



**PROGRAMA FRANCISCO EDUARDO MOURÃO SABOYA DE
PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
ESCOLA DE ENGENHARIA
UNIVERSIDADE FEDERAL FLUMINENSE**

TIAGO PEREIRA BARBOSA

**ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS GERADAS NA USINAGEM POR
FRESAMENTO E RETIFICAÇÃO DE AÇO SUPERDUPLEX**

NITERÓI, RJ

2025

TIAGO PEREIRA BARBOSA

**ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS GERADAS NA USINAGEM POR
FRESAMENTO E RETIFICAÇÃO DE AÇO SUPERDUPLEX**

Dissertação apresentada ao Programa Francisco
Eduardo Mourão Saboya de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica da Universidade Federal
Fluminense, como requisito parcial para obtenção
do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área: Mecânica dos Sólidos

Orientadora:

Profª Maria da Penha Cindra Fonseca

Niterói, RJ

2025

Ficha catalográfica automática - SDC/BEE
Gerada com informações fornecidas pelo autor

B238e Barbosa, TIAGO PEREIRA
 Estudo das tensões residuais geradas na usinagem por
 fresamento e retificação de aço superduplex / TIAGO PEREIRA
 Barbosa. - 2025.
 73 f.: il.

 Orientador: MARIA DA PENHA CINDRA FONSECA.
 Dissertação (mestrado)-Universidade Federal Fluminense,
 Escola de Engenharia, Niterói, 2025.

 1. Tensões residuais. 2. Fresamento de topo. 3.
 Retificação plana. 4. Aço superduplex. 5. Produção
 intelectual. I. FONSECA, MARIA DA PENHA CINDRA, orientadora.
 II. Universidade Federal Fluminense. Escola de Engenharia.
 III. Título.

CDD - XXX

TIAGO PEREIRA BARBOSA

**ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS GERADAS NA USINAGEM POR
FRESAMENTO E RETIFICAÇÃO DE AÇO SUPERDUPLEX**

Dissertação apresentada ao Programa Francisco
Eduardo Mourão Saboya de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica da Universidade Federal
Fluminense, como requisito parcial para obtenção
do grau de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área: Mecânica dos Sólidos

Linha de Pesquisa: Tensões Residuais

Aprovado em 13 de maio de 2025.

BANCA EXAMINADORA

Prof^ª D.Sc. Maria da Penha Cindra Fonseca – UFF
Orientadora

Prof. D.Sc. Sérgio Souto Maior Tavares – UFF

Prof. D.Sc. José Luis Silveira – UFRJ

Prof^ª D.Sc. Tatiane de Campos Chuvas – CEFET/RJ

Niterói, RJ, 2025.

Aos meus pais

AGRADECIMENTOS

A Deus, pelo dom da vida, pela direção que me deu e por ter me capacitado com sabedoria, saúde e todos os demais recursos necessários para que eu chegasse até aqui.

Aos meus pais, Grimalde e Elizete, pelo amor incondicional, dedicação, exemplo e ensinamentos que me permitiram chegar onde estou hoje.

À Marinha do Brasil, por me conceder a oportunidade de me dedicar exclusivamente ao aperfeiçoamento de minha capacidade técnica como oficial pertencente ao Corpo de Engenheiros da Marinha.

À minha professora orientadora Maria Cindra Fonseca, por acreditar na minha capacidade de realizar este trabalho, pela paciência diante das minhas dificuldades e por me conceder a oportunidade de evoluir profissionalmente com os conhecimentos compartilhados.

Aos professores Sérgio Souto Maior Tavares e Juan Manuel Pardal pelo auxílio com os ensaios de microscopia óptica e análise microestrutural.

Ao professor Geronimo Perez e à aluna de pós-doutorado Ludmila, pela boa vontade em realizar a espectroscopia de raios-X.

Aos amigos de laboratório Hugo Amâncio, Túlio Salek, Paola Pereira, Samuel Gramoso e Luiz Eduardo pela ajuda que me deram em diversas etapas deste trabalho.

A todos os meus amigos do PGMEC que, de alguma forma, contribuíram para que eu pudesse concluir esta fase tão importante em minha vida.

RESUMO

Os aços superduplex são usados em equipamentos para a indústria naval e *offshore* devido a sua maior resistência mecânica e alta resistência à corrosão, com relação aos demais aços inoxidáveis. Sendo um material de difícil usinabilidade, a fabricação de componentes usinados destes aços representa um desafio para a indústria metalmecânica. Na usinagem a produção de calor associada às elevadas deformações na zona de corte, geram tensões residuais que podem ser de altas magnitudes e, dependendo da natureza delas, impactar a vida em serviço das peças usinadas. Neste trabalho foram analisadas as tensões residuais geradas na usinagem por fresamento de topo e por retificação plana de amostras de aço superduplex. As tensões residuais foram medidas por difração de raios-X, pelo método do $\sin^2\psi$ usando radiação $\text{CrK}\alpha$. Os resultados mostram que, no processo de fresamento de topo com diferentes parâmetros, as tensões residuais geradas foram predominantemente compressivas, sendo que com o emprego de maiores velocidades de corte e menores avanços, atingiram a média de -670 MPa. O processo de retificação gerou tensões residuais trativas e o maior avanço resultou no aumento destas tensões (500 MPa), o que poderia ser deletério para a vida em serviço de um componente assim usinado. Análises da força de usinagem e rugosidade complementaram o presente estudo.

Palavras-chave: tensões residuais, fresamento de topo, retificação plana, difração de raios-X, aço superduplex.

ABSTRACT

Superduplex steels are used in equipment for the naval and offshore industries due to their greater mechanical strength and high corrosion resistance compared to other stainless steels. Being a difficult-to-machine material, the manufacture of machined components from these steels represents a challenge for the metalworking industry. During machining, the heat production associated with high deformations in the cutting zone generates residual stresses that can be of high magnitudes and, depending on their nature, impact the service life of the machined parts. In this work, the residual stresses generated during machining by end milling and surface grinding of superduplex steel samples were analyzed. The residual stresses were measured by X-ray diffraction, by the $\sin^2\psi$ method using $\text{CrK}\alpha$ radiation. The results show that, in the end milling process with different parameters, the residual stresses generated were predominantly compressive, and with the use of higher cutting speeds and lower feeds, they reached an average of -670 MPa. The grinding process generated tensile residual stresses and the higher feed resulted in an increase in these stresses (500 MPa), which could be detrimental to the service life of a component machined in this way. Analyses of the machining force and roughness complemented the present study.

Keywords: residual stresses, end-milling, surface grinding, X-ray diffraction, superduplex steel.

SUMÁRIO

Lista de Figuras.....	5
Lista de Tabelas.....	7
Lista de Símbolos.....	8
1 INTRODUÇÃO.....	9
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	11
2.1 TENSÕES RESIDUAIS.....	11
2.2 USINAGEM.....	12
2.2.1 Fresamento.....	13
2.2.2 Retificação.....	15
2.3 FORÇAS NA USINAGEM.....	18
2.4 FLUIDOS DE CORTE.....	21
2.5 TENSÕES RESIDUAIS NA USINAGEM.....	22
2.5.1 Tensões residuais no fresamento.....	27
2.5.2 Tensões residuais na retificação.....	28
2.6 TENSOMETRIA POR DIFRAÇÃO DE RAIOS-X.....	30
2.7 RUGOSIDADE MÉDIA (Ra).....	31
2.8 AÇOS SUPERDUPLEX.....	32
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	34
3.1 MATERIAL.....	34
3.2 FLUXOGRAMA DOS EXPERIMENTOS.....	35
3.3 EXPERIMENTO DE FRESAMENTO.....	35
3.4 ENSAIOS DE RETIFICAÇÃO.....	40
3.5 ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS.....	42
3.6 ANÁLISE DE RUGOSIDADE (Ra).....	44
3.7 ENSAIOS DE MICROSCOPIA ÓPTICA E ANÁLISE MICROESTRUTURAL.....	44
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	47
4.1 TENSÕES RESIDUAIS.....	47
4.1.1 Tensões residuais geradas no fresamento.....	47

4.1.2 Tensões residuais geradas na retificação.....	49
4.2 AVALIAÇÃO DAS FORÇAS DE USINAGEM NO FRESAMENTO.....	51
4.3 ACABAMENTO SUPERFICIAL.....	53
5 CONCLUSÕES.....	57
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	58
7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	59

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Tensões residuais de I, II e III tipos (LIU <i>et al.</i> , 2020).....	12
Figura 2.2 – O processo de fresamento: (a) Fresamento tangencial e (b) Fresamento frontal (GROOVER, 2014).....	13
Figura 2.3 – Operações de fresamento de topo ou frontal (GROOVER, 2014 – modificado)..	14
Figura 2.4 – Exemplo das quatro formas básicas de retificação: (a) Retificação plana periférica, (b) Retificação plana facial, (c) Retificação cilíndrica periférica e (d) Retificação cilíndrica facial (ANJOS <i>et al.</i> , 2016).....	18
Figura 2.5 – Mecanismos de geração de tensões residuais na usinagem (MUSTAFA <i>et al.</i> , 2024 - modificado).....	24
Figura 2.6 – Impacto da combinação de deformações plásticas e térmicas nas tensões residuais geradas na usinagem (PIMENOV <i>et al.</i> , 2023).....	25
Figura 2.7 – (a) Geração de tensões residuais durante a usinagem, (b) Estado tridimensional de tensões e (c) Estado plano de tensões (SOORI & AREZOO, 2022).....	26
Figura 2.8 – Tensões residuais em aços por diferentes processos de fresamento (TOTTEN <i>et al.</i> , 2002 – modificado).....	27
Figura 2.9 – Mecanismo de geração de tensões residuais por camadas (GONG <i>et al.</i> , 2024).....	29
Figura 2.10 – Difração de raios-X pelo método do $\sin^2\psi$ (SCHAJER <i>et al.</i> , 2022).....	31
Figura 3.1 – Fluxograma dos experimentos.....	35
Figura 3.2 – Fresamento da amostra: a) Fresadora Veker MV-760ECO; b) Amostra fixada ao dinamômetro.....	36
Figura 3.3 – a) Fresa de 16 mm de diâmetro com dois insertos; b) Inserto de metal duro.....	36
Figura 3.4 – Sistema de medição de forças de usinagem: (a) Dinamômetro; (b) Amplificador de sinais; (c) Conversor analógico/digital.....	37
Figura 3.5 – Ensaio de fresamento com aplicação de fluido de corte no modo jorro.....	38
Figura 3.6 – Amostra fresada na condição 1 com dimensões e sentido de avanço da usinagem.....	39
Figura 3.7 – Amostra fresada nas condições 2 e 3 com dimensões e sentido de avanço da usinagem.....	39
Figura 3.8 – Amostra na fresadora após o fresamento nas condições 2 e 3.....	40
Figura 3.9 – Amostra fixada na retificadora: 1) Rebolo, 2) Amostra retificada.....	41
Figura 3.10 – Amostra retificada com dimensões.....	41

Figura 3.11 – Analisador de tensões residuais XStress3000: 1) Tubo de raios-X, 2) Colimador, 3) Goniômetro, 4) Software, 5) Amostra analisada.....	43
Figura 3.12 – Amostra com indicação dos locais de medição das tensões residuais.....	43
Figura 3.13 – Análise de rugosidade nas amostras usinadas.....	44
Figura 3.14 – Microestrutura do aço superduplex estudado.....	45
Figura 4.1 - Tensões residuais geradas no fresamento de cada amostra.....	48
Figura 4.2 – Tensões residuais médias geradas no fresamento.....	48
Figura 4.3 – Tensões residuais na retificação com diferentes avanços.....	50
Figura 4.4 – Intervalo de tempo com cerca de dez pontos de máxima força de usinagem.....	51
Figura 4.5 – Força de usinagem média no fresamento de topo nas condições de corte 2 e 3...	52
Figura 4.6 – Correlação entre tensões residuais e forças de usinagem no fresamento de topo.....	53
Figura 4.7 – Médias dos valores de rugosidade média (Ra) para cada condição de corte das amostras fresadas.....	54
Figura 4.8 – Médias da rugosidade média (Ra) obtidas na retificação plana com diferentes avanços.....	56

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Composição química do aço superduplex (máx. % em peso) – RECAT/UFF.....	34
Tabela 3.2 – Composição química do aço superduplex – ASTM A240.....	34
Tabela 3.3 – Propriedades mecânicas do aço superduplex – ASTM A240.....	34
Tabela 3.4 – Parâmetros de usinagem usados no fresamento de topo.....	38
Tabela 3.5 – Parâmetros de medição das tensões residuais na fase ferrítica.....	42
Tabela 4.1 – Tensões residuais no fresamento, por amostra e as médias.....	47
Tabela 4.2 – Tensões residuais na retificação.....	49
Tabela 4.3 – Rugosidade média (Ra) medida por região de cada amostra fresada.....	54
Tabela 4.4 – Valores médios de rugosidade média (Ra) em cada canal fresado.....	54
Tabela 4.5 – Rugosidade média (Ra) medida por região de cada amostra retificada.....	55
Tabela 4.6 – Valores médios de rugosidade média (Ra) em cada canal retificado.....	55

LISTA DE SÍMBOLOS

APC	Aresta Postiça de Corte
a_p	Profundidade de corte
CBN	Nitreto Cúbico de Boro
CNC	<i>Computer Numeric Control</i> (Controle Numérico Computadorizado)
CrK α	Tipo de radiação
D	Diâmetro da fresa ou do rebolo
f	Avanço
f_z	Avanço por dente
F_a	Força ativa
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
F_p	Força passiva
F_R	Força de usinagem
k_s	Pressão específica de corte
N	Velocidade de rotação
V_c	Velocidade de corte
v_f	Velocidade de avanço
Z	Número de dentes da fresa
λ	Comprimento de onda
θ	Ângulo de difração ou ângulo de Bragg

1 INTRODUÇÃO

As tensões residuais representam as tensões termomecânicas resultantes encontradas nos materiais e componentes após os processamentos mecânicos e/ou metalúrgicos e ainda após tratamentos superficiais, na ausência de gradientes térmicos e carregamentos externos (DIVE & LAKADE, 2021). Como um aspecto importante da integridade da superfície, as tensões residuais influenciam diretamente o desempenho e a vida útil dos componentes, especialmente em termos de estabilidade dimensional, resistência à fadiga e à corrosão. De modo geral, tensões residuais compressivas tendem a prolongar a vida útil em serviço, pois dificultam a nucleação e a propagação de trincas. Em contrapartida, tensões residuais trativas podem se somar às tensões de serviço, facilitando o surgimento e a propagação de trincas (LIU *et al.*, 2021). Normalmente as tensões residuais de compressão são induzidas principalmente por cargas mecânicas enquanto as tensões de tração são causadas essencialmente por cargas térmicas (WAN *et al.*, 2019).

Alguns dos indicadores fundamentais para avaliar a qualidade das superfícies usinadas são as tensões residuais e a rugosidade (GONG *et al.*, 2024). Nos processos de usinagem ocorrem grandes deformações plásticas e devido às altas velocidades, os efeitos térmicos tornam-se bastante relevantes. Além disso, o atrito da peça com a ferramenta causa um aumento da temperatura e, conforme a preponderância dos efeitos mecânicos e térmicos, são geradas tensões compressivas ou trativas, o que influencia seu comportamento em serviço do componente usinado. Portanto, estas tensões têm um papel importante ao se projetar peças mecânicas (SOORI & AREZOO, 2022; VALÍČEK *et al.*, 2019; WAN *et al.*, 2019). A natureza e as magnitudes das tensões residuais na usinagem dependem de fatores como parâmetros de corte, propriedades do material, geometria da ferramenta de corte e condições de lubrificação e refrigeração durante o processo (WAN *et al.*, 2017).

Os aços inoxidáveis superduplex (*Super Duplex Stainless Steel* - SDSS) são aços que possuem microestrutura bifásica constituída pelas fases austenita e ferrita em proporções semelhantes. Estes aços são largamente utilizados na indústria naval e *offshore*, devido à sua elevada resistência mecânica e à corrosão (RAJAGURU & ARUNACHALAM, 2017).

Os aços inoxidáveis em geral são considerados materiais difíceis de usinar devido à sua alta tendência ao endurecimento por deformação e condutividade térmica relativamente baixa. Outros problemas na usinagem destes aços decorrem de sua alta tenacidade à fratura, o

que aumenta as temperaturas da interface ferramenta/cavaco, levando a um acabamento superficial ruim e má quebra de cavaco. Além disso, a formação de aresta postiça de corte (APC) ocorre mesmo em usinagem com elevadas velocidades de corte, o que provoca baixa qualidade no acabamento da superfície usinada e aumenta as forças de corte (NOMANI *et al.*, 2013).

O presente trabalho tem por objetivo estudar a influência de diferentes regimes de corte nas tensões residuais e no acabamento superficial após a usinagem por fresamento de topo e retificação plana em aço superduplex. As forças de usinagem no processo de fresamento foram monitoradas, complementando o estudo.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 TENSÕES RESIDUAIS

As tensões residuais são tensões autoequilibradas, que permanecem em um corpo que na ausência de carregamentos externos ou gradientes térmicos (MANAI *et al.*, 2020). Estas tensões afetam o desempenho das peças produzidas, pois influenciam o comportamento em operação e a vida útil dos componentes. Portanto, as tensões residuais devem ser levadas em consideração nas peças projetadas, pois a combinação de efeitos das tensões internas e aplicadas pode levar à falha inesperada de um componente durante sua vida útil (COTO *et al.*, 2011).

Com modernas técnicas analíticas e computacionais muitas vezes é possível estimar as tensões às quais um componente está submetido quando em serviço. Porém, apenas isto não é suficiente para que se tenha previsão confiável do desempenho do componente. Em muitos casos, falhas inesperadas ocorreram devido à presença de tensões residuais que, em conjunto com as tensões de serviço, podem encurtar a vida útil do componente (WITHERS & BHADESHIA, 2001).

As tensões residuais podem impactar de forma positiva ou negativa o comportamento do componente em serviço (MARTELL *et al.*, 2014). Guo *et al.* (2021) referem-se às tensões residuais de maneira semelhante ao afirmar que, além de ser um dos principais fatores que contribuem para a alteração das propriedades mecânicas dos materiais, tais como resistência, plasticidade e integridade superficial, também diferenciam o efeito das tensões residuais de tração e compressão. As tensões trativas podem afetar adversamente o desempenho do material ou a vida útil do componente, enquanto as tensões compressivas podem melhorar a resistência à fadiga do material. Estas últimas são, por vezes, introduzidas em um material através de tratamentos superficiais mecânicos ou termoquímicos. No caso de tratamento mecânico, um dos mais importantes é o *shot peening*, que é utilizado com o objetivo de se aumentar a vida em fadiga do componente. Para o caso de tratamento termoquímico, temos como exemplo a cementação. Além disso, as tensões residuais nos materiais podem surgir por diferenças entre as propriedades das fases (WITHERS & BHADESHIA, 2001).

Fu *et al.* (2021) e Gong *et al.* (2024) classificam as tensões residuais em três tipos:

- Tipo I – Representa as tensões residuais macroscópicas médias atuando em equilíbrio no corpo ou na amostra como um todo;

- Tipo II – São as microtensões residuais médias presentes equilibradas nos limites dos contornos de grãos ou entre alguns grãos vizinhos nos materiais multifásicos; e
- Tipo III – São as submicrotensões existentes no nível intracristalino, manifestando-se nos espaços interpartículas dentro do grão. Trata-se de tensões geradas por defeitos locais dentro dos grãos, como vazios, discordâncias, inclusões etc.

A Figura 2.1 representa esquematicamente os três tipos de tensões residuais.

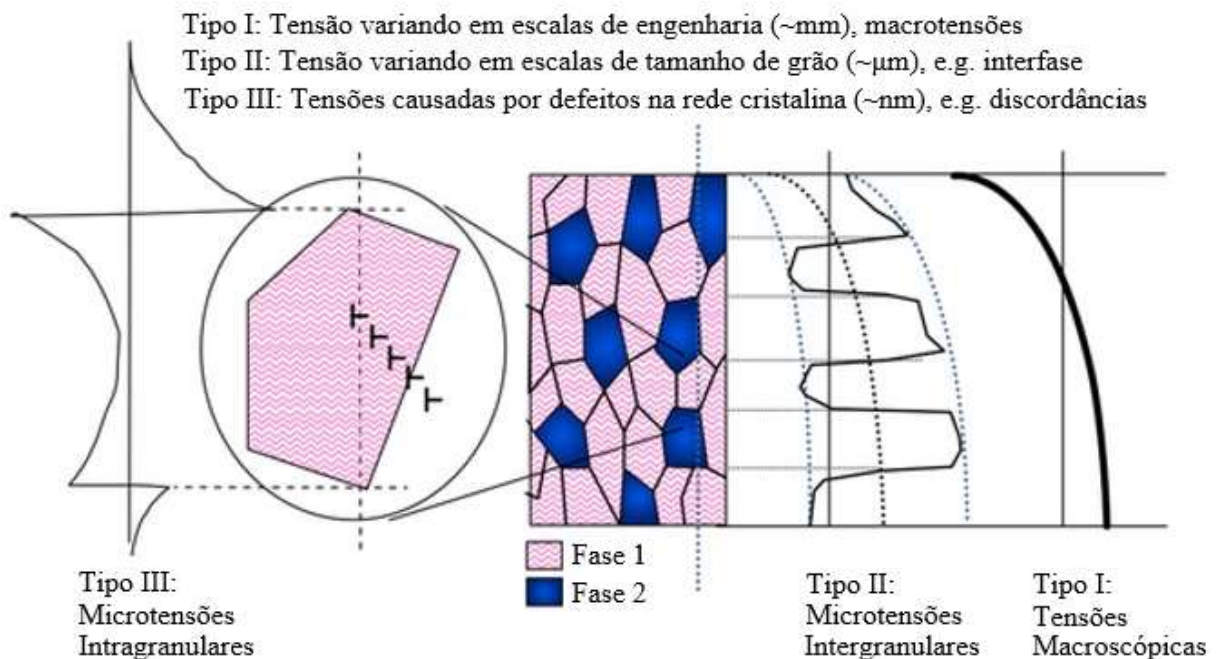


Figura 2.1 – Tensões residuais de I, II e III tipos (LIU et al., 2020).

De maneira mais simples, Malotova *et al.* (2018) classificam estes três tipos de tensões residuais como: Tipo I – Macroscópica, Tipo II – Microscópica e Tipo III – Submicroscópica.

2.2 USINAGEM

A usinagem é um conjunto de processos de fabricação onde ocorre a remoção de material para que seja fabricada uma peça com a geometria desejada. Neste processo utiliza-se uma ferramenta de corte afiada para retirar mecanicamente o material em excesso, que formará o cavaco. A ação predominante de corte na usinagem é a deformação por cisalhamento que ocorre na região do corte no material que está sendo trabalhado (GROOVER, 2014).

Os principais processos convencionais de usinagem são torneamento, fresamento, furação e retificação.

2.2.1 Fresamento

O processo de fresamento é um dos processos de fabricação mecânica mais utilizados na indústria metalmeccânica. Neste processo, ferramentas multicortantes denominadas fresas são empregadas para obtenção de superfícies quaisquer. O processo de fresamento pode ser realizado de dois modos: fresamento tangencial, ou cilíndrico e fresamento frontal (Figura 2.2). Este processo convencional de usinagem pode ser aplicado na fabricação de formas simples e complexas. Sua utilização é comum em áreas como aeroespacial, automotiva, fabricação de moldes, matrizes, componentes de máquinas em geral e muitas outras aplicações. O fresamento é um processo versátil quando comparado a outras formas de usinagem, onde ocorre o movimento da ferramenta de corte em diversas direções com a finalidade de remover material da peça até que seja obtido o formato desejado (OLIVEIRA *et al.*, 2023).

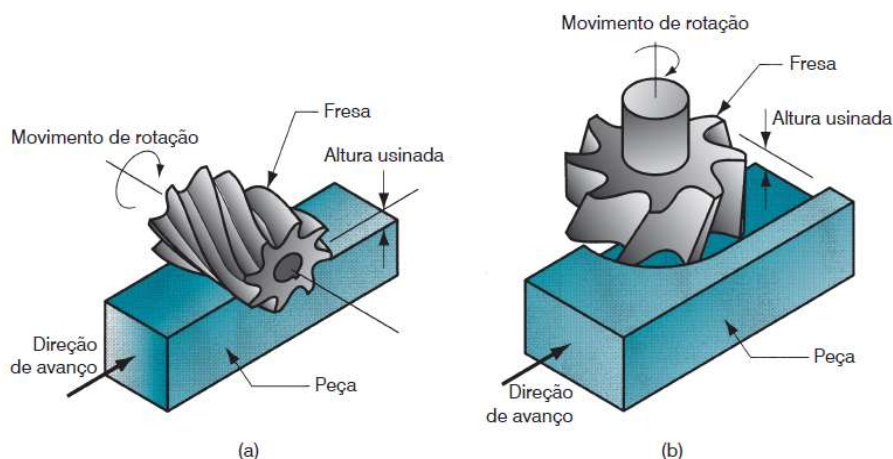


Figura 2.2 – O processo de fresamento: (a) Fresamento tangencial e (b) Fresamento frontal (Groover, 2014).

Fresamento periférico ou cilíndrico tangencial – Nesse tipo de fresamento, o eixo da ferramenta fica paralelo à superfície que será usinada, e o corte é realizado pelas arestas de corte localizadas na periferia externa da fresa.

Fresamento frontal – O fresamento de topo é uma das operações de remoção de metal mais comuns encontradas em processos industriais. No fresamento de topo, a fresa, que é a ferramenta de corte, gira em torno de um eixo vertical perpendicular à peça de trabalho. Ela pode ser inclinada para usinar superfícies cônicas. Os dentes de corte, ou insertos, estão localizados na parte final da fresa na periferia da circunferência da

ferramenta (OKONKWO *et al.*, 2016). Existem diversas formas de fresamento de topo. Algumas delas estão apresentadas na Figura 2.3.

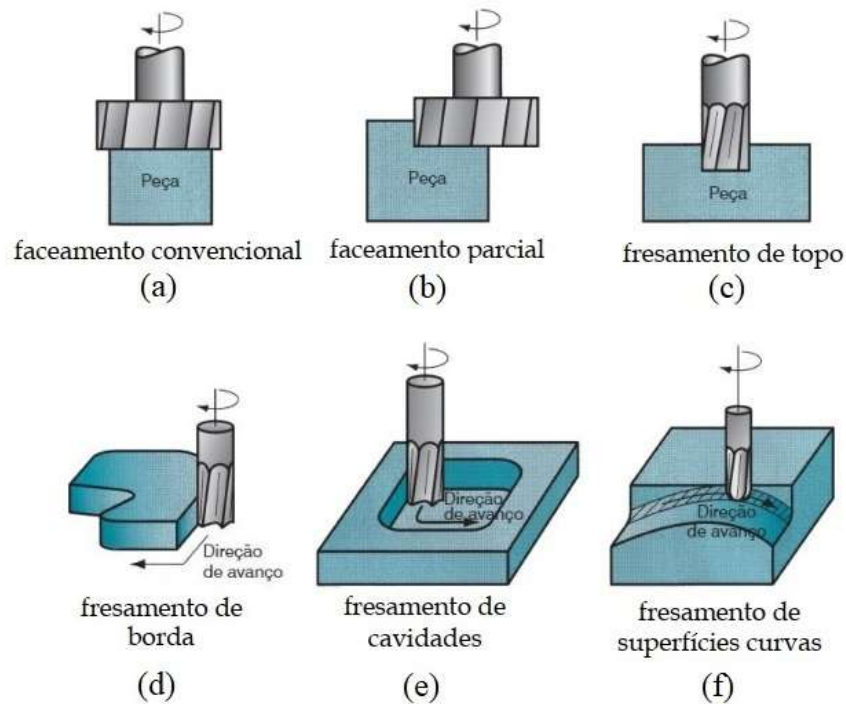


Figura 2.3 – Operações de fresamento de topo ou frontal (GROOVER, 2014).

Nas Figuras 2.3 a) e b) estão apresentados o fresamento de faceamento total e parcial, respectivamente, enquanto na Figura 2.3 c) é mostrado o fresamento de topo ou frontal em cheio – a ferramenta possui um diâmetro menor que a largura da peça, resultando em um rebaixo ou um canal no material. No fresamento de borda, mostrado na Figura 2.3 d), ocorre uma variação do fresamento de topo, na qual a usinagem é realizada nas bordas da peça, utilizando as arestas principais da fresa. Na Figura 2.3 e), é apresentado o fresamento de cavidades, que é outro tipo de fresamento de topo, onde cavidades ou bolsões são usinados em superfícies planas. Também é conhecido como fresamento de mergulho ou de rampa. No último caso, apresentado pela Figura 2.3 f), é mostrado o fresamento de superfícies curvas, onde se utiliza uma fresa de ponta esférica que segue uma trajetória curva sobre a peça (de forma contínua), criando um formato tridimensional, seja côncavo ou convexo, na superfície (GROOVER, 2014).

No fresamento a velocidade de corte é função do diâmetro externo da fresa. Ela pode ser convertida em velocidade de rotação da fresa utilizando a equação abaixo.

$$V_c = \frac{\pi DN}{1000} \quad (2.1)$$

Onde:

V_c – velocidade de corte, (m/min);

N – velocidade de rotação da fresa, (rpm);

D – diâmetro da fresa, (mm).

O avanço no fresamento geralmente é utilizado como avanço por dente f_z . Dessa maneira é obtida a velocidade de avanço, levando-se em conta a rotação e o número de dentes da fresa (GROOVER, 2014).

$$v_f = NZf_z \quad (2.2)$$

v_f – velocidade de avanço, (mm/min)

N – velocidade de rotação do eixo-árvore, (rpm)

Z – número de dentes da fresa

f_z – avanço por dente em (mm/dente).

2.2.2 Retificação

Diferentemente dos processos que utilizam ferramentas de corte com geometria definida, na usinagem por abrasão, o material é removido por grãos abrasivos. Esses grãos, compostos por partículas extremamente duras e não metálicas, possuem arestas com formas e orientações irregulares (MACHADO *et al.*, 2011).

Entre os processos abrasivos, a retificação se destaca pela sua relevância na indústria metalmeccânica, uma vez que fornece boa combinação de acabamento superficial, ou seja, rugosidade R_a menor que 1,6 μm e tolerâncias dimensionais mais apertadas, quando comparadas com aquelas alcançadas em operações como torneamento, fresamento ou furação,

que utilizam ferramentas de geometria definida (RUZZI *et al.*, 2021; MACHADO *et al.*, 2011). Por obter tais níveis de tolerâncias e baixa rugosidade, a retificação é um método de usinagem classificado como de alta precisão e é, em geral, considerado um processo de acabamento. Por essa razão, frequentemente a retificação é a etapa final na usinagem de uma ou mais superfícies de peças fabricadas. Pesquisas indicam que a retificação proporciona uma textura superficial e um nível de precisão até 10 vezes superiores aos alcançados em processos como torneamento, furação e fresamento (DAMBATTA *et al.*, 2023 e DINIZ, 2001)

Apesar disso, a retificação é considerada um processo com baixa eficiência energética, já que consome muita energia em relação à quantidade de material removido, especialmente se comparada às operações supracitadas (MACHADO *et al.*, 2011). Segundo Bianchi *et al.* (2003), a retificação convencional é um processo de fabricação que requer potência relativamente alta e, devido ao mecanismo de formação de cavacos, uma grande parte da energia produzida é convertida em calor.

A retificação é um processo de usinagem que utiliza o rebolo como ferramenta de corte. Geralmente em formato de disco, o rebolo é composto por grãos abrasivos unidos por um material aglomerante (ou ligante). As arestas dos grãos presentes na superfície do rebolo funcionam como ferramentas de microcorte que, de maneira aleatória, entram em contato com o material a ser usinado. Esse processo é caracterizado por sua alta precisão e relevância, sendo indispensável evitar a inutilização de uma peça nesta etapa, dado que o valor agregado ao material, resultado dos processos anteriores, já é consideravelmente elevado. Além disso, é necessário que o rebolo possua uma estrutura relativamente porosa, permitindo o alojamento do fluido de corte e dos cavacos (NAKAI *et al.*, 2013 e MACHADO *et al.*, 2011).

O rebolo possui algumas características que determinam sua correta especificação, a saber:

- Material abrasivo
- Tamanho dos grãos abrasivos
- Dureza do rebolo
- Estrutura (porosidade)
- Material aglomerante

Os materiais abrasivos mais utilizados na indústria incluem o óxido de alumínio (Al_2O_3) e o carbetto de silício (SiC), sendo os rebolos de óxido de alumínio (Al_2O_3) os mais indicados para a retificação de aços, enquanto os rebolos de SiC são empregados para

retificação de materiais não ferrosos. Rebolos de nitreto cúbico de boro (CBN) e de diamante são denominados “superabrasivos”, são de elevado custo e usados para aplicações especiais. O tamanho médio dos grãos abrasivos desempenha um papel fundamental na definição da rugosidade da peça. Em geral, quanto menores forem os grãos abrasivos, menor será a rugosidade da superfície retificada. Além disso, altas velocidades de rotação do rebolo, combinadas com velocidades reduzidas da peça, também ajudam a diminuir a rugosidade. A dureza do rebolo não está relacionada à dureza dos grãos abrasivos em si, mas à capacidade do material aglomerante de mantê-los firmemente presos ao corpo do rebolo. Assim, um rebolo é considerado duro quando consegue reter os abrasivos mesmo em condições rigorosas de usinagem. Por outro lado, um rebolo é considerado macio se os grãos abrasivos se desprendem com facilidade. A estrutura do rebolo está ligada à relação entre densidade e porosidade. Quando uma grande quantidade de grãos abrasivos pequenos é misturada ao aglomerante e prensada sob alta pressão, obtém-se um rebolo altamente denso (MACHADO *et al.*, 2011).

Após o desgaste, o rebolo precisa passar por um processo conhecido como dressagem, cujo objetivo é remover os grãos desgastados da superfície externa, expondo grãos novos e cortantes. Apesar de restaurar a capacidade de corte do rebolo, esse procedimento não assegura a manutenção de sua forma original (GROOVER, 2014).

As condições de corte na retificação são caracterizadas por velocidades de corte elevadas e pequenas profundidades de corte, quando comparadas com o fresamento e outras operações de usinagem convencionais. No processo de retificação as operações podem ser agrupadas de acordo com a superfície a ser usinada e com o movimento relativo entre peça e rebolo (ANJOS *et al.*, 2016). A Figura 2.4 exemplifica as quatro formas básicas de retificação.

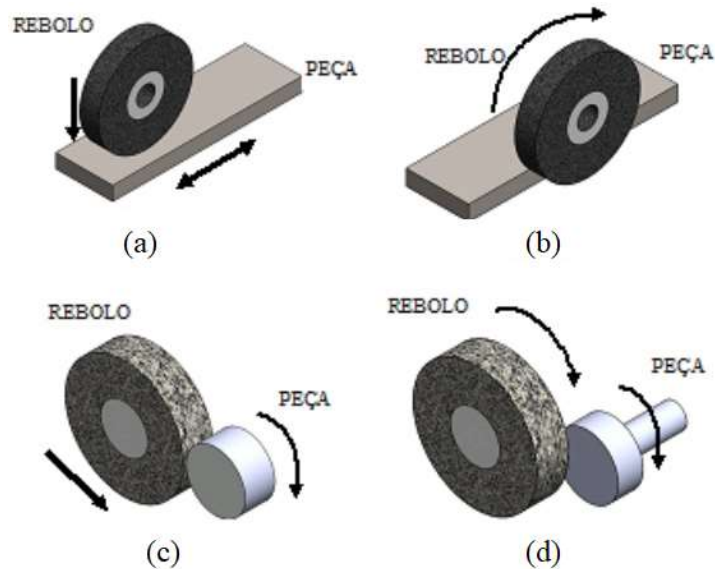


Figura 2.4 – Exemplo das quatro formas básicas de retificação: (a) Retificação plana periférica, (b) Retificação plana facial, (c) Retificação cilíndrica periférica e (d) Retificação cilíndrica facial (ANJOS et al., 2016).

No caso da retificação plana, tem-se que a velocidade periférica do rebolo, que é a velocidade de corte neste processo, é dada por:

$$V_c = \pi DN \quad (2.3)$$

V_c – velocidade periférica do rebolo, (mm/min)

N – velocidade de rotação do rebolo, (rpm)

D – diâmetro do rebolo, (mm)

2.3 FORÇAS NA USINAGEM

A demanda por componentes de alta precisão vem crescendo continuamente em diversos setores industriais, impulsionando a expansão do mercado de usinagem CNC. Esse avanço tem favorecido a evolução dos processos de fabricação por usinagem. O monitoramento das forças de corte durante a usinagem desempenha um papel fundamental na melhoria e otimização desses processos, pois fornece dados importantes sobre a usinabilidade do material e auxilia na otimização de parâmetros, influenciando diretamente fatores como qualidade do acabamento superficial, durabilidade da ferramenta e potência consumida. O entendimento das

forças de corte possibilita o controle de problemas como sobrecarga, desgaste da ferramenta e vibrações indesejadas, que podem comprometer a qualidade da peça, acelerar a degradação da ferramenta e gerar ruído excessivo (SOUSA *et al.*, 2020).

A força de usinagem corresponde à resultante das forças que atuam sobre a ferramenta durante o processo de corte. Na usinagem abrasiva, essa força não pode ser associada a um único grão ou aresta cortante, devendo ser considerada como atuante sobre a região ativa do rebolo naquele instante. Para se determinar a componente da força em uma determinada direção ou plano, realiza-se a projeção vetorial da força total sobre esse plano, o que equivale a uma decomposição ortogonal da força de usinagem. Estas decomposições fornecem as seguintes componentes:

- Força de corte $F_c \rightarrow$ Componente da força de usinagem F_R obtida pela sua projeção na direção do corte, correspondente ao vetor velocidade de corte.
- Força de avanço $F_f \rightarrow$ Componente resultante da projeção de F_R na direção de avanço da ferramenta em relação à peça.

As componentes F_c e F_f definem o plano de trabalho.

- Força ativa $F_a \rightarrow$ Projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho.

Para os casos de corte ortogonal, tem-se:

$$F_a = \sqrt{F_c^2 + F_f^2} \quad (2.4)$$

$$F_c = \sqrt{F_a^2 - F_f^2} \quad (2.5)$$

- Força passiva $F_p \rightarrow$ Componente da força de usinagem correspondente à sua projeção na direção perpendicular ao plano de trabalho, representando o esforço normal à superfície de corte.

$$F_p = \sqrt{F_R^2 - F_a^2} \quad (2.6)$$

- Pressão específica de corte $k_s \rightarrow$ É definida como sendo a força de corte por unidade de área de seção de corte.

Com isso a força de corte pode ser expressa pela equação abaixo:

$$F_c = k_s s \quad (2.7)$$

F_c – Força de corte

k_s – pressão específica de corte

s – área de seção de corte

A força de usinagem depende de alguns fatores como por exemplo: material constituinte da peça, área de seção de corte, profundidade de corte, afiação da ferramenta, eficiência da ação do fluido de corte e velocidade de corte (FERRARESI, 2011).

A obtenção das forças de usinagem pode ser realizada por meio de um sistema de medição com dinamômetros ou por meio de métodos analíticos e numéricos. Nos últimos anos, o Método dos Elementos Finitos (FEM) tem sido amplamente empregado para prever essas forças, permitindo a otimização do processo ainda na fase de simulação. Essa abordagem reduz o desperdício de materiais e ferramentas que ocorreria em testes experimentais com sensores de força. Apesar de serem uma alternativa mais econômica em relação aos dinamômetros, que são equipamentos de alto custo, esses métodos apresentam algumas limitações, como a demanda por tempo computacional e a necessidade de precisão nas condições de entrada, fator crítico em simulações (SOUSA *et al.*, 2020).

Os sistemas de medição que utilizam dinamômetros registram as forças de corte por meio de sensores específicos, sendo essa a abordagem mais utilizada para essa finalidade. O monitoramento dessas forças é essencial não apenas para a melhoria e otimização dos processos de usinagem, mas também para compreender o comportamento de corte de diferentes ferramentas e avaliar o desempenho do processo. Entre os dinamômetros mais comuns para essa aplicação estão os optoeletrônicos, piezoelétricos e os baseados em extensômetros. A análise das forças de corte obtidas por esses sensores possibilita a otimização de processos de usinagem e a avaliação da usinabilidade de diversos materiais (SOUSA *et al.*, 2020).

A maioria dos sistemas comerciais de detecção de força de corte detectam a força de corte multieixo em fresamento, torneamento, furação ou retificação com base no método

piezoelétrico devido à sua ampla faixa dinâmica, alta faixa de medição, boa precisão com resolução mais fina, alta rigidez, tamanho menor, entre outros (LIANG *et al.*, 2016).

Com relação aos estudos da influência dos parâmetros de corte nas forças de usinagem em fresamento de topo, Varghese *et al.* (2019) observaram que menores velocidades de corte aumentam as forças de usinagem enquanto Tomaz *et al.* (2019) verificou que o maior avanço por dente e profundidade de corte também elevam os valores destas forças.

2.4 FLUIDOS DE CORTE

Na indústria de fabricação mecânica, a usinagem desempenha um papel fundamental e o fluido de corte é essencial nesse processo, pois sua escolha adequada contribui para o resfriamento, lubrificação, limpeza e proteção contra corrosão. Além disso, o uso correto do fluido de corte, assim como a seleção adequada dos parâmetros de usinagem, melhoram a vida útil das ferramentas, assegura a qualidade e a precisão do processo e aumenta a produtividade, pois permite que velocidades de corte e avanços mais elevados sejam utilizados sem que ocorra desgaste precoce da ferramenta de corte (WU *et al.*, 2021).

Os fluidos de corte podem ser classificados, principalmente, em dois tipos: à base de óleo e à base de água. Dentro da categoria dos fluidos à base de água, existem três tipos: emulsão, semissintético e sintético. O fluido de corte sintético é composto principalmente por sais inorgânicos e aminas orgânicas, aos quais são adicionados diversos aditivos, como conservantes e antiespumantes. Quando dissolvido em água, forma uma solução aquosa que pode ser transparente ou levemente colorida. Em comparação com os fluidos à base de óleo, os fluidos de corte à base de água incorporam aditivos como lubrificantes, inibidores de corrosão e antioxidantes. Dessa forma, conseguem manter as propriedades lubrificantes e anticorrosivas dos fluidos oleosos, ao mesmo tempo que oferecem uma dissipação térmica mais eficiente, sendo esta última favorável em operações com altas velocidades de corte onde observa-se altas taxas de produção de calor (WU *et al.*, 2021).

O uso de fluido de corte é a solução mais comum para a obtenção de efeitos de refrigeração e lubrificação durante a usinagem. Como agente refrigerante, reduz a temperatura na zona de corte, minimizando os efeitos térmicos responsáveis pela geração de tensões residuais de tração, que podem comprometer a resistência à fadiga do material. Como lubrificante, diminui o atrito na interface entre a peça e a ferramenta, atenuando as forças de

usinagem, melhorando a qualidade do acabamento superficial e reduzindo o consumo de energia. O método mais comum para aplicação de fluido de corte é o jorro, que consiste em um grande volume de fluido que é direcionado para a interface de remoção do metal. Este método também auxilia na remoção do cavaco da zona de corte (STACHURSKI *et al.*, 2018 e MIA *et al.*, 2019).

Apesar de oferecer benefícios significativos para a usinagem, o uso de fluidos de corte também representa riscos para o meio ambiente e para a saúde humana. Uma grande quantidade de resíduos desses fluidos é liberada na natureza contendo elevadas concentrações de óleo mineral não biodegradável e aditivos nocivos aos ecossistemas e aos seres vivos. Além disso, a supervisão inadequada do descarte desses resíduos por muitas empresas do setor agrava ainda mais o problema, contribuindo para a poluição ambiental (WU *et al.*, 2021).

Levando em consideração os motivos econômicos e ambientais para substituir o fluido de corte convencional e o método do jorro, novas técnicas de aplicação de fluido de corte foram desenvolvidas para minimizar sua utilização sem comprometer a qualidade da superfície e a produtividade. Uma dessas técnicas é a lubrificação de quantidade mínima (MQL) que consiste em aplicar uma pequena quantidade de agentes de refrigeração/lubrificação na forma de aerossol na zona de corte. Esta tecnologia usa taxas de fluxo de lubrificação muito baixas (10–500 mL/h) promovendo economia de fluido de corte, economia de energia e de custos. A técnica MQL usa uma pequena quantidade de fluido que é aplicada diretamente na zona de corte para reduzir o atrito entre o cavaco e a face de inclinação da ferramenta, o que leva a um melhor acabamento da superfície e vida útil da ferramenta (TOMAZ *et al.* 2019).

2.5 TENSÕES RESIDUAIS NA USINAGEM

As tensões residuais geradas nos processos de usinagem têm um efeito importante na vida em fadiga dos componentes usinados, o que pode aumentar ou reduzir sua vida útil. A fim de aumentar o desempenho das peças usinadas em aplicações nas diversas áreas da indústria, como vida útil em fadiga, resistência à corrosão e distorção dos componentes, estas tensões devem ser investigadas e minimizadas. Como resultado, prever e controlá-las nas operações de usinagem é importante em termos de melhoria da qualidade das peças usinadas (SOORI & AREZOO, 2022).

Nos últimos anos, diversas pesquisas foram conduzidas com o objetivo de medir e prever as tensões residuais geradas durante a usinagem, as quais são frequentemente associadas ao regime de corte utilizado no processo (MA *et al.*, 2016).

Todos os processos de fabricação geram tensões residuais e, considerando que, normalmente, a usinagem é a última etapa do processo na fabricação da maioria dos componentes mecânicos, é essencial entender como isso afeta o desempenho do componente (TOMAZ *et al.*, 2019). Estas tensões são consideradas um componente da integridade da superfície. A atuação de cargas térmicas e mecânicas durante a usinagem resulta em deformação plástica não uniforme, que é a principal razão para a produção de tensões residuais (MUSTAFA *et al.*, 2024). Elas representam um indicador essencial na avaliação da qualidade da superfície durante os processos de remoção de material (GONG *et al.*, 2024).

As tensões residuais trativas podem facilitar e acelerar o processo de formação de trincas por fadiga e, com isso, reduzir a vida útil em fadiga do componente mecânico. Por outro lado, tensões residuais de compressão induzidas pela usinagem proporcionam uma vida útil em fadiga maior que o material não usinado (WAN *et al.*, 2019).

A Figura 2.5 ilustra, por meio de um fluxograma, os efeitos térmicos e mecânicos que geram as tensões residuais.

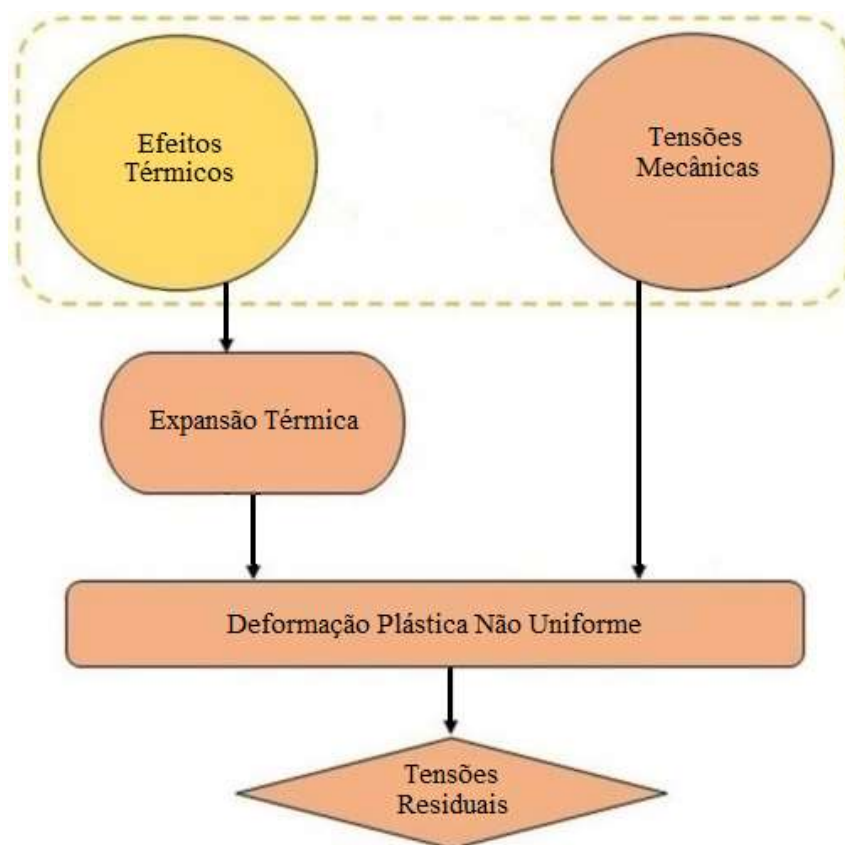


Figura 2.5 – Mecanismos de geração de tensões residuais na usinagem (MUSTAFA et al., 2024 – modificado).

Os efeitos térmicos e mecânicos da usinagem tem grande influência na produção das tensões residuais. No corte, os efeitos térmicos expandem a camada superficial, produzindo tensão compressiva. Então, quando a peça esfria, as contrações na camada superficial geram tensão residual de tração. Os efeitos mecânicos que ocorrem durante a usinagem estão relacionados à presença de deformação elástica na subsuperfície e deformação plástica na camada superficial. Após os processos de corte, para atingir a compatibilidade geométrica e o equilíbrio de forças, a dilatação elástica coloca a camada superficial em tensão residual compressiva (TOMAZ *et al.*, 2019). A carga mecânica aplicada pode produzir tensões residuais de tração e compressão, enquanto a tensão térmica na camada superficial só pode produzir tensão residual de tração. O impacto de uma combinação de deformações plásticas e térmicas nas tensões residuais geradas nas peças usinadas é mostrado na Figura 2.6 (SOORI & AREZOO, 2022).

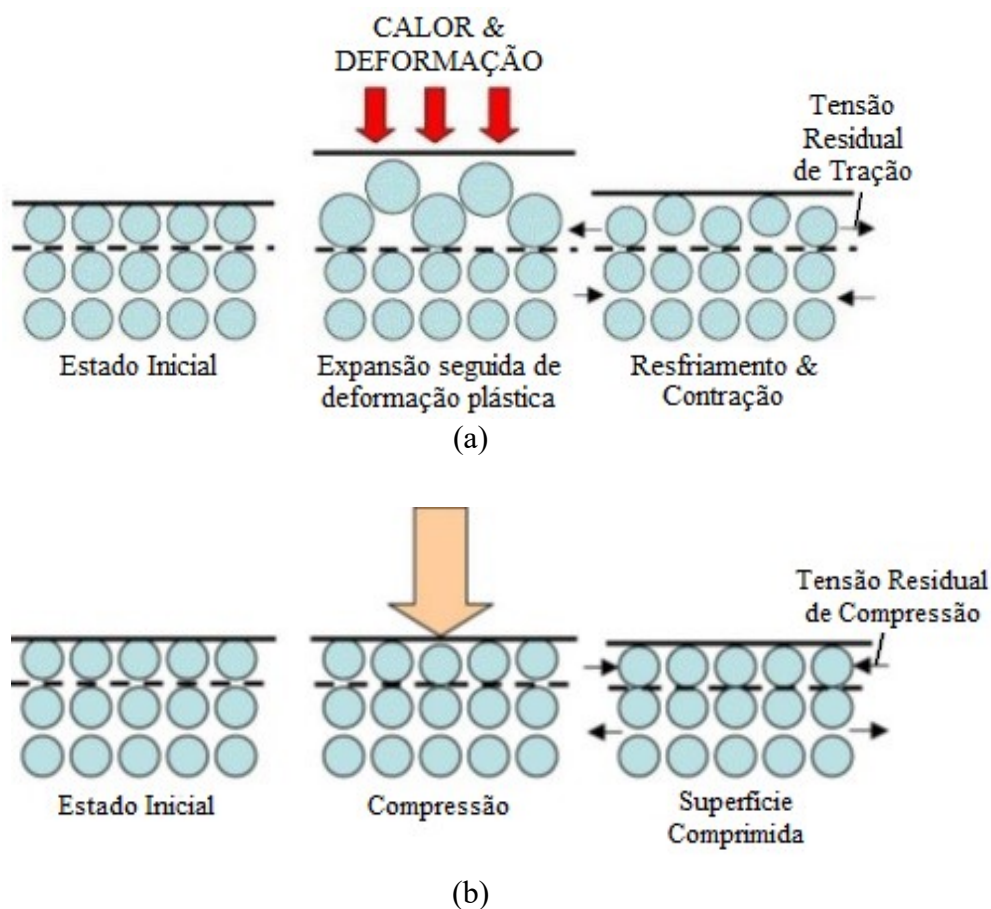


Figura 2.6 – Impacto da combinação de deformações plásticas e térmicas nas tensões residuais geradas na usinagem (PIMENOV et al., 2023).

A extensão das tensões residuais presentes no material pode ser classificada como próxima da superfície (a menos de 1 mm da superfície exposta) ou profundamente no interior do material (ao longo de toda a espessura). A Figura 2.7 ilustra um diagrama esquemático de deformação plástica não uniforme e formação de tensões residuais na superfície da peça usinada durante o processo de usinagem (SOORI & AREZOO, 2022).

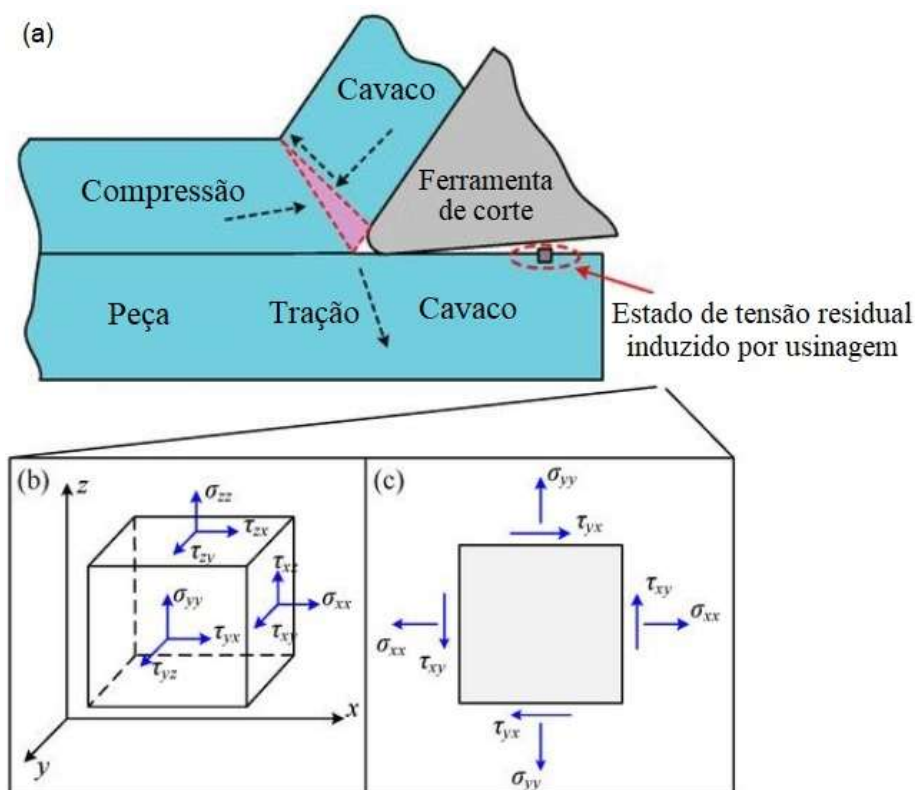


Figura 2.7 – (a) Geração de tensões residuais durante a usinagem, (b) Estado tridimensional de tensões e (c) Estado plano de tensões (SOORI & AREZOO, 2022).

As tensões residuais podem diminuir o desempenho mecânico e até mesmo levar à falha prematura das peças produzidas. Quando as magnitudes das tensões residuais ultrapassam o limite de resistência à tração e à fadiga, elas são conhecidas por causar problemas de engenharia como trincas ou distorções. A possibilidade de deformação em peças após processos de corte ou durante o uso em condições de trabalho, devido às tensões residuais geradas, é um dos grandes desafios para se realizar usinagem de precisão (SOORI & AREZOO, 2022). Os parâmetros de corte, especialmente a velocidade de corte e o avanço, exercem uma influência significativa nas características superficiais das peças usinadas, como as tensões residuais e a rugosidade (CINDRA FONSECA *et al.*, 2008).

2.5.1 Tensões residuais no fresamento

A previsão das tensões residuais no fresamento é essencial para garantir o controle da qualidade da superfície (WAN *et al.*, 2019). O fresamento produz tensões residuais na superfície e nas camadas subsuperficiais das peças fresadas, o que pode impactar de maneira negativa ou positiva a vida em fadiga destas peças (ZHOU *et al.*, 2024). A Figura 2.8 mostra a distribuição das tensões residuais nos diferentes processos de fresamento. As linhas contínuas mostram tensões longitudinais e as tracejadas mostram as transversais.

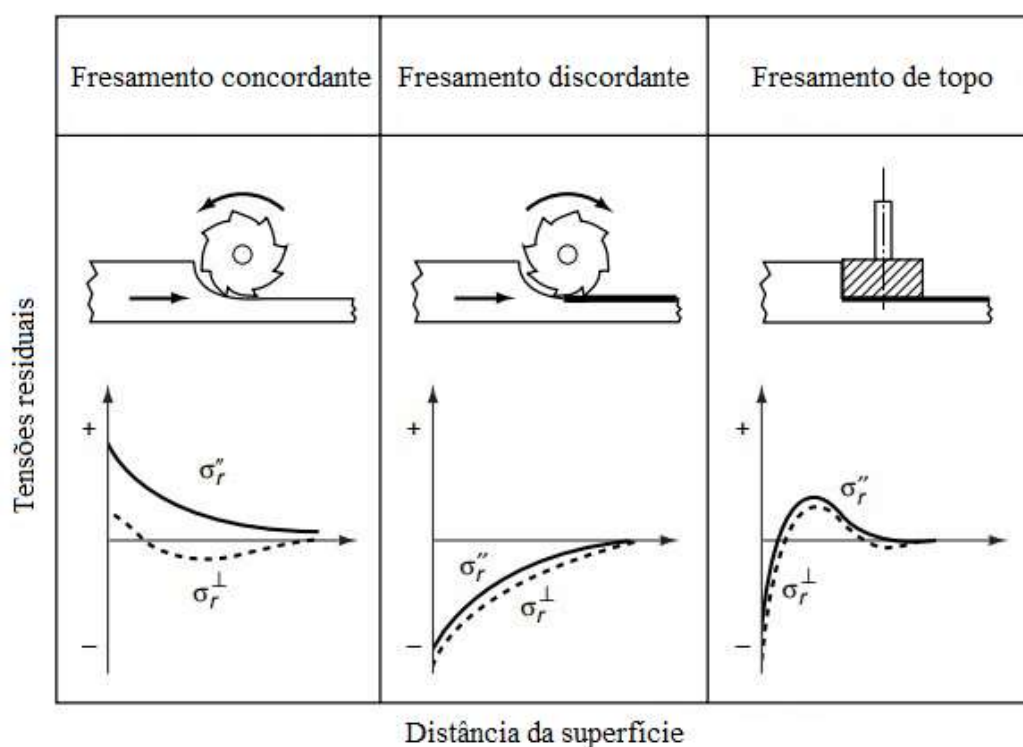


Figura 2.8 – Tensões residuais em aços por diferentes processos de fresamento (TOTTEN *et al.*, 2002 – modificado).

Na Figura 2.8 é possível perceber que o fresamento de topo tende a gerar tensões residuais de compressão na superfície fresada do componente. Este comportamento é evidenciado por outros autores como Jiang *et al.* (2016), onde, de acordo com seus resultados, foi possível concluir que, neste processo, a força de corte desempenha um papel de liderança quando comparada com a influência da temperatura na geração de tensões residuais. Os mesmos autores ainda complementam afirmando que a força de corte (responsável principal pelos efeitos de deformação plástica) desempenha um papel principal, enquanto a temperatura desempenha um papel secundário. Desta forma, considerando que os efeitos de deformação plástica são preponderantes, isso resulta no surgimento de tensões residuais de compressão.

Parâmetros de usinagem como velocidade de corte, avanço e profundidade de corte devem ser estudados e analisados de forma a minimizar a produção de tensões residuais nas peças usinadas. As tensões nestas peças aumentam à medida que a taxa de avanço aumenta e a velocidade de corte é reduzida (SOORI & AREZOO, 2022). Tomaz *et al.* (2019) estudaram o fresamento de topo de aço maraging 300 e concluíram que o parâmetro de usinagem que mais influenciou nas tensões residuais, nas forças de usinagem e na rugosidade foi o avanço por dente. Oliveira *et al.* (2017) analisaram as tensões residuais geradas no fresamento de topo da liga *Inconel* 718 e verificaram que as tensões residuais longitudinais geradas no início do comprimento usinado, compressivas, tornaram-se trativas com aumento do comprimento usinado, sendo observada essa tendência com a técnica convencional de aplicação de fluido de corte (jorro) que apresentou apenas tensões compressivas, o que é desejado para componentes que precisam de elevada resistência à fadiga.

2.5.2 Tensões residuais na retificação

Por ser um processo de acabamento, a retificação é o estágio final de processamento de muitos componentes mecânicos. Desta forma, o estudo das tensões residuais neste processo torna-se muito importante. Durante a retificação, tensões residuais são induzidas na superfície e nas camadas subsuperficiais do componente, o que por sua vez afetará sua vida útil e sua confiabilidade. A magnitude das tensões residuais geradas no processo de retificação é definida não apenas pelas propriedades do material retificado, mas também por parâmetros de retificação como velocidade do rebolo, velocidade de avanço da mesa, profundidade de corte, composição do rebolo, fluido de lubrificação, entre outros (BALART *et al.*, 2004).

As tensões residuais geradas durante o processo de retificação resultam da distribuição desigual de tensões internas na peça, afetando a qualidade superficial e a precisão dimensional dos componentes usinados. Assim, a análise das tensões residuais geradas pela retificação tem como objetivo assegurar a qualidade da superfície e o desempenho da peça, abrangendo fatores como resistência ao desgaste, estabilidade térmica e vida útil em fadiga. A Figura 2.9 ilustra os estados de tensão residual gerados na peça, divididos em três camadas distintas (GONG *et al.*, 2024).

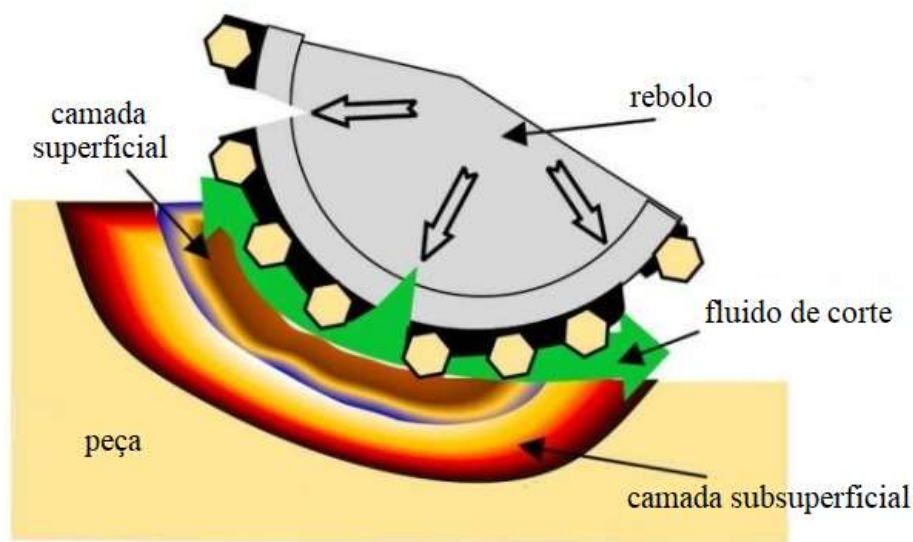


Figura 2.9 – Mecanismo de geração de tensões residuais por camadas (GONG *et al.*, 2024).

As tensões residuais são resultado da interação entre a ação mecânica e os efeitos térmicos e na superfície, elas são influenciadas por ambos os efeitos. Na camada subsuperficial, predominam as cargas mecânicas. Já na região mais profunda, abaixo da superfície, as influências térmicas e mecânicas tornam-se insignificantes (GONG *et al.*, 2024). A expansão e contração térmicas são os principais fatores responsáveis pela geração de tensões residuais e seu controle depende do controle da temperatura de retificação. Estudos teóricos foram realizados a fim de controlar a produção de calor de maneira a mitigar a geração de tensões residuais trativas e desenvolver estados de tensões compressivas. Tensões compressivas normalmente são observadas em processos de retificação a baixa temperatura e geradas por efeitos mecânicos do processo. Esses efeitos ocorrem onde os grãos abrasivos produzem deformações plásticas na superfície e deformações elásticas em regiões subsuperficiais adjacentes. Tensões trativas são produzidas quando a temperatura na região retificada excede o limite de escoamento do material ou quando a deformação é induzida termicamente e não mecanicamente. Se a expansão térmica da camada superficial for restringida reduzindo-se a temperatura na região, então o estado trativo de tensões residuais pode ser evitado. No entanto, a condutividade térmica do material retificado tem grande influência no estado final de tensões. Menores temperaturas de retificação são obtidas com o uso do rebolo de CBN, o que resulta na produção de um estado de tensões residuais compressivas na superfície do material. Também foi constatada a importância do fluido refrigerante, onde sua ausência favoreceu o surgimento de tensões residuais de tração (CURTIS *et al.*, 2020).

2.6 TENSOMETRIA POR DIFRAÇÃO DE RAIOS-X

Os métodos utilizados para a medição de tensões residuais podem ser classificados, de acordo com o impacto que causam no material, em duas categorias principais: destrutivos e não destrutivos. Os métodos não destrutivos fundamentam-se na detecção de variações em propriedades físicas ou cristalográficas do material, que sofrem alterações em função das tensões residuais presentes. Como não exigem remoção de material da peça, esses métodos preservam sua integridade. Dentre as principais técnicas não destrutivas, destacam-se a difração de raios X e a difração de nêutrons (CINDRA FONSECA *et al.*, 2017).

A técnica de tensometria por difração de raios-X é amplamente reconhecida e consolidada como um método eficaz para a determinação de tensões, tanto residuais quanto aplicadas, em materiais cristalinos. Essa técnica possibilita a identificação e quantificação das tensões superficiais presentes em um ponto específico do material, tanto em termos de magnitude quanto de direção. Seus fundamentos teóricos, aprimorados ao longo de décadas, baseiam-se em duas principais áreas de conhecimento: a teoria da difração de raios-X em materiais cristalinos e a teoria da elasticidade dos sólidos, oriunda da mecânica dos sólidos. A difração de raios-X tem como base a análise do espaçamento entre planos cristalinos por meio da aplicação de feixes estreitos e monocromáticos de raios-X. Quando esse feixe incide sobre a superfície do material com determinado comprimento de onda, ocorre a difração provocada pelo arranjo atômico da estrutura cristalina (CINDRA FONSECA *et al.*, 2017).

A tensometria por difração de raios-X baseia-se na determinação da deformação que causará mudanças no espaçamento interplanar, d , a partir do seu valor livre de tensão, d_0 . Então, a deformação pode ser obtida com a utilização da lei de Bragg e é necessário ter uma medida precisa do espaçamento interplanar livre de tensões (ROSSINI *et al.*, 2012). A equação 2.4 mostra a lei de Bragg utilizada para obter essas deformações, onde λ é o comprimento de onda da radiação incidente e θ é o ângulo de difração ou ângulo de Bragg.

$$n\lambda = 2d \sin \theta \quad (2.8)$$

A medição do estado de tensão residual é feita medindo os espaçamentos da rede sob vários ângulos ψ de inclinação do goniômetro com os feixes de raios-X incidentes. Este é o método do $\sin^2\psi$ (SCHAJER *et al.*, 2022), conforme Figura 2.10.

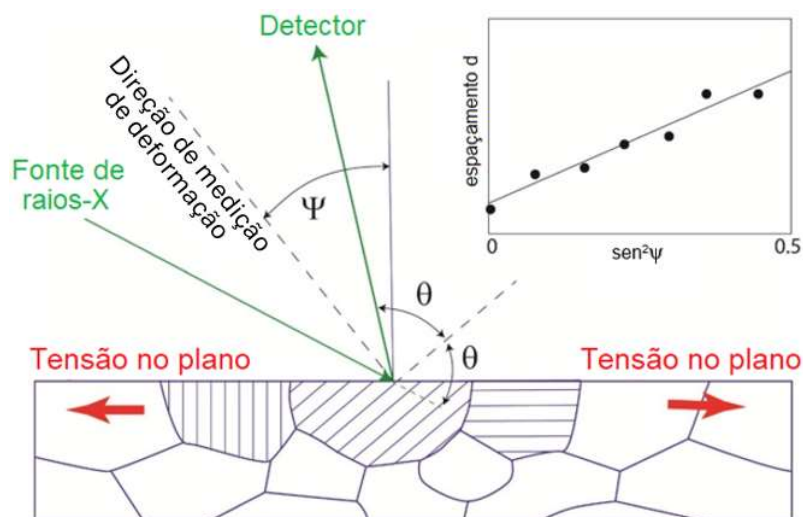


Figura 2.10 – Difração de raios-X pelo método do $\sin^2\psi$ (SCHAJER *et al.*, 2022).

Em essência, o espaçamento interatômico para um determinado plano da rede é determinado para a condição sem tensão e para o mesmo material contendo tensões residuais. A mudança no espaçamento da rede pode estar relacionada à tensão residual. Como os raios-X penetram poucos micrometros na superfície metálica, os métodos de raios-X medem apenas deformações superficiais e, portanto, apenas tensões residuais superficiais podem ser determinadas. Como não existe tensão normal a uma superfície livre, este método é limitado a estados de tensão uniaxiais e biaxiais (DIETER, 1961). Entretanto, usando a técnica de remoção de camada por polimento eletrolítico associada ao método por difração de raios-X, é possível medir as tensões residuais em profundidade e, assim gerar um perfil do comportamento das tensões nas camadas subsuperficiais da peça (XIA *et al.*, 2020).

2.7 RUGOSIDADE MÉDIA (R_a)

A rugosidade refere-se às pequenas imperfeições ou irregularidades que surgem durante o processo de usinagem, causadas pela própria natureza desse processo. Essas imperfeições incluem ondulações e falhas que devem ser evitadas na superfície final, pois são consideradas erros de fabricação. Por isso, a rugosidade é uma característica da peça que deve ser controlada conforme o uso para o qual ela será destinada (MACHADO *et al.*, 2024). A rugosidade exerce uma influência significativa no material, sendo um parâmetro essencial para avaliar a qualidade das superfícies usinadas, abrangendo resistência ao desgaste, resistência à corrosão e propriedades mecânicas (LIU *et al.*, 2024).

A análise de estudos sobre os efeitos dos regimes de corte na usinagem e sua influência na rugosidade evidencia a importância da redução da temperatura na zona de corte e das forças de usinagem para alcançar uma melhor qualidade superficial. A redução das forças de usinagem não apenas melhora o acabamento da peça, mas também reduz a potência consumida, favorecendo um processo de fabricação mais eficiente e sustentável (TOMAZ *et al.*, 2019).

O uso de fluido de corte é a abordagem mais comum para proporcionar refrigeração e lubrificação durante a usinagem. Em sua função refrigerante, o fluido contribui para a redução da temperatura na zona de corte, atenuando os efeitos térmicos responsáveis pela geração de tensões residuais de tração, que podem comprometer a vida em fadiga. Já como agente lubrificante minimiza o coeficiente de atrito na interface entre a peça e a ferramenta, o que resulta em menores forças de usinagem, melhor qualidade superficial e menor consumo de energia (TOMAZ *et al.*, 2019).

A rugosidade de uma superfície usinada pode ser caracterizada da seguinte forma:

- Fatores geométricos, que são o tipo de operação de usinagem, a geometria de corte e o avanço;
- Fatores do material, que incluem o efeito de arestas postiças, danos à superfície causados pelo enrolamento do cavaco na peça, risco da superfície usinada durante a formação do cavaco ao usinar materiais dúcteis, atrito entre o flanco da ferramenta e a superfície recém-gerada, entre outros; e
- Fatores de vibração e máquina-ferramenta, que são aqueles relacionados à máquina-ferramenta, ferramental e configuração em operação (OKONKWO *et al.*, 2016).

Liu *et al.* (2022), por meio de experimentos, demonstraram que, no processo de retificação, o aumento da velocidade de avanço longitudinal da peça resulta em um acréscimo na rugosidade. Os autores também observaram que esse incremento na velocidade de avanço leva a um aumento na espessura máxima do cavaco não deformado e na força de retificação, fatores que contribuem diretamente para a elevação dos valores de rugosidade.

2.8 AÇOS SUPERDUPLEX

Os aços inoxidáveis são uma família de aços altamente resistentes à corrosão. São compostos principalmente de ferro, com um teor mínimo de 10,5% de cromo em massa, que forma uma fina camada passiva de óxido de cromo na superfície, agindo assim como uma

barreira protetora para várias condições ambientais. Os aços inoxidáveis estão distribuídos em cinco classes principais: ferríticos, austeníticos, martensíticos, duplex (ferrítico-austenítico) e endurecimento por precipitação (*Precipitation Hardening* - PH). Cada classe apresenta características específicas para atender às diferentes aplicações (MACHADO *et al.*, 2024).

Os aços inoxidáveis duplex (*Duplex Stainless Steels* - DSS) possuem uma resistência à corrosão superior em relação a outros tipos de aços inoxidáveis, devido às elevadas concentrações de níquel, cromo e molibdênio em sua composição. Sua principal característica é a presença simultânea das fases ferrita e austenita em sua microestrutura e estas fases possuem frações de volume aproximadamente iguais (MACHADO *et al.*, 2024; AKINWAMIDE *et al.*, 2022).

Os aços inoxidáveis chamados de superduplex (*Super Duplex Stainless Steels* - SDSS) são semelhantes aos aços duplex, porém com maiores teores de cromo e de alguns outros elementos, o que lhes confere resistência mecânica superior e maior PRE (*Pitting Resistance Equivalent*), que é o número equivalente de resistência à corrosão por pites. Em contrapartida, seu custo e a complexidade do processamento são mais elevados em comparação aos duplex convencionais. Por suas características, são amplamente empregados em ambientes agressivos como os setores naval, nuclear, petrolífero e petroquímico. Durante a fabricação de componentes feitos do aço superduplex, as operações de usinagem desempenham um papel importante na obtenção da forma e das dimensões desejadas (RAJAGURU & ARUNACHALAM, 2020). No entanto, devido a propriedades específicas desta classe de aços, esses materiais são considerados difíceis de usar, o que pode gerar tensão residual nas peças produzidas (SOORI & AREZOO, 2022). Ao ser estudada a usinabilidade do aço superduplex, resultados mostraram um pior desempenho para este tipo de aço quando comparado com outros tipos de aços inoxidáveis (MORELO *et al.*, 2016). Nomani *et al.* (2013) estudaram a usinabilidade dos aços duplex e superduplex e ambos os aços apresentaram baixa usinabilidade, com o aço superduplex demonstrando o desempenho menos favorável no processo de usinagem. A baixa usinabilidade desse material deve-se à sua baixa condutividade térmica, elevada tenacidade, propensão à formação de arestas postigas de corte (APC) e alta taxa de encruamento (RAJAGURU & ARUNACHALAM, 2020).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 MATERIAL

No presente trabalho foi usado o aço inoxidável superduplex designado pela norma UNS (*Unified Numbering System*) como UNS S32750. Este aço também é conhecido comercialmente como aço superduplex 2507, onde a numeração destaca seus percentuais de cromo e níquel por sua influência em suas propriedades de corrosão e resistência. A amostra utilizada neste trabalho foi laminada a quente e sua composição química foi obtida por espectroscopia de raios-X por energia dispersiva (EDX) no Laboratório de Reatores, Cinética e Catálise (RECAT/UFF) e está apresentada na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Composição química do aço superduplex (máx. % em peso) – RECAT/UFF.

Cr	Ni	Mo	S	Al	Cu	Fe
25,17	6,79	4,90	0,55	0,13	0,15	Balanço

A Tabela 3.2 apresenta, para fins de comparação, a composição química, em percentuais, de acordo com a norma ASTM A240.

Tabela 3.2 – Composição química do aço superduplex – ASTM A240.

C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo	N	Cu
0,030	1,20	0,035	0,020	0,80	24,0 – 26,0	6,0 – 8,0	3,0 – 5,0	0,24 – 0,32	0,50

As propriedades mecânicas estão apresentadas na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Propriedades mecânicas do aço superduplex – ASTM A240.

σ_{LE} mín. (MPa)	σ_{LR} mín. (MPa)	Alongamento mín. (%)	Dureza máx. (HRC)
550	795	15	32

3.2 FLUXOGRAMA DOS EXPERIMENTOS

O fluxograma dos experimentos está apresentado na Figura 3.1. O detalhamento das etapas consta nas seções seguintes.

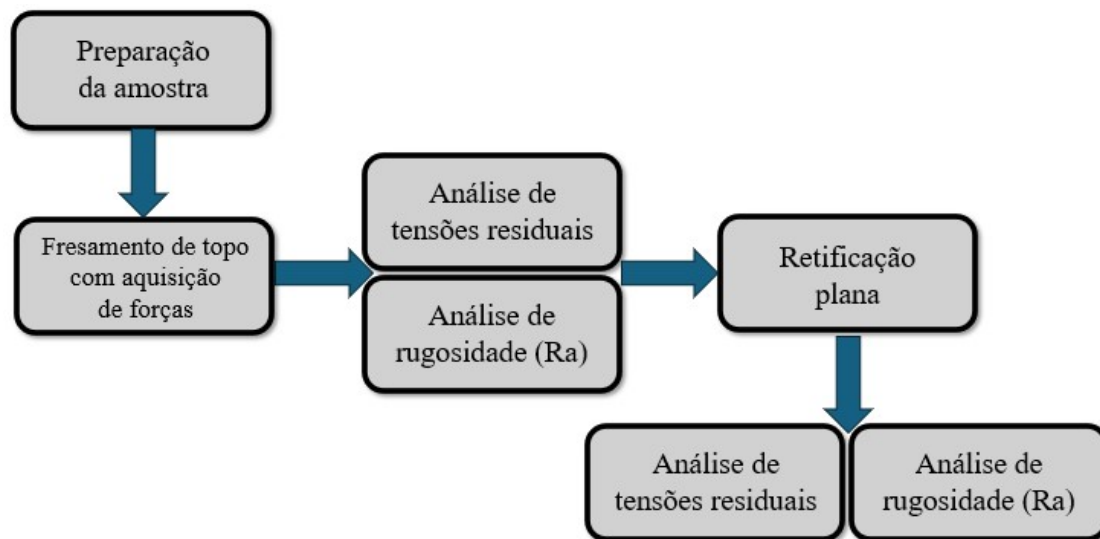


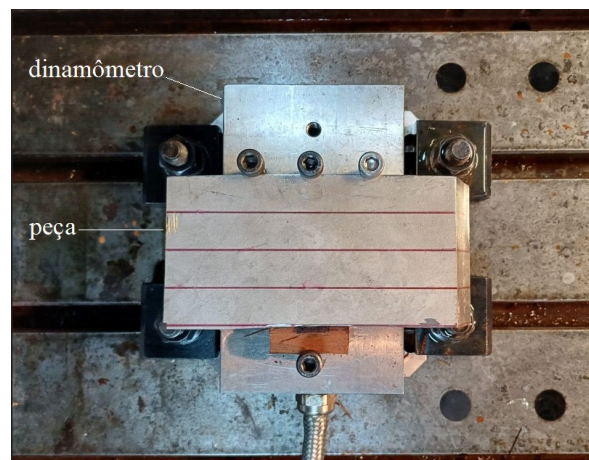
Figura 3.1 – Fluxograma dos experimentos.

3.3 EXPERIMENTO DE FRESAMENTO

Foi utilizada uma amostra do aço superduplex com dimensões aproximadas de 160 x 78 x 21 mm (comprimento x largura x espessura). Os experimentos de fresamento de topo foram realizados em uma fresadora CNC Veker MV-760ECO (Figura 3.2a). A Figura 3.2b apresenta a amostra fixada ao dinamômetro piezoelétrico e este, por sua vez, fixado na base da fresadora.



(a)



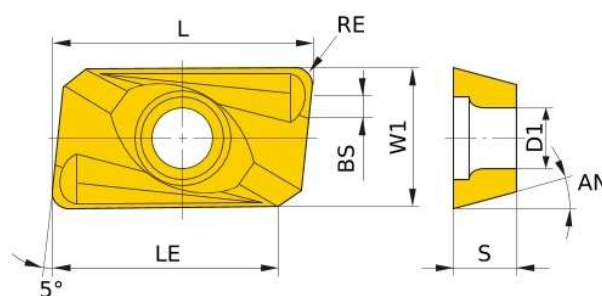
(b)

Figura 3.2 – Fresamento da amostra: a) Fresadora Veker MV-760ECO; b) Amostra fixada ao dinamômetro.

A fresa utilizada é composta por um suporte de 16 mm de diâmetro com dois inserts intercambiáveis de metal duro Kennametal, EDPT-10T-308-PDE-RHD, classe KC725M, revestidos com nitreto de titânio (TiN) e raio de ponta (Re) de 0,8 mm (Figura 3.3).



(a)



(b)

Figura 3.3 – a) Fresa de 16 mm de diâmetro com dois inserts; b) Inserto de metal duro.

As forças de usinagem foram monitoradas durante os ensaios por um dinamômetro piezoelétrico de três componentes, modelo 9257-BA da Kistler (Figura 3.4) com capacidade de

medição de sinais de forças até 10 kN, cedido pelo Laboratório de Usinagem – LABUS (CEFET/RJ).

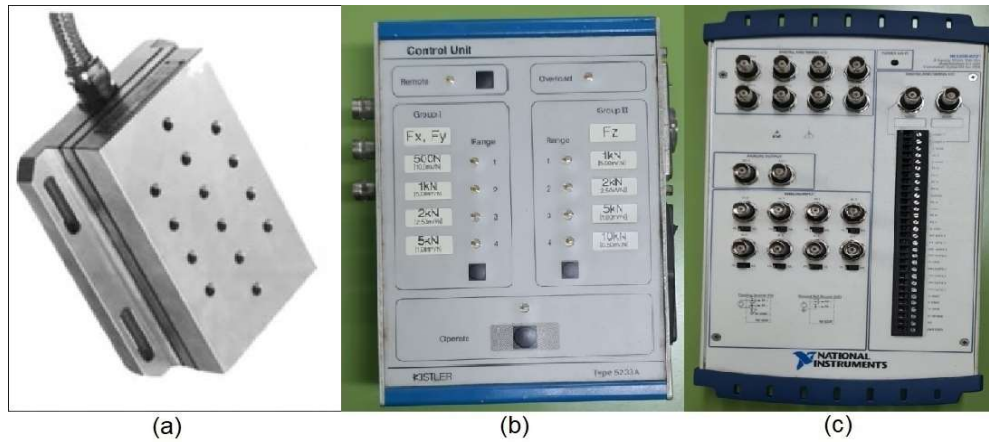


Figura 3.4 – Sistema de medição de forças de usinagem: (a) Dinamômetro; (b) Amplificador de sinais; (c) Conversor analógico/digital.

As componentes da força de usinagem foram adquiridas separadamente em cada uma das direções (F_x , F_y , F_z) e a orientação de cada componente foi alinhada com o eixo da fresadora. A resultante no plano xy (plano ortogonal ao eixo da fresa) é calculada pela soma vetorial das componentes F_x e F_y , conforme Equação 3.1:

$$F_c = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (3.1)$$

A força de usinagem ou força resultante de usinagem (F_R) é calculada através da soma vetorial das três componentes F_x , F_y e F_z , conforme Equação 3.2:

$$F_R = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (3.2)$$

O sinal digital foi analisado pelo *software LabView Signal Express 2012*.

Os ensaios foram realizados variando-se a rotação da fresa (N), o avanço por dente (f_z) e a profundidade de corte (a_p). O método de aplicação de fluido de corte foi o jorro. Neste método utilizou-se uma emulsão composta de 20 partes de água para uma parte do óleo solúvel sintético biodegradável para usinagem de metais (marca Vonder), aplicada por meio de um bico injetor posicionado próximo à região de contato entre a peça e a ferramenta e com vazão de

7,36 L/min, como pode ser observado na Figura 3.5. O fluido de corte em questão apresenta formulação com aditivos que conferem propriedades de extrema pressão, lubrificação, dissipação de calor, proteção contra corrosão, controle de espuma e ação bactericida. Em solução aquosa, o produto possui aspecto de líquido transparente, odor leve e é classificado como não inflamável.



Figura 3.5 – Ensaio de fresamento com aplicação de fluido de corte no modo jorro.

Os parâmetros de corte usados nos ensaios de fresamento estão apresentados na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Parâmetros de usinagem usados no fresamento de topo.

Parâmetros	Rotação da fresa N (rpm)	Avanço por dente f_z (mm/dente)	Profundidade de corte a_p (mm)	Velocidade de corte V_c (m/min)	Avanço f (mm/rot)
Condição 1	1600	0,06	1,0	80	0,12
Condição 2	2500	0,02	1,0	126	0,04
Condição 3	3500	0,01	0,3	176	0,02

Os ensaios de fresamento foram realizados ao longo da largura da amostra (direção transversal) com comprimento de corte de 58 mm, em duas posições diferentes (condição 1) em uma das faces e em seis posições diferentes (condições 2 e 3) para a outra face. Na face das condições 2 e 3, os três canais à esquerda correspondem à condição 2 e os três canais à direita correspondem à condição 3. Foram usados três condições de corte com o objetivo de avaliar a influência deles na geração das tensões residuais e na rugosidade das superfícies usinadas. As Figuras 3.6, 3.7 e 3.8 apresentam as amostras após a usinagem nas três condições.

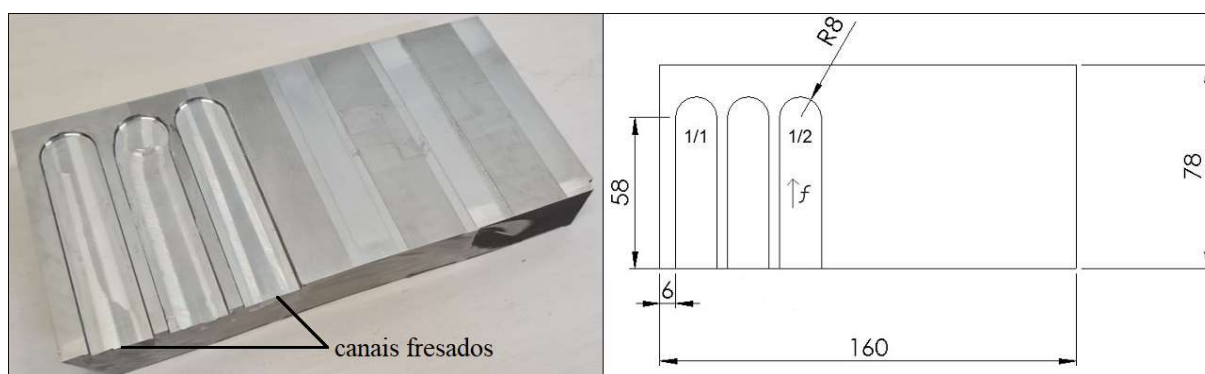


Figura 3.6 – Amostra fresada na condição 1 com dimensões e sentido de avanço da usinagem.

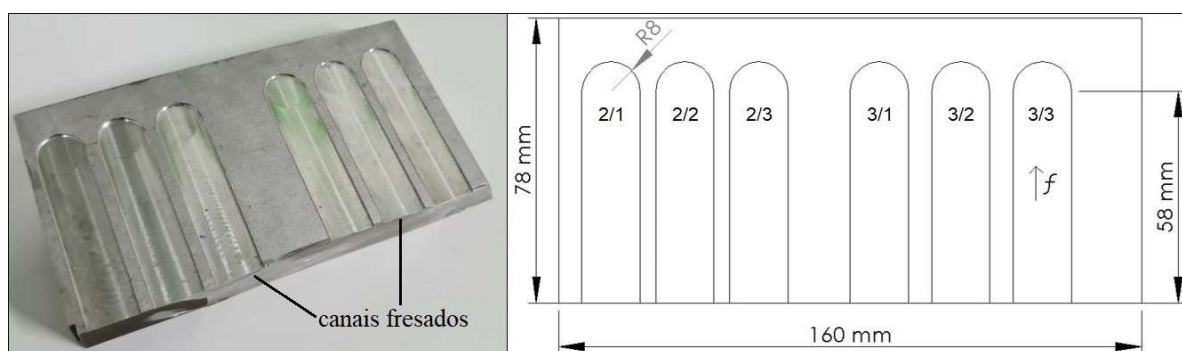


Figura 3.7 – Amostra fresada nas condições 2 e 3 com dimensões e sentido de avanço da usinagem.



Figura 3.8 – Amostra na fresadora após o fresamento nas condições 2 e 3.

Foram utilizados insertos novos para os ensaios. Durante o fresamento do primeiro canal na condição 2, a ponta de um dos insertos quebrou. Para o fresamento do segundo canal na condição 2 inverteu-se o lado de ambos os insertos para utilizar uma aresta de corte nova, e foi mantido desta forma para o fresamento do terceiro canal na condição 2. Para a condição 3 foram colocados insertos novos.

3.4 ENSAIOS DE RETIFICAÇÃO

A amostra de aço superduplex foi submetida aos ensaios de retificação plana no Laboratório de Tecnologia Mecânica (LTM/UFF). Os experimentos de usinagem por retificação foram conduzidos na retificadora plana Veker RVK-4515 utilizando-se o rebolo Norton 1SG80-KUH de óxido de alumínio (Al_2O_3), com ligante vitrificado e granulometria de 80 mesh, conforme Fig. 3.9.



Figura 3.9 – Amostra fixada na retificadora: 1) Rebolo, 2) Amostra retificada.

O rebolo utilizado possui 170,5 mm de diâmetro e espessura de 18,6 mm com uma rotação de 3500 rpm e velocidade de avanço longitudinal (v_f) de 11 m/min (amostras 1 e 2) e de 17 m/min (amostras 3 e 4). A Figura 3.10 apresenta a amostra após a retificação nestas condições.

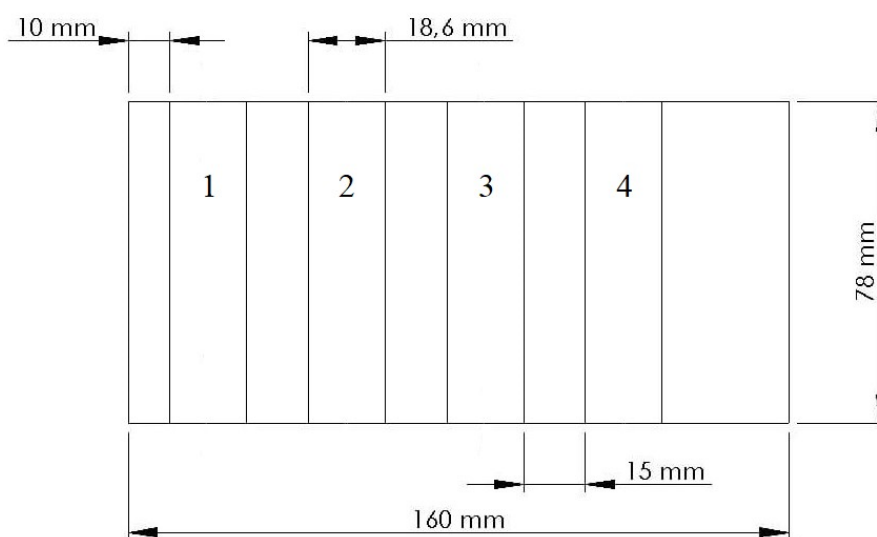


Figura 3.10 – Amostra retificada com dimensões.

A profundidade de corte foi de 0,01 mm para todas as amostras e não houve avanço transversal. O fluido de corte empregado foi o mesmo do fresamento, com emulsão na mesma proporção e aplicação intermitente.

3.5 ANÁLISE DE TENSÕES RESIDUAIS

As tensões residuais foram medidas por difração de raios-X, pelo método do $\sin^2\psi$, difratando o plano (211) da ferrita, utilizando o analisador de tensões XStress3000, no Laboratório de Análise de Tensões (LAT/UFF). No material superduplex, de microestrutura austeno-ferrítica, foram analisadas as tensões residuais somente na fase ferrítica, devido às limitações quanto à calibração do equipamento para difratar a fase austenítica. A Tabela 3.5 apresenta os parâmetros utilizados para a medição das tensões residuais.

Tabela 3.5 – Parâmetros de medição das tensões residuais na fase ferrítica.

Parâmetro	Valor Padrão
Ângulo de incidência 2θ (grau)	156,41
Plano de difração – ferrita {hkl}	(211)
Radiação	CrK α
Comprimento de onda $\lambda_{CrK\alpha}$ (Å)	2,291
Corrente do tubo de raios-X (mA)	6,7
Tensão do tubo de raios-X (kV)	30
Ângulos de inclinação (grau)	0°, 21°, 30°, 38°, 45°
Tempo de exposição total (s)	15

A Figura 3.11 mostra o analisador de tensões utilizado, juntamente com a configuração montada para a tensometria nas amostras usinadas.

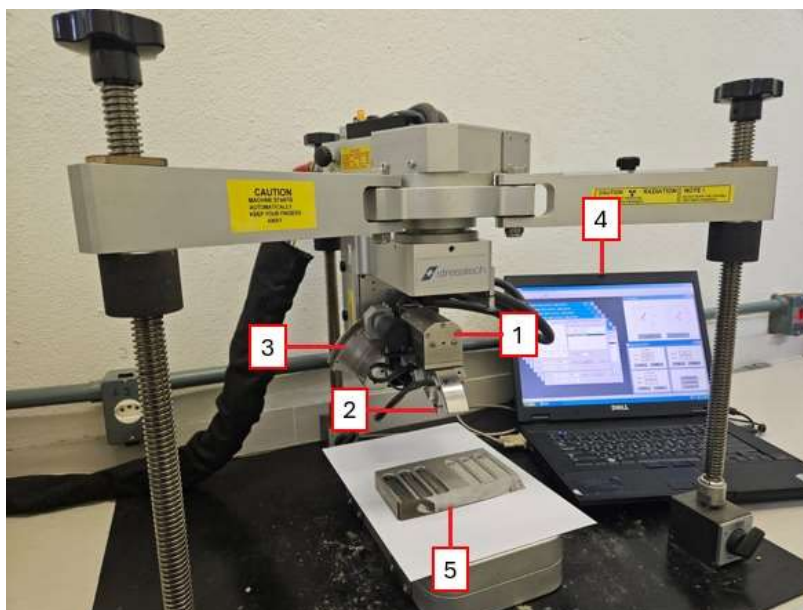


Figura 3.11 – Analisador de tensões residuais XStress3000: 1) Tubo de raios-X, 2) Colimador, 3) Goniômetro, 4) Software, 5) Amostra analisada.

A região escolhida para medição das tensões residuais foi, aproximadamente, o centro do comprimento da área fresada, na direção do avanço da fresa, excetuando-se a área circular final onde o fresamento foi interrompido. A Figura 3.12 mostra a configuração desta parte do experimento.



Figura 3.12 – Amostra com indicação dos locais de medição das tensões residuais.

A mesma montagem e procedimento foram utilizados para a medição das tensões residuais após a retificação.

3.6 ANÁLISE DE RUGOSIDADE (R_a)

Os perfis de rugosidade obtidos nas amostras fresadas e retificadas foram medidos com o uso do rugosímetro portátil Taylor Hobson Precision Surtronic 25 no Laboratório de Análise de Tensões (LAT/UFF). A Figura 3.13 mostra as análises de rugosidade realizadas nas amostras usinadas.

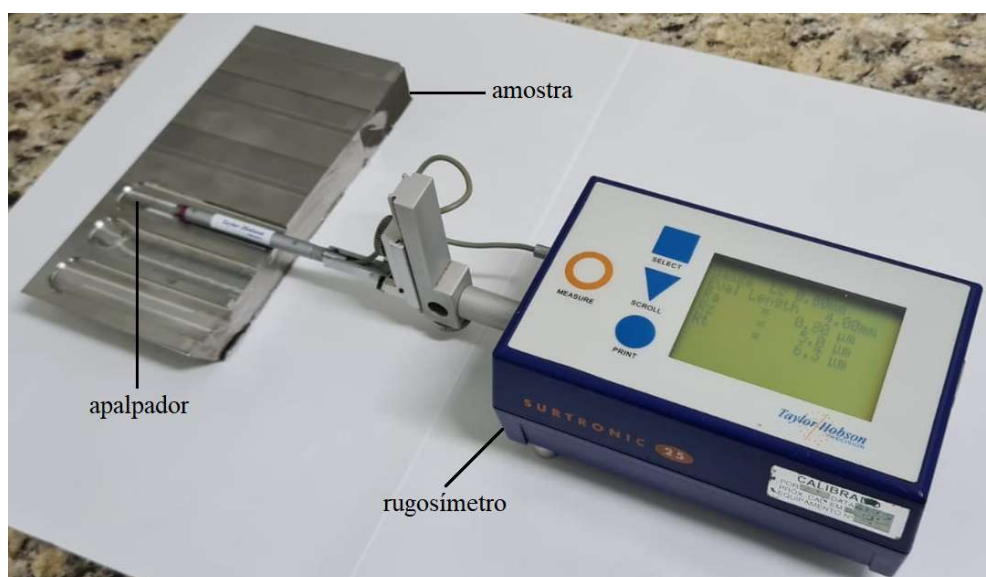


Figura 3.13 – Análise de rugosidade nas amostras usinadas.

Em ambos os processos foram medidos os valores da rugosidade média (R_a) nas diferentes regiões das superfícies usinadas aproximadamente equidistantes, na direção do avanço.

3.7 ENSAIOS DE MICROSCOPIA ÓPTICA E ANÁLISE MICROESTRUTURAL

Foi realizada a metalografia, por microscopia óptica, da amostra de aço superduplex de forma a possibilitar a visualização e análise de sua microestrutura, composta por cerca de 50% de ferrita (ferro α) e 50% de austenita (ferro γ). Foi usado o microscópio óptico Tecvoz do Laboratório de Metalografia e Tratamentos Térmicos (LABMETT/UFF).

A metodologia utilizada foi o polimento com uso gradativo de lixas de granulometria 100, 220, 320, 400, 600 e 1200. Após a última lixa, a amostra foi levada ao ultrassom para limpeza e em seguida levada para polimento com pasta de diamante na sequência de 6, 3 e 1 μm , com duração de 180 segundos em cada etapa de polimento, até que fosse atingido um acabamento liso e espelhado. Entre cada uma destas etapas a amostra foi levada novamente ao ultrassom para limpeza.

Após o polimento, a superfície recebeu o ataque químico para revelação da microestrutura com o reagente de Behara modificado, cuja composição consiste em 80 mL de água, 20 mL de ácido clorídrico e 0,3 a 0,4 g de metabissulfito de potássio ($\text{K}_2\text{S}_2\text{O}_5$) durante aproximadamente 60 segundos, por imersão.

A Figura 3.14 mostra a imagem produzida por microscopia óptica da amostra do material estudado.

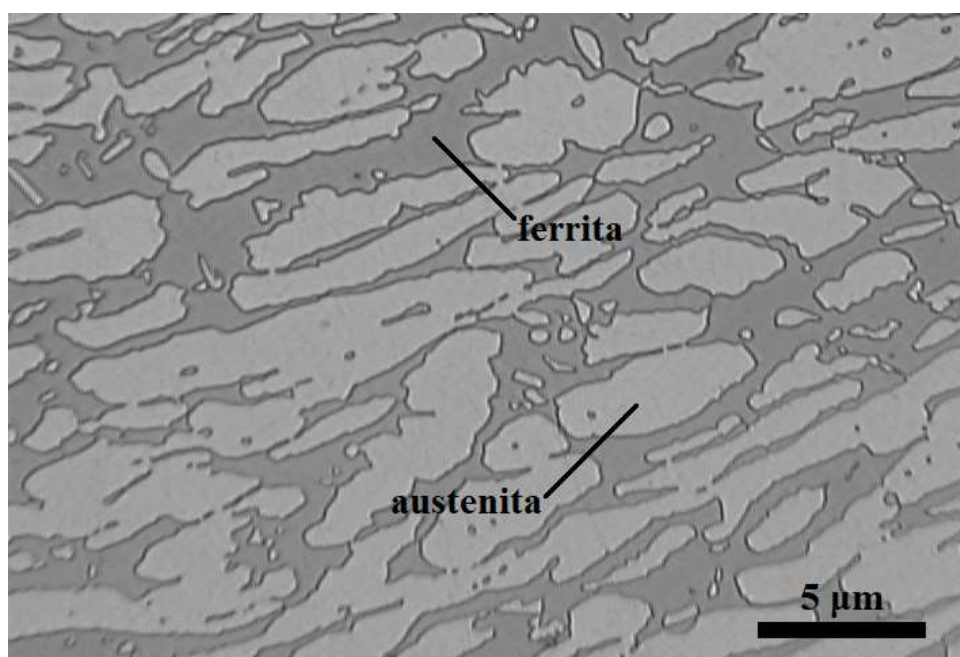


Figura 3.14 – Microestrutura do aço superduplex estudado.

A fase mais clara corresponde à austenita e a mais escura à ferrita (NOMANI *et al.*, 2013). Para obtenção do percentual de volume das fases observadas, foi utilizado o programa ImageJ, que permite quantificar percentualmente cada uma das duas fases observadas na Figura 3.14. Após a quantificação dos percentuais de cada uma das fases da microestrutura, obteve-se a média de 49,04% de fração de volume para a austenita e 50,96% para a ferrita.

Os resultados para as médias encontradas comprovam o que foi estudado por diversos autores (AKINWAMIDE *et al.*, 2022, PARDAL *et al.*, 2015 e PAIVA *et al.*, 2014), que corroboram que a microestrutura do aço superduplex 2507 possui frações de austenita e ferrita aproximadamente iguais.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 TENSÕES RESIDUAIS

4.1.1 Tensões residuais geradas no fresamento

Os resultados das tensões residuais analisadas nos canais fresados nas condições 1, 2 e 3 constam na Tabela 4.1, onde também estão apresentados os valores médios obtidos em cada condição.

Tabela 4.1 – Tensões residuais no fresamento, por amostra e as médias.

Condição/Parâmetros	Amostra	Tensão residual (MPa)	Tensão residual Média (MPa)
1 $V_c = 80 \text{ m/min}$ $f_z = 0,06 \text{ mm/dente}$ $a_p = 1,0 \text{ mm}$	1	-210 ± 15	-190
	2	-170 ± 1	
2 $V_c = 126 \text{ m/min}$ $f_z = 0,02 \text{ mm/dente}$ $a_p = 1,0 \text{ mm}$	3	-720 ± 15	-677
	4	-650 ± 15	
	5	-660 ± 15	
3 $V_c = 176 \text{ m/min}$ $f_z = 0,01 \text{ mm/dente}$ $a_p = 0,3 \text{ mm}$	6	-580 ± 7	-655
	7	-680 ± 15	
	8	-700 ± 15	

As tensões residuais estão representadas graficamente nas Figuras 4.1 e 4.2. A Figura 4.1 apresenta as tensões residuais analisadas em cada amostra.

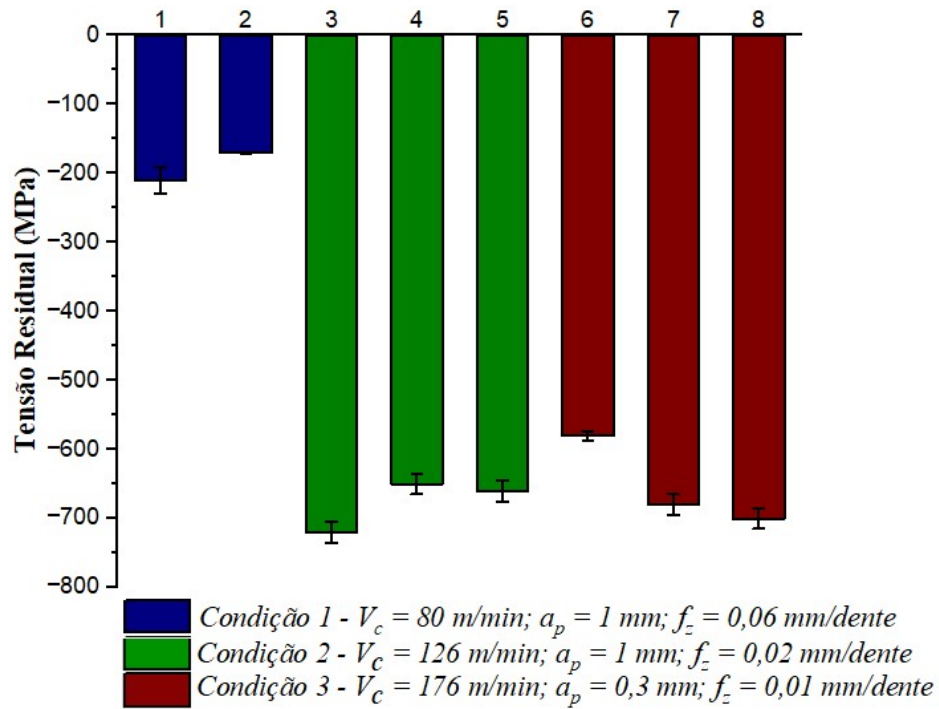


Figura 4.1 – Tensões residuais geradas no fresamento de cada amostra.

As tensões residuais médias geradas em cada condição de fresamento estão apresentadas na Figura 4.2.

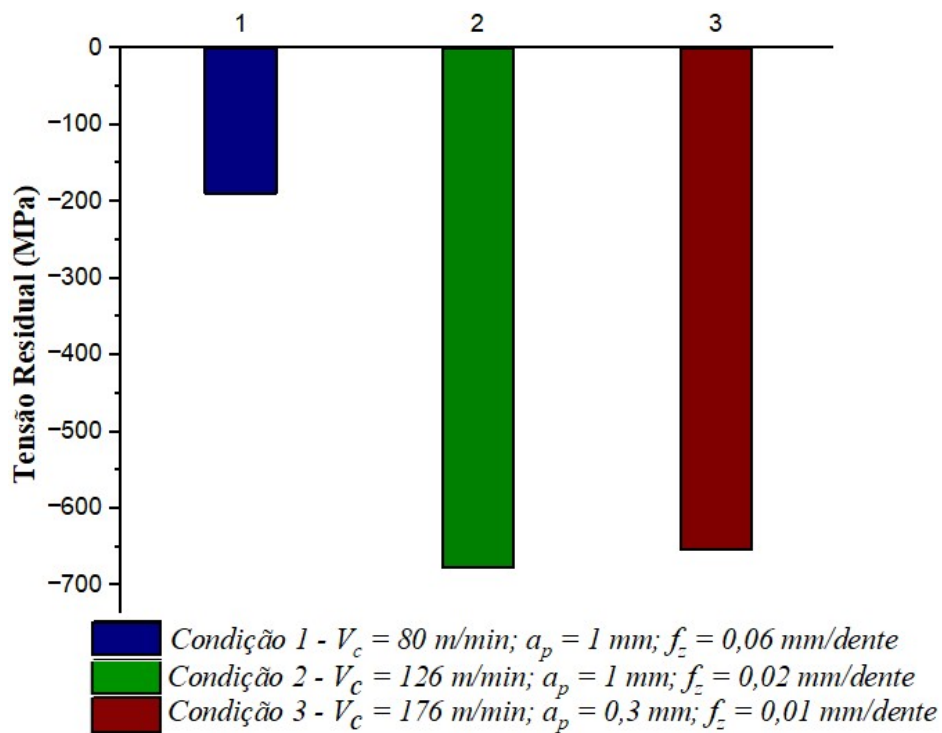


Figura 4.2 – Tensões residuais médias geradas no fresamento.

Os resultados mostram que todas as tensões residuais medidas tiveram natureza compressiva, o que é ratificado por Jiang *et al.* (2016), onde os efeitos de deformação plástica causados pelas forças de corte tiveram preponderância sobre os efeitos térmicos gerados pelo atrito entre a peça e a ferramenta de corte. Além disso, estes resultados estão coerentes com Tomaz *et al.* (2019) e Wan *et al.* (2019), que afirmam a influência do fluido de corte na redução da temperatura na zona de corte e, conseqüentemente, dos efeitos térmicos geradores de tensões residuais trativas, favorecendo assim os efeitos de deformação plástica, que produzem tensões residuais de compressão.

Nas amostras fresadas no regime de corte da condição 1, onde foi utilizada a menor velocidade de corte combinada com o maior avanço, obteve-se o menor valor médio de tensão residual. Entretanto, na condição 2, onde parâmetros intermediários de usinagem foram empregados, e na condição 3, com maior velocidade e menor avanço combinados com menor profundidade de corte, a média das tensões residuais foi semelhante, sem uma variação significativa, de apenas de 3,25%.

4.1.2 Tensões residuais geradas na retificação

A Tabela 4.2 apresenta os resultados das tensões residuais analisadas nas amostras (canais) retificadas.

Tabela 4.2 – Tensões residuais na retificação.

Condição/Parâmetros	Amostra	Tensão residual (MPa)	
		Por amostra	Média
1 $v_f = 11 \text{ m/min}$	1	$+ 190 \pm 11$	+ 182,5
	2	$+ 175 \pm 1$	
2 $v_f = 17 \text{ m/min}$	3	$+ 170 \pm 1$	+ 335
	4	$+ 500 \pm 13$	

Analisando a Tabela 4.2 é possível perceber que as tensões residuais após a retificação são de tração e a amostra 4 teve um comportamento muito diferenciado, apresentando um valor de tensão muito elevado em relação à amostra 3, que foi retificada com os mesmos parâmetros.

As medições foram repetidas três vezes a fim de verificar se o valor era real, o que foi confirmado em todas as medidas. A diferença entre os valores das tensões residuais nas amostras 3 e 4 pode ter como causa o desgaste do rebolo e/ou obstrução de sua estrutura, pois os ensaios foram sequenciais desde a amostra 1 até a amostra 4. Esta tensão residual trativa de elevada magnitude pode ser muito deletéria para a vida em serviço de um componente assim usinado (WAN *et al.*, 2019). As tensões residuais médias para cada velocidade de avanço empregada estão apresentadas na Figura 4.3.

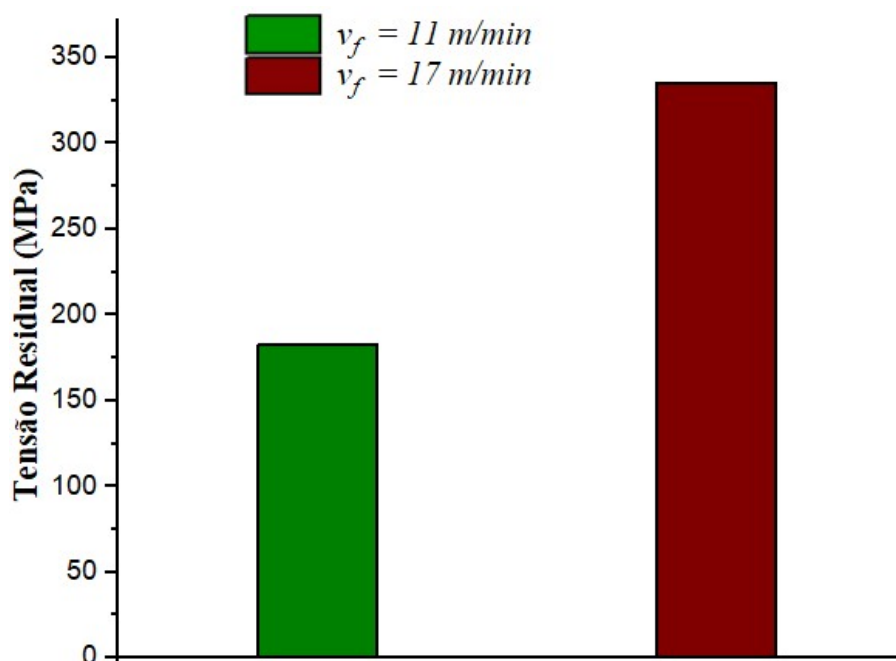


Figura 4.3 – Tensões residuais na retificação com diferentes avanços.

Diferentemente do processo de fresamento que tende a gerar tensões residuais compressivas nas superfícies fresadas, a retificação promove o surgimento de pequenas camadas em compressão na superfície, podendo, entretanto, estas tensões superficiais serem igualmente trativas ou compressivas (CURTIS *et al.*, 2020). Analisando os resultados da Figura 4.3 é possível observar que o surgimento das tensões residuais de tração na retificação do aço superduplex pode ser explicado, inclusive, pela baixa condutividade térmica do material que proporciona concentração de calor na região de corte o que, por sua vez, favorece o surgimento de tensões residuais de natureza trativa (RAJAGURU & ARUNACHALAM, 2020). Em geral, os aços inoxidáveis possuem condutividade térmica bem inferior à dos aços carbono. Isso ocorre porque são aços de alta liga, e os elementos de liga reduzem a condutividade térmica, pois aumentam a resistividade. Enquanto a condutividade do

superduplex varia entre 15 a 17 W/m.K dependendo da composição de sua liga e da temperatura, a de um aço carbono encontra-se na faixa de 10 a 30 W/m.K, podendo atingir cerca de 50 W/m.K em aços de baixo carbono. Na retificação há intensa geração de calor e a penetração do fluido de corte na interface rebolo/peça nem sempre é eficiente, o que aliado à baixa condutividade térmica do material pode levar à geração de tensões residuais trativas (MALKIN & GUO, 2008).

4.2 AVALIAÇÃO DAS FORÇAS DE USINAGEM NO FRESAMENTO

As forças de usinagem foram monitoradas e a Figura 4.4 exemplifica graficamente a força de usinagem (F_R) vs. tempo para um intervalo de tempo de 0,25 s durante o fresamento de um dos canais submetidos à condição de corte 2. A força de usinagem foi representada pela força resultante de usinagem (F_R) no subitem 3.4 com a Equação 3.2.

$$F_R = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (3.2)$$

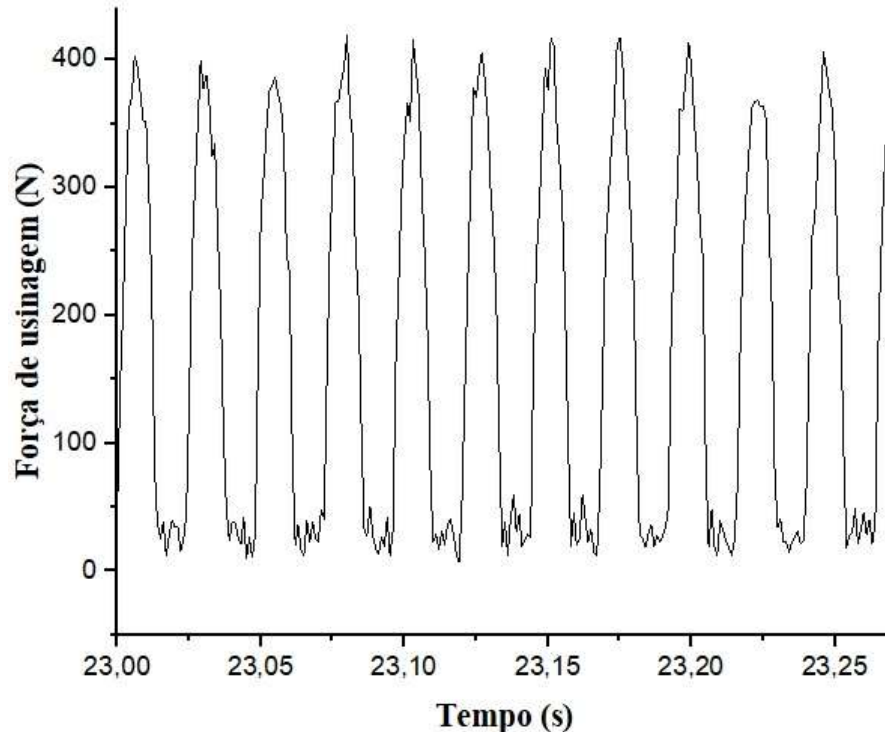


Figura 4.4 – Intervalo de tempo com cerca de dez pontos de máxima força de usinagem.

Para as condições de corte 2 e 3 calculou-se a média dos pontos de máxima resultante medidas em três intervalos de tempo equidistantes contendo, cada um, aproximadamente dez pontos.

A força de usinagem média obtida em cada uma das condições de corte estão apresentadas na Figura 4.5.

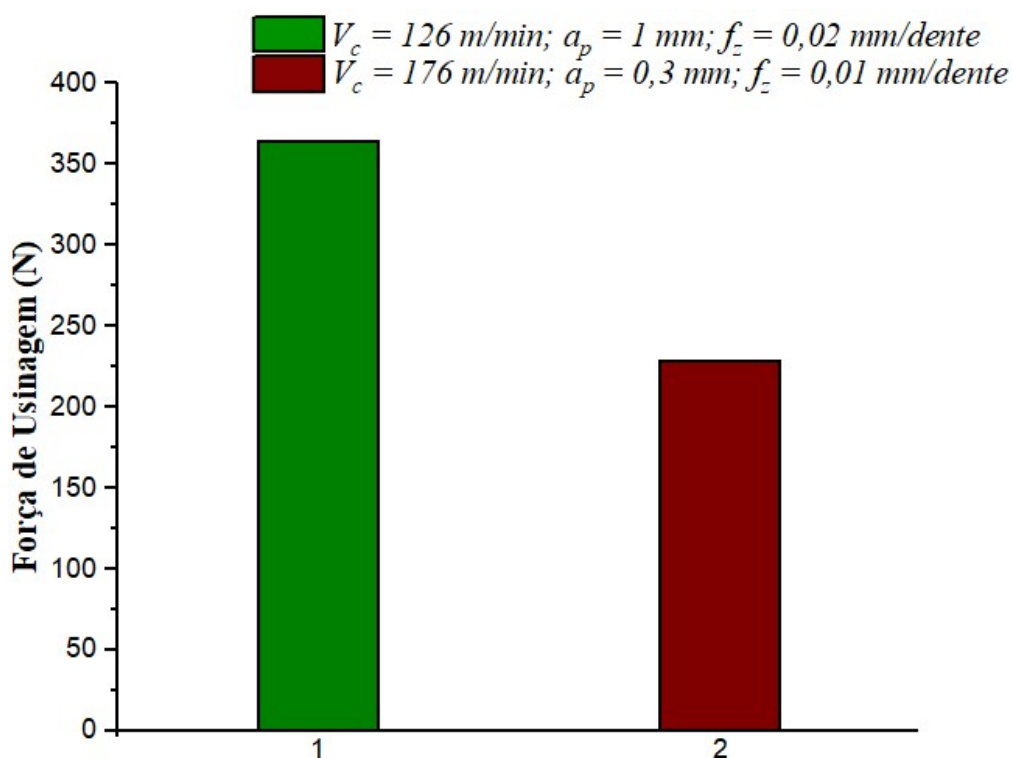


Figura 4.5 – Força de usinagem média no fresamento de topo nas condições de corte 2 e 3.

As forças de usinagem tiveram magnitudes mais elevadas com o uso dos parâmetros da condição 2, pois avanços e profundidades de corte mais elevados exigem maiores esforços durante a usinagem, em razão do aumento da área da seção transversal de corte (VARGHESE *et al.*, 2019 e TOMAZ *et al.*, 2019).

A correlação entre as tensões residuais e as forças de usinagem para as condições 2 e 3 está apresentada na Figura 4.6.

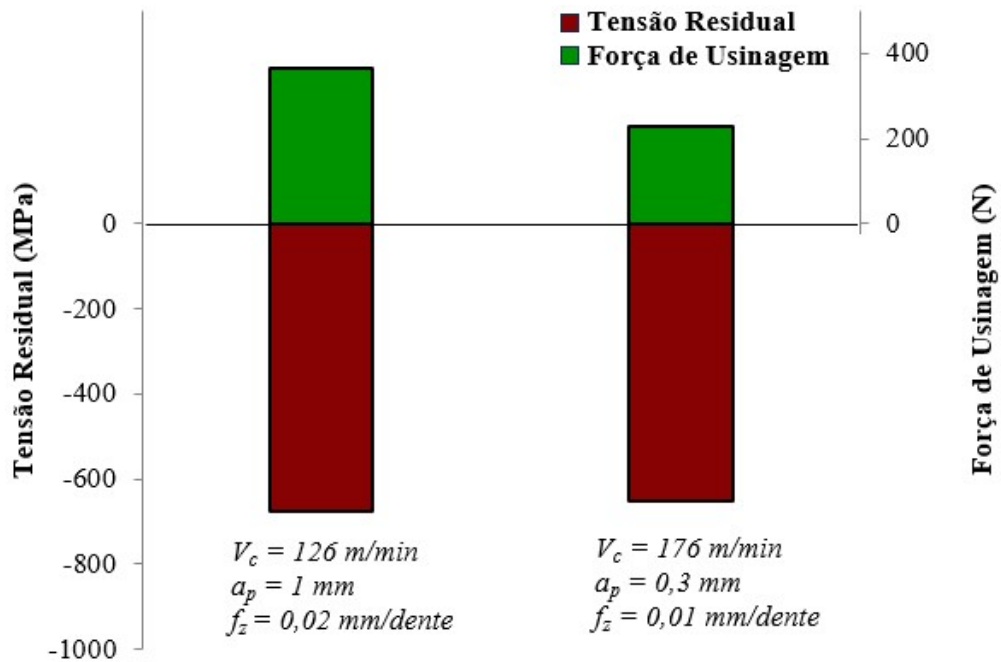


Figura 4.6 – Correlação entre tensões residuais e forças de usinagem no fresamento de topo.

Analisando a Figura 4.6, é possível observar que, na mudança de regime de corte da condição 2 para a condição 3, tanto as tensões residuais quanto as forças de usinagem tiveram suas magnitudes reduzidas. No entanto, a variação da média das tensões residuais foi menor que a variação da média das forças de usinagem. Enquanto a média das tensões residuais na condição 2 são 4% maiores que na condição 3, a média das forças de usinagem na condição 2 são 60% maiores quando comparadas com as forças na condição 3.

4.3 ACABAMENTO SUPERFICIAL

A análise da rugosidade nas amostras fresadas foi realizada com medições da rugosidade média (R_a) em três regiões distintas de cada canal fresado. A Tabela 4.3 apresenta os valores medidos por região de cada amostra. A região 1 corresponde ao local próximo à entrada da fresa, a região 2 ao centro do canal fresado e a região 3 ao final do canal. Para as regiões 1 e 3 foi evitada a região de entrada e saída da fresa, respectivamente. As incertezas destas medições são dadas pela precisão do instrumento de medição, que é de $0,01 \mu\text{m}$. A Tabela 4.4 apresenta a média dos valores medidos em cada região para cada amostra fresada

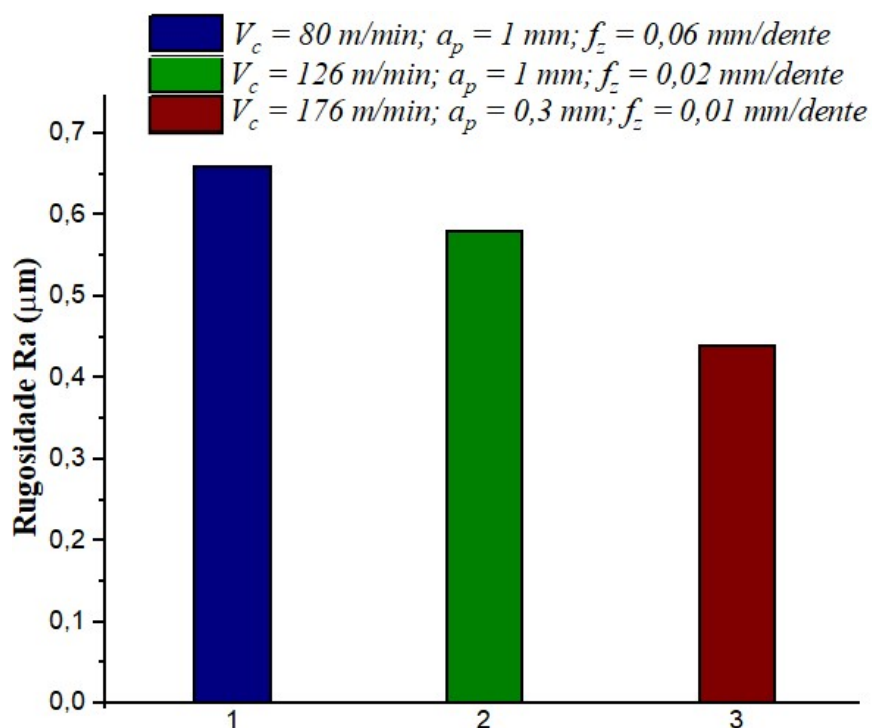
Tabela 4.3 – Rugosidade média (R_a) medida por região de cada amostra fresada.

Amostra \ Rugosidade		1	2	3	4	5	6	7	8
R_a (μm)	Região 1	0,44	0,76	0,51	0,56	0,72	0,62	0,42	0,59
	Região 2	0,48	0,95	0,47	0,57	0,80	0,41	0,34	0,46
	Região 3	0,42	0,89	0,43	0,62	0,59	0,39	0,33	0,46

Tabela 4.4 – Valores médios de rugosidade média (R_a) em cada canal fresado.

Amostra	1	2	3	4	5	6	7	8
R_a (μm)	0,45	0,87	0,47	0,58	0,70	0,47	0,36	0,50

Os resultados das médias de R_a para cada condição de corte estão apresentados na Figura 4.7.

Figura 4.7 – Médias dos valores de rugosidade média (R_a) para cada condição de corte das amostras fresadas.

Conforme apresentado na Figura 4.7, a média da rugosidade média (Ra) das superfícies usinadas nas condições 1, 2 e 3 foram de 0,66 μm , 0,58 μm e 0,44 μm , respectivamente. Estes resultados mostram que, no fresamento, a combinação de altas velocidades de corte com avanços por dente reduzidos favorecem a obtenção de superfícies com qualidade superior. A diminuição da profundidade de corte também favorece a produção de superfícies com melhor acabamento.

Assim como no fresamento, a análise de rugosidade média (Ra) na retificação plana foi realizada em três regiões distintas de cada canal retificado. A Tabela 4.5 apresenta os valores medidos por região de cada amostra e a Tabela 4.6 as médias dos valores de rugosidade (Ra) medidos.

Tabela 4.5 – Rugosidade média (Ra) medida por região de cada amostra retificada.

Amostra		1	2	3	4
Ra (μm)	Região 1	0,47	0,62	0,53	0,66
	Região 2	0,68	0,42	0,62	0,59
	Região 3	0,63	0,61	0,57	0,68

Tabela 4.6 – Valores médios de rugosidade média (Ra) em cada canal retificado.

Amostra	1	2	3	4
Ra (μm)	0,59	0,55	0,57	0,64

A Figura 4.8 representa graficamente as médias dos valores de Ra da Tabela 4.6.

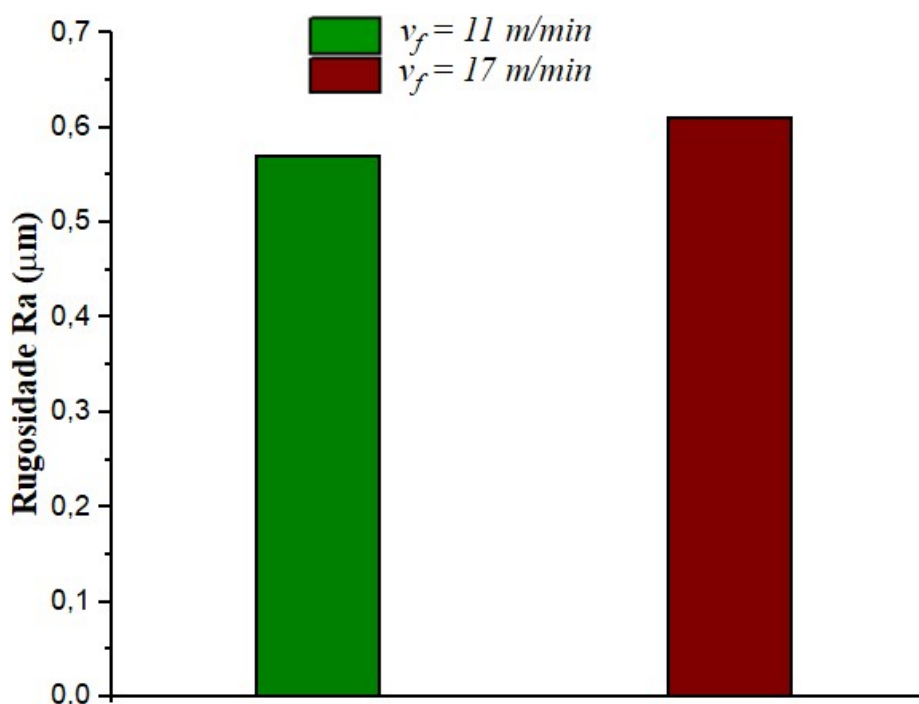


Figura 4.8 – Médias da rugosidade média (Ra) obtidas na retificação plana com diferentes avanços.

Enquanto a velocidade de avanço da mesa de 11 m/min gerou superfície com rugosidade média de 0,57 μm , quando esta velocidade foi de 17 m/min, a rugosidade média elevou-se para 0,61 μm . O aumento da velocidade de avanço da mesa ocasionou o crescimento da rugosidade média, conforme afirmado no estudo de Liu *et al.* (2022).

Apesar de a retificação ser um processo de acabamento e, em tese, produzir superfícies com rugosidades mais baixas que o fresamento, ao se comparar os valores de rugosidades obtidos no fresamento e na retificação, é possível observar que não há notáveis diferenças. Isto se deve à granulometria do rebolo utilizado que produziu uma superfície mais rugosa. Sua granulometria se encontra na faixa grosso/médio, ou seja, é um rebolo de desbaste. Ademais, por ser um rebolo vitrificado e de estrutura aberta, não é favorecida uma boa qualidade superficial.

5 CONCLUSÕES

Os resultados do presente trabalho, que teve como objetivo estudar a influência de diferentes parâmetros de corte nas tensões residuais, forças de usinagem e acabamento superficial no fresamento de topo e na retificação plana de aço superduplex, permitem as seguintes conclusões:

1. Em todas as condições de corte empregadas no fresamento houve a geração de tensões residuais compressivas, causadas provavelmente pela preponderância dos efeitos de deformação plástica sobre os efeitos térmicos.
2. A elevação da velocidade de corte combinada com a redução do avanço por dente produziu tensões residuais de maior magnitude e reduziu a rugosidade média nas superfícies fresadas.
3. A velocidade de corte elevada com redução de avanço combinados com menor profundidade de corte, atenuou os efeitos de deformação plástica produzindo tensão residual compressiva de menor valor, apesar da expressiva diminuição da força de usinagem. O aumento da velocidade de corte, associado à redução do avanço por dente, contribuiu para a obtenção de um melhor acabamento superficial.
4. Na retificação houve a geração de tensões residuais trativas nas condições estudadas, sendo que com o aumento da velocidade de avanço longitudinal da mesa as tensões residuais se tornaram mais trativas e a rugosidade média mais elevada. A baixa condutividade térmica do material estudado pode ter contribuído para a produção das tensões residuais de tração.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para continuidade do presente trabalho, são apresentadas as seguintes sugestões:

1. Refazer os experimentos mantendo constantes dois dos parâmetros estudados, a fim de verificar a influência de cada um.
2. Monitorar as forças de usinagem em cada condição de corte estudada, tanto no fresamento quanto na retificação.
3. Realizar os experimentos utilizando o método MQL e jorro (abundante) de aplicação de fluido de corte a fim de comparar os resultados com as diferentes técnicas.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Akinwamide S. O.; Venter A.; Akinribide O. J.; Babalola B. J.; Andrews A.; Olubambi P. A., **Residual stress impact on corrosion behaviour of hot and cold worked 2205 duplex stainless steel: A study by X-ray diffraction analysis**. Engineering Failure Analysis 131 (2022) 105913. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2021.105913>.

Anjos M. A.; Bianchi E. C.; Mello H. J.; Aguiar P. R.; Estambasse E. C.; Hildebrandt R. A., **Experimental study of the use of conventional wheels on steel processing VP-50 used in the cylindrical grinding by means of different methods of lubrication and cooling**. Revista Matéria, v.21, n.1, pp. 178 –184, 2016. doi: 10.1590/S1517-707620160001.0015.

Araujo A. C.; Mougo A. L.; Campos F. O., **Usinagem para Engenharia – Um curso de Mecânica do Corte**. 1ª Ed. E-papers Serviços Editoriais Ltda, 2020.

ASTM – American Society for Testing and Materials – Standard Specification for Chromium and Chromium-Nickel Stainless Steel Plate, Sheet, and Strip for Pressure Vessels and for General Applications – ASTM A 240, USA, 2012.

Balart M. J.; Bouzina A.; Edwards L.; Fitzpatrick M. E., **The onset of tensile residual stresses in grinding of hardened steels**. Materials Science and Engineering A 367 (2004) 132–142. Doi: 10.1016/j.msea.2003.10.239.

Bianchi E. C.; Silva E. J.; Aguiar P. R.; Catai R. E., **Evaluation of the thermal damages in inlet engine valves varying the grinding wheels and the cutting fluids**. REM: R. Esc. Minas, Ouro Preto, 56(2): 81-86, abr. jun. 2003.

Cindra Fonseca M.; Barbosa M. F. M.; Bartholo R. N.; Jr A. M.; Pardal J. M.; Araujo A. C., **Study of Residual Stresses Generated in Machining by Milling of Superduplex Steel**

Samples. V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, 18 a 21 de Agosto 2008, Salvador-Bahia. <https://hal.science/hal-03212839v1>.

Cindra Fonseca M.; Souza M. F.; Martins M. C.; Tomaz I. V.; Silveira R. J. E., **Theoretical revision of the principles of X-ray diffraction tensometry.** Anais do XX ENMC – Encontro Nacional de Modelagem Computacional e VIII ECTM – Encontro de Ciências e Tecnologia de Materiais, Nova Friburgo, RJ – 16 a 19 Outubro 2017. IPRJ/UERJ – Nova Friburgo – RJ.

Coto B.; Navas, V. G.; Gonzalo O.; Aranzabe A.; Sanz C., **Influences of turning parameters in surface residual stresses in AISI 4340 steel.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2011) 53:911–919 doi 10.1007/s00170-010-2890-1.

Curtis D.; Krain H.; Winder A.; Novovic D., **Impact of grinding wheel specification on surface integrity and residual stress when grinding Inconel 718.** Journal of Engineering Manufacture 2021, Vol. 235(10) 1668–1681. DOI: 10.1177/0954405420961209.

Dambatta Y. S.; Li C.; Yang M.; Beikai L. I.; Gao T.; Liu M.; Cui X.; Wang X.; Zhang Y.; Said Z.; Sharma S.; Zhou Z, **Grinding with minimum quantity lubrication: a comparative assessment.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2023) 128:955–1014. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-11962-5>.

Dieter, G. **Mechanical Metallurgy**, 1961, McGraw-Hill Book Company Ed. 646 pp.

Diniz A. E.; Marcondes F. C.; Coppini N. L., **Tecnologia da Usinagem dos Materiais.** 3ª Ed. Artliber Editora, 2001.

Dive V. & Lakade S., **Recent Research Progress on Residual Stress Measurement Using NonDestructive Testing.** Materials Today: Proceedings 47 (2021) 3282–3287. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.07.094>.

Ferraresi D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, 14ª reimpressão – 2011, Editora Edgard Blücher LTDA. 751 pp.

Fu H.; Dönges B.; Krupp U.; Pietsch U.; Fritzen C. P.; Yun X.; Christ H. J., **Evolution of the residual stresses of types**. International Journal of Fatigue 142 (2021) 105972 doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105972.

Gong P.; Zhang Y.; Wang C.; Cui X.; Li R.; Sharma S.; Liu M.; Gao T.; Zhou Z.; Wang X.; Dambatta Y. S.; Li C., **Residual stress generation in grinding: Mechanism and modeling**. Journal of Materials Processing Tech. 324 (2024) 118262. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2023.118262>.

Groover, Mikel P. **Introdução aos Processos de Fabricação**. 1ª Ed. Livros Técnicos e Científicos, 2014.

Guo J.; Fu H.; Pan B.; Kang R., **Recent progress of residual stress measurement methods: A review**. Chinese Journal of Aeronautics, (2021), 34(2): 54-78. doi.org/10.1016/j.cja.2019.10.010.

Jiang X.; Li B.; Wang L.; Wang Z.; Li H., **An approach to evaluate the effect of cutting force and temperature on the residual stress generation during milling**. International Journal Advanced Manufacturing Technology (2016) 87:2305–2317. DOI 10.1007/s00170-016-8605-5.

Liang Q.; Zhang D.; Wu W.; Zou K., **Methods and Research for Multi-Component Cutting Force Sensing Devices and Approaches in Machining**. Sensors 2016, 16, 1926; doi:10.3390/s16111926.

Liu Y.; Xu D.; Agmell M.; Saoubi R. M; Ahadi A.; Stahl J. E.; Zhou J., **Numerical and experimental investigation of tool geometry effect on residual stresses in orthogonal**

machining of Inconel 718. Simulation Modelling Practice and Theory 106 (2021) 102187.

<https://doi.org/10.1016/j.simpat.2020.102187>.

Liu D.; Li C.; Dong L.; Qin A.; Zhang Y.; Yang M.; Gao T.; Wang X.; Liu M.; Cui X.; Ali H. M.; Sharma S., **Kinematics and improved surface roughness model in milling.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2024) 131:2087–2108.

<https://doi.org/10.1007/s00170-022-10729-8>.

Liu C.; He Y.; Li Y.; Wang Y.; Wang L.; Wang S.; Wang Y., **Predicting residual properties of ball screw raceway in whirling milling based on machine learning.**

<https://doi.org/10.1016/j.measurement.2020.108605>.

Liu W.; Yuan H.; Shi X.; Liu T.; Du S., **Experimental study on residual stress in high-speed grinding of noncircular equidistant profile.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2022) 123:3399–3406. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-10454-2>.

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 235 (2016) 41–48. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.04.002>.

Machado A. R.; Abrão A. M.; Coelho R. T.; Da Silva M. B., **Teoria da Usinagem dos Materiais.** 2ª edição revista. Editora Blucher, 2011.

Machado A. R.; Silva L. R. R.; Pimenov D. Y.; Souza F. C. R.; Kuntoglu M.; Paiva R. L., **Comprehensive review of advanced methods for improving the parameters of machining steels.** Journal of Manufacturing Processes 125 (2024) 111–142. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2024.07.044>.

Malkin S. & Guo C., **Grinding Technology: The Way Things Can Work: Theory and Applications of Machining with Abrasives**, Ed. Industrial Press, 2008, 384pp.

Malotova S.; Cep R.; Zlamal T.; Mohyla P.; Czán A.; Antic A.; Budak I.; Mircea L., **Evaluation of Residual Stresses after Irregular Interrupted Machining**. ISSN 1330-3651 (Print), ISSN 1848-6339 (Online). Tehnički vjesnik 25, 4(2018), 1009-1013. <https://doi.org/10.17559/TV-20160615125650>.

Manai A.; Polach R. U. F.; Emrani M. A., **A probabilistic study of welding residual stresses distribution and their contribution to the fatigue life**. Engineering Failure Analysis 118 (2020) 104787. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2020.104787>.

Martell J. J.; Liu C. R.; Shi J., **Experimental investigation on variation of machined residual stresses by turning and grinding of hardened AISI 1053 steel**. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, (2014) 74:1381–1392 doi 10.1007/s00170-014-6089-8.

Mia M.; Gupta M. K.; Lozano J. A.; Carou D.; Pimenov D. Y.; Królczyk G.; Khan A. M.; Dhar N. R., **Multi-objective optimization and life cycle assessment of eco-friendly cryogenic N2 assisted turning of Ti-6Al-4V**. Journal of Cleaner Production 210 (2019) 121-133. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2018.10.334>.

Morelo F.; Grabarski M. I.; Beltrão P. A. C.; Pintaude G., **Surface integrity of bored super duplex stainless steel SAF 2507**. Journal of Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. Published online: 04 October 2016. DOI 10.1007/s40430-016-0642-3.

Mustafa G.; Li B.; Zhang S., **Cutting condition effects on microstructure and mechanical characteristics of Ni-based superalloys—a review**. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2024) 130:3179–3209. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12910-z>.

Nakai M. E.; Marcelino A.; Júnior H. G.; Aguiar P. R.; Bianchi E. C., **Tool wearing estimation using neural models for grinding of ceramics process**. 7th Brazilian Congress on Manufacturing Engineering. May 20th to 24th, 2013 – Penedo, Itatiaia – RJ – Brazil <https://www.researchgate.net/publication/275893767>.

Nomani J.; Pramanik A.; Hilditch T.; Littlefair G., **Machinability study of first generation duplex (2205), second generation duplex (2507) and austenite stainless steel during drilling process**. Wear 304 (2013) 20–28. <http://dx.doi.org/10.1016/j.wear.2013.04.008>.

Okonkwo U. C.; Okokpuije I. P.; Sinebe J. E.; Ezugwu C. A. K., **Comparative analysis of aluminium surface roughness in end-milling under dry and minimum quantity lubrication (MQL) conditions**. Manufacturing Review. Published by EDP Sciences, 2016. <https://doi.org/10.1051/mfreview/2015033>.

Oliveira G. P.; Cindra Fonseca M.; Araujo A. C., **Analysis of residual stress and cutting force in end milling of Inconel 718 using conventional flood cooling and minimum quantity lubrication**. International Journal Advanced Manufacturing Technology (2017) 92:3265–3272. DOI 10.1007/s00170-017-0381-3.

Oliveira N. B.; Peruchi R. S.; Junior P. R.; Brito T. G., **Modeling and optimization of steel end milling process: a review on empirical studies**. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering (2023) 45:593. doi.org/10.1007/s40430-023-04503-4.

Paiva T. C. C.; Martins T. R. B.; Souza G. C.; Pardal J. M.; Tavares S. S. M.; Cindra Fonseca M.; Filho I. C., **Analysis of the Influence of Backing Gas on the Root Joint Weld Using the GTAW Process on Superduplex Stainless Steel UNS S32750**. Soldagem & Inspeção, São Paulo, Vol. 19, Nº. 02, p.125-133, Abr/Jun 2014. DOI: 10.1590/0104-9224/SI1902.04.

Pardal J. M.; Tavares S. S. M.; Cindra Fonseca M.; Matias J. V. S.; Farneze H. N.; Ponzio E. A., **Study of deleterious phases precipitation influence on corrosion resistance by cyclic**

anodic polarization tests in superduplex stainless steels. Revista Matéria, v.20, n.2, pp. 374 – 383, 2015. Doi: 10.1590/S1517-707620150002.0038.

Pimenov D. Y.; Kiran M.; Khanna N.; Pintaude G.; Vasco M. C.; Silva L. R. R.; Giasin K., **Review of improvement of machinability and surface integrity in machining on aluminum alloys.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2023) 129:4743–4779. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12630-4>.

Rajaguru J. & Arunachalam N., **Coated tool Performance in Dry Turning of Super Duplex Stainless Steel.** Procedia Manufacturing 10 (2017) 601 – 611. doi: 10.1016/j.promfg.2017.07.061.

Rajaguru J.; Arunachalam N., **A comprehensive investigation on the effect of flood and MQL coolant on the machinability and stress corrosion cracking of super duplex stainless steel.** Journal of Materials Processing Technology. 276 (2020) 116417. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.116417>.

Rossini N. S.; Dassisti M.; Benyounis K. Y.; Olabi A. G., **Methods of measuring residual stresses in components.** Materials and Design 35 (2012) 572–588. doi:10.1016/j.matdes.2011.08.022.

Ruzzi R. S.; Paiva R. L.; Gelamo R. V.; Machado A. R.; Silva R. B., **Study on grinding of inconel 625 and 718 alloys with cutting fluid enriched with multilayer graphene platelets.** Wear, Vol 476, 15 July 2021, 203697. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2021.203697>.

Schajer G. S.; Prime M. B.; Withers P. J., **Why Is It So Challenging to Measure Residual Stresses?** Experimental Mechanics (2022) 62:1521–1530. <https://doi.org/10.1007/s11340-022-00879-x>.

Soori M. & Arezoo B., **A Review in Machining-Induced Residual Stress**. Journal of New Technology and Materials, 2022, 12 (1), pp.64-83. <https://hal.science/hal-03679993>.

Sousa V.; Silva F. J. G.; Fecheira J. S.; Lopes H. M.; Martinho R. P.; Casais R. B., **Accessing the cutting forces in machining processes: An overview**. 30th International Conference on Flexible Automation and Intelligent Manufacturing (FAIM2021) 15-18 June 2021, Athens, Greece. Procedia Manufacturing 51 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2020.10.110>.

Stachurski W.; Sawicki J.; Wójcik R.; Nadolny K., **Influence of application of hybrid MQL-CCA method of applying coolant during hob cutter sharpening on cutting blade surface condition**. Journal of Cleaner Production 171 (2018) 892-910. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2017.10.059>.

Tomaz I. V.; Pardal J. M.; Cindra Fonseca M. **Influence of minimum quantity lubrication in the surface quality of milled maraging steel**. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2019) 104:4301-4311. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-04262-4>.

Totten G.; Howes M.; Inoue T., **Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel**. ASM International – The Materials Information Society – Materials Park, Ohio 44073-0002. First printing, March 2002.

Valíček J.; Czán A.; Harničárová M.; Šajgalík M.; Kušnerová M.; Czánová T.; Kopal I.; Gombár M.; Kmec J.; Šafář M., **A new way of identifying, predicting and regulating residual stress after chip-forming machining**. International Journal of Mechanical Sciences, 155 (2019) 343–359. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2019.03.007>.

Varghese V.; Akhil K.; Ramesh M. R.; Chakradhar D., **Investigation on the performance of AlCrN and AlTiN coated cemented carbide inserts during end milling of maraging steel**

under dry, wet and cryogenic environments. Journal of Manufacturing Processes 43 (2019) 136–144. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.05.021>.

Wan M.; Ye X. Y.; Yang Y.; Zhang W. H., **Theoretical prediction of machining-induced residual stresses in three-dimensional oblique milling processes.** International Journal of Mechanical Sciences, 133 (2017) 426–437. <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.09.005>.

Wan M.; Ye X. Y.; Wen D. Y.; Zhang W. H., **Modeling of machining-induced residual stresses.** Journal of Material Science, (2019) 54:1–35. <https://doi.org/10.1007/s10853-018-2808-0>.

Withers P. J. & Bhadeshia H. K. D. H., **Residual Stress Part 1 – Measurement Techniques.** Materials Science and Technology, April 2001, Vol. 17.

Wu X.; Li C.; Zhou Z.; Nie X.; Chen Y.; Zhang Y.; Cao H.; Liu B.; Zhang N.; Said Z.; Debnath S.; Jamil M.; Ali H. M.; Sharma S., **Circulating purification of cutting fluid: an overview.** The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2021) 117:2565–2600. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07854-1>.

Xia Z.; Fang F.; Ahearne E.; Tao M., **Advances in polishing of optical freeform surfaces: A review.** Journal of Materials Processing Tech. 286 (2020) 116828. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2020.116828>.

Zhou J.; Qi Q.; Liu Q.; Wang Z.; Ren J., **Determining residual stress profile induced by end milling from measured thin plate deformation.** Thin-Walled Structures, 200 (2024) 111862. doi.org/10.1016/j.tws.2024.111862.