. Momper, “Usinagem a seco e de materiais endurecidos,” *Revista Máquinas e Metais*, vol. 410, pp. 30 -37, 2000.
- [2] G. Navas, I. Ferreres, J. A. Maranon, C. Garcia e J. G. Sevillano, “White Layers Generated in AISI O1 Tool Steel by Hard Turning or by EDM,” *International Journal of Machining and Machinability of Materials (IJMMM)*, vol. 4, nº 4, pp. 287 - 301, 2008.
- [3] M. . A. d. C. Rocha, S. S. M. Tavares, M. d. P. C. Fonseca, J. M. Pardal e V. F. Terra, “Análise das propriedades Mecânicas do aço SAE 4140,” UFF – Universidade Federal Fluminense, PGMEC – Programa de Pós-Graduação em Engenharia, Niterói-RJ, Brasil, 2004.
- [4] V. Chiaverini, Aços e Ferros Fundidos, São Paulo: ABM, 2008.
- [5] W. D. J. Callister, Ciência e engenharia de materiais: uma introdução, Utah: John Wiley & Sons, 2013.
- [6] E. T. Rasma, “Caracterização estrutural e mecânica do Aço AISI/SAE 4140 Tratado sob diferentes Tratamentos Térmicos,” Universidade Estadual do Norte Fluminense - UENF, Campos do Goytacazes - RJ, 2015.
- [7] V. Chiaverini, Tecnologia Mecânica - Materiais de Construção Mecânica, vol. 3, São Paulo: McGraw-Hill, 1986.
- [8] H. Chandler, Heat Treater's Guide - Pratices and Procedures for Irons and Steels, ASM International, 1995.
- [9] Á. R. Machado, A. M. Abrão, R. T. Coelho e M. B. d. Silva, Teoria da Usinagem dos Materiais, 1 ed., Blucher, 2009.
- [10] V. Chiaverini, Tecnologia Mecânica - Processos de Fabricação e Tratamento, 2 ed., vol. 2, São Paulo: McGraw-Hill, 1986.
- [11] A. J. d. Souza, Processos de Fabricação por Usinagem Parte 2, Porto Alegre: Universidade do Rio Grande do Sul, 2011.
- [12] B. J. Griffiths, Manufacturing Surface Technology - Surface Integrity and Functional Performance, 1 ed., Lodon: Butterworth-Heinemann, 2001.
- [13] F. d. S. Pereira, “Torneamento em alta velocidade do ferro fundido cinzento FC 250 com ferramenta de citreto de silício,” Florianópolis, 2012.
- [14] G. Oliveira, Usinagem em Altíssimas Velocidades: como os conceitos HSM/HSC podem, São Paulo: Érica, 2003.
- [15] M. Soto e P. Müller, “Usinagem sem refrigeração de furos e roscas.,” em *Anais do seminário internacional de alta tecnologia - Usinagem com altíssimas velocidades de corte*, Santa Bárbara do Oeste, 1999.
- [16] M. Fields e J. F. Kahles, “The Surface Integrity of Machined and High,” USA, DMIC Report 210, 1964, pp. 54-77.
- [17] B. J. Griffiths, “Manufacturing Measurement, Part 2,” em *Advanced Manufacturing Systems MSc Programme Distance Learning Book*, Uxbridge, Brunel University, 1989.
- [18] N. G. M. Mesquita, “Avaliação e Escolha de uma Superfície Segundo sua Função e Fabricação,” Florianópolis, SC, 1992.
- [19] O. L. Agostinho, A. C. S. Rodrigues e J. Lirani, Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões, São Paulo: Edgard Blücher, 1990, p. 295.
- [20] J. C. Pereira, “Determinação de Modelos de Vida de Ferramenta e Rugosidade no

- Torneamento do Aço ABNT 52100 Endurecido Utilizando a Metodologia de Superfície de Resposta (DOE),” Itajubá, MG, 2006.
- [21] M. S. Mello, A. J. Souza e M. Geier, “Determinação empírica dos parâmetros de rugosidade Ra e Rt aplicando ferramenta alisadora no torneamento a seco de acabamento do aço AISI 4140,” em *7º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (Anais do VII CONEM)*, São Luís, MA, 2012.
- [22] E. Aslan, N. Camuscu e B. Birgören, “Design optimization of cutting parameters when turning hardened AISI 4140 steel (63 HRC) with Al₂O₃ + TiCN mixed ceramic tool,” *Materials & Design* 28, pp. 1618-1622, 2007.
- [23] S. Ranjan Das, D. Dhupal e A. Kumar, “Study of surface roughness and flank wear in hard turning of AISI 4140 steel with coated ceramic inserts,” *Journal of Mechanical Science and Technology*, n° 29, pp. 4329-4340, 2015.
- [24] M. S. Alajmi e S. E. Oraby, “Monitoring of Coated and Uncoated Cutting Edge Performance using Infrared Thermography of Chip Temperature,” *International Journal of Mining, Metallurgy & Mechanical Engineering (IJMME)*, vol. 3, n° 3, 2015.
- [25] F. Akbar, P. T. Mativenga e M. A. Sheikh, “An evaluation of heat partition in the high-speed turning of AISI/SAE 4140 steel with uncoated and TiN-coated tools,” Manchester, UK, 2008.
- [26] Y. Matsumoto, M. Barash e C. Liu, “Effect of Hardness on the Surface Integrity of AISI 4340 Steel,” *Journal of Engineering for Industry*, vol. 108, pp. 169-175, 1986.
- [27] F. A. Kandil, J. D. Lord, A. T. Fry e P. V. Grant, “A Review of Residual Stress Measurement,” NPL Materials Centre, Teddington, Middlesex, UK, 2001.
- [28] J. D. Almer, J. B. Cohen e B. Moran, “The effects of residual macrostresses and microstresses on fatigue crack initiation,” *Materials Science and Engineering: A*, vol. 284, n° 1-2, pp. 268 - 279, 2000.
- [29] C. Fonseca M. P., S. Costa W., S. Chaves F. R., Pardal J. M. e M. Junior A. S., “Estudos das propriedades Mecânicas e Tensões Residuais em juntas soldadas de aço ABRL Bifásico usado na Indústria Automobilística,” em *8º Congresso Iberoamericano de Ingenieria Mecanica*, Cusco, 2007.
- [30] W. E. Littmann, “Measurement and significance of residual macrostress in steel 793A,” em *Proc. of the Automatic Eng. Cong.*, Detroit, MI, 1964, pp. 13-17.
- [31] A. A. Buenos, “ Avaliação de tensão residual gerada pelo processo de usinagem utilizando acustoelasticidade,” Universidade Estadual de Campinas Faculdade de Engenharia Mecânica , Campinas, 2010.
- [32] E. Capello, “Residual stresses in turning. Part I: Influence of process parameters,” *Journal of Materials Processing Technology* 160, pp. 221-228, 2005.
- [33] V. García Navas, O. Gonzalo e I. Bengoetxea, “Effect of cutting parameters in the surface residual stresses generated by turning in AISI 4340 steel,” *International Journal of Machine Tools & Manufature*, pp. 48-57, 2012.
- [34] E. C. Bordinassi, “Contribuição ao estudo da integridade superficial de um aço inoxidável super-duplex após usinagem,” Universidade de São Paulo, São Paulo, 2006.
- [35] C. O. D. Martins, T. R. Strohaecker, A. S. Rocha e T. K. Hirsch, “Comparação entre Técnicas de Análise de Tensões Residuais em Anéis de Rolamento do Aço ABNT 52100,” *Revista Matéria*, vol. 9, pp. 20 - 28, 2004.
- [36] G. Hilson, S. Simandjuntak, P. E. J. Flewitt, K. R. Hallam, M. J. Pavier e D. J. Smith, “Spatial variation of residual stresses in a welded pipe,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 86, n° 11, pp. 748-756, 2009.

- [37] T. d. C. Chuvas, “Estudo da influência dos parâmetros de tratamento de alívio das tensões residuais por vibração mecânica em juntas soldadas a plasma,” Universidade Federal Fluminense, Niterói, 2012.
- [38] N. B. Lima, “Influência da textura em medidas de tensão residual,” Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, Universidade de São Paulo, São Paulo, 1991.
- [39] E. Brinksmeier, J. T. Cammett, W. König, P. Leskovar, J. Peters e H. K. Tönshoff, “Residual Stresses – Measurement and causes in machining,” *Annals of the CIRP*, vol. 31, pp. 491-510, 1982.
- [40] D. Damasceno, “Análise das tensões residuais após o torneamento e retificação do aço ABNT 52100 endurecido,” Campinas, 1993.
- [41] P. S. Prevéy, “Current Applications of X-ray diffraction - Residual Stress Measurement,” em *Developments in Materials Characterization Technologies*, Columbus, Ohio, ASM International, 1996, pp. 103-110.

Anexo – A: Programação torno CNC

N10 G99 ;limpa memória
N20 T0202 ;seleção de ferramenta
N30 G54 ;ORIGEM NA CASTANHA!!
N40 G00 X150. Z150.
N50 M00 ;rotação desligada
N60 M12 ;gama de velocidades para acabamento
N70 G96 ;velocidade de corte constante
N80 S600 ;S = velocidade de corte
N90 G92 S4000 M03 ;S = RPM máxima / começo da primeira parte da usinagem
N100 G00 X50.2 Z122. ;X = diâmetro final da peça e Z = próximo da ponta da peça
N110 G01 Z72.7 F.2 ;Z = até a metade da peça e F.2 = avanço de 0.2 mm
N120 G00 X150.
N130 Z150.
N140 M00 ;rotação desligada, limpar a ferramenta
N150 M03 ;máquina ligada / começo da segunda parte da usinagem
N160 G00 X72.7 ;Z = metade da peça
N170 X50.2
N180 G01 Z20. F.2 ;X = diâmetro final da peça / reaproximação
N190 G00 X150. ;afastamento = N130
N200 Z150.
N210 M05
N220 M30 ;fim de programa