



**ESTUDO DA USINABILIDADE DE AÇOS INOXIDÁVEIS AISI
316, AISI 410 E UNS S31803**

LUCAS PERES ALMEIDA

Bragança
2020

ESTUDO DA USINABILIDADE DE AÇOS INOXIDÁVEIS AISI 316, AISI 410 E UNS S31803

LUCAS PERES ALMEIDA

Relatório Final da Dissertação apresentado à
Escola Superior de Tecnologia e Gestão
Instituto Politécnico de Bragança
No âmbito da dupla diplomação com o CEFET-RJ

Para obtenção do grau de Mestre em
Engenharia Industrial
Ramo de Engenharia Mecânica

Orientador do IPB:
Professor Doutor João Eduardo Pinto Castro Ribeiro
Co-Orientador do CEFET/RJ
Professora Doutora Adriane Lopes Mougo

AGRADECIMENTOS

Agradeço à Deus por ter me sustentado e me permitido chegar até aqui. Agradeço à minha família por todo o suporte concedido, pelo incentivo, pelo carinho e pelo amor durante toda essa caminhada que se aproxima do seu final.

Agradeço ao meu orientador João Ribeiro por todo o suporte prestado no decorrer deste projeto. Agradeço com carinho à orientadora Adriane Mougo, que inicialmente me incentivou e posteriormente me concedeu todo suporte e condições necessários para sequência do estudo, tornando possível a realização deste trabalho. Agradeço a todo corpo docente do CEFET Campus Nova Iguaçu pelos ensinamentos e pela parceria durante todo este percurso. Posso dizer que, mais do que meus professores/orientadores, muitos são meus amigos. Agradeço ao Instituto Politécnico de Bragança por disponibilizar os recursos necessários para desenvolver o projeto.

Agradeço aos meus amigos do CEFET. Todos, cada um à sua maneira, fazem parte dessa conquista. Um agradecimento especial ao meu amigo Francisco Correia, que hoje cursa engenharia mecânica na Universidade Sorbonne – França, que foi um grande parceiro dentro e fora dos limites do CEFET, mostrando que o caminho, quando compartilhado com pessoas do bem, é mais fácil de ser trilhado.

RESUMO

Estudar e conhecer a usinabilidade de um determinado material é de amplo interesse, desde os fabricantes dos metais e das ferramentas de corte aos consumidores, sejam por questões econômicas ou relacionadas à produtividade. O presente estudo será sobre a usinagem dos aços inoxidáveis, que formam um grupo de larga aplicação industrial, principalmente na indústria de petróleo e gás, devido à sua boa resistência mecânica e/ou resistência à corrosão. Além dos aços ferrítico e austenítico amplamente aplicados, tem crescido cada vez mais a demanda dos aços inoxidáveis duplex e superduplex, que possuem excelente resistência à corrosão combinados com altos valores de resistência mecânica, além de possuírem elevada tenacidade ao impacto. O planejamento experimental desenvolvido teve como objetivo principal verificar, principalmente, a variação na força de usinagem considerando os parâmetros de corte selecionados: avanço da ferramenta, profundidade de corte, velocidade de corte e raio de ponta do inserto de torneamento. Para cada um dos parâmetros, foram considerados dois níveis. Com base na análise de variância e no método Taguchi, foram identificados os fatores de maior influência em cada variável de saída. Os modelos mecanísticos propostos inicialmente para cada aço foram determinados de maneira homogênea e, posteriormente, de maneira heterogênea para o aço duplex, com base nos dados dos outros dois aços. Os coeficientes de calibração do modelo mecanístico homogêneo foram encontrados como função da profundidade de corte e do raio de ponta. De posse dos resultados encontrados, ao realizar a primeira análise das forças de corte obtidas, verifica-se que o valor da força resultante para o aço inoxidável duplex (UNS S31803) fica entre os valores da força resultante dos aços inoxidáveis austenítico (AISI 316) e ferrítico (AISI 410). Obtêm-se resultados satisfatórios em relação ao modelo proposto para o cálculo da pressão específica de corte e em relação ao coeficiente de atrito, para pequenas razões entre a profundidade de corte e o raio de ponta. Assim, com o estudo realizado e com base nos resultados obtidos, conclui-se que, quando o processo é realizado na escala convencional, a usinabilidade do aço duplex pode ser estudada a partir dos dados obtidos dos aços inoxidáveis autenítico e ferrítico. Utilizando as mesmas ferramentas de análise estatística usadas para o estudo da força, foi possível observar que a rugosidade é influenciada pela variação do avanço da ferramenta e do seu raio de ponta.

PALAVRAS CHAVES: Torneamento, usinabilidade, aços inoxidáveis, força de usinagem, pressão específica de corte, atrito, rugosidade.

ABSTRACT

Studying and knowing the machinability of a given material is of great interest, from the manufacturers of metals and cutting tools to consumers, whether for economic or productivity-related issues. The present study will be about the machining of stainless steels, which form a group with wide industrial application, mainly in the oil and gas industry, due to its good mechanical resistance and / or resistance to corrosion. In addition to the widely applied ferritic and austenitic steels, the demand for duplex and superduplex stainless steels, which have excellent corrosion resistance combined with high mechanical strength values, has also grown increasingly, in addition to having high impact toughness. The experimental planning developed had the main objective of verifying, mainly, the variation in the machining force considering the selected cutting parameters: feed rate, depth of cut, cutting speed and nose radius turning insert. For all parameters, two levels were considered. Based on the analysis of variance and the Taguchi method, the factors of greatest influence in each output variable were identified. The mechanistic models initially proposed for each steel were determined homogeneously and subsequently heterogeneously for duplex steel, based on data from the other two steels. The calibration coefficients of the homogeneous mechanistic model were found as a function of the depth of cut and the tool nose radius. With the results found, when performing the first analysis of the cutting forces obtained, it appears that the average value of this force for duplex stainless steel (UNS S31803) is among the average values obtained for austenitic stainless steels (AISI 316) and ferritic (AISI 410). It is also verified that satisfactory results are obtained in relation to the proposed model for the calculation of the specific cutting force and in relation to the friction coefficient, for small ratios between the depth of cut and the nose radius. Thus, with the study carried out and based on the results obtained, it is concluded that when the process is carried out on the conventional scale, the machinability of the duplex steel can be studied from the data obtained from the austenitic and ferritic stainless steels. Using the same statistical analysis tools used for the study to give strength, it was possible to observe that the roughness is influenced by the variation of the feed rate and its nose radius.

KEYWORDS: Turning, machinability, stainless steels, cutting forces, specific cutting force, friction, roughness.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Motivação	2
1.2	Objetivo principal	4
1.3	Objetivos específicos	4
1.4	Estrutura do trabalho	5
2	ESTADO DA ARTE	7
2.1	Definições básicas do processo de torneamento	7
2.2	Ferramentas de corte	9
2.3	Diferença entre os cortes ortogonal e oblíquo	12
2.4	Mecanismos de formação do cavaco	13
2.5	Atrito na usinagem	17
2.6	Força no processo de usinagem	20
2.6.1	Modelo clássico da força no corte ortogonal	21
2.6.2	Outros modelos	25
2.7	Pressão específica de corte (K_t)	28
2.7.1	Parâmetros de influência	28
2.7.2	Cálculo da pressão específica de corte	31
2.8	Rugosidade na usinagem	33
2.8.1	Parâmetros de rugosidade	34
2.8.2	Influência dos parâmetros de corte na rugosidade	37
2.9	Análise de Variância (ANOVA) e Método Taguchi	39
2.9.1	Análise de Variância (ANOVA)	40
2.9.2	Método Taguchi	42
3	MATERIAIS E MÉTODOS	45
3.1	Materiais e ferramenta de corte	45
3.2	Equipamentos	46

3.2.1 Aquisição das forças de corte	46
3.2.2 Integridade da superfície e análise do cavaco	48
3.3 Procedimento experimental e análise	49
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	51
4.1 Tratamento e análise dos dados experimentais	51
4.2 Influência dos parâmetros de corte.....	54
4.3 Modelo mecânico para a força de usinagem.....	57
4.4 Interface de contato cavaco - ferramenta.....	63
4.5 Análise da rugosidade	72
5 CONCLUSÕES.....	76
6 PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS.....	79
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	81
APÊNDICES	88
APÊNDICE A – Programa MATLAB utilizado para os cálculos das forças de corte.....	88
APÊNDICE B – Valores utilizados para a análise da rugosidade – Aço duplex S31803, AISI 316 e AISI 410.....	92
ANEXOS	94
ANEXO A – Microestrutura do aço duplex UNS S31803.....	94
ANEXO B – Tabela ANOVA.....	95

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Movimentos no Torno [9].....	8
Figura 2.2 – Movimentos e velocidades no torneamento (adaptado Stoeterau).....	8
Figura 2.3 - Ferramenta de corte [1].....	10
Figura 2.4 – Ângulos de uma ferramenta de corte [1].....	11
Figura 2.5 – Geometria do corte. (a) ortogonal e (b) oblíquo (adaptado [14]).....	12
Figura 2.6 – Área da seção de corte (adaptado[1]).....	13
Figura 2.7 – Corte ortogonal: (a) processo tridimensional e (b) reduzido para duas dimensões na vista lateral (adaptado[12]).	13
Figura 2.8 – Mecanismo de formação dos cavacos: contínuo, lamelar, segmentado e descontínuo [15].	14
Figura 2.9 – Influência dos parâmetros de corte nos tipos de cavaco [11].....	15
Figura 2.10 - Relação entre a profundidade de corte e o raio de ponta da ferramenta [11].	16
Figura 2.11 – Área de contato em uma superfície levemente carregada [18].	17
Figura 2.12 – Forças no corte do metal: (a) forças atuando no cavaco no corte ortogonal e (b) forças atuando na ferramenta (adaptado[12]).	21
Figura 2.13 – Representação das forças de corte pelo Círculo de Merchant (adaptado[12])...23	23
Figura 2.14 – Evolução da força de usinagem experimental e analítica [34].....	25
Figura 2.15 – Evolução da força experimental [35].	26
Figura 2.16 – Relação pressão específica x área da seção de corte para materiais diversos [1].	29
Figura 2.17 – Relação forças de usinagem x ângulos de saída e de posição [1].	30
Figura 2.18 – Relação pressão específica de corte x velocidade de corte para materiais diversos [1].	31
Figura 2.19 - Parâmetro de medição de acabamento superficial R_a . a) Perfil com linha de centro; b) Porção inferior do perfil é invertida; c) R_a é a altura média do perfil [44].	35
Figura 2.20 - Perfil teórico de superfícies usinada por torneamento [45].	36
Figura 2.21 - Gráfico da média das relações S/N e dos níveis de R_a [47].	38
Figura 2.22 - Rugosidade superficial para diferentes parâmetros de corte. (a) $f = 0,15$ mm/r e $a_p = 0,15$ mm; (b) $V_c = 500$ m/min e $a_p = 0,15$ mm; (c) $V_c = 500$ m/min e $f = 0,15$ mm/r [48].	39
Figura 3.1 – Porta-ferramenta utilizado no projeto final.	46

Figura 3.2 – Pastilha para torneamento utilizado no projeto final.....	46
Figura 3.3 – Processo de usinagem no torno convencional.....	47
Figura 3.4 – Montagem experimental para rugosidade. (a) Calibração, (b) Medida e (c) Perfil de rugosidade.....	48
Figura 3.5 – Microscópios utilizados para a análise de cavaco.....	49
Figura 4.1 - Disposição dos resultados a serem apresentados.....	51
Figura 4.2 – Força de usinagem do aço duplex. (a) perfil completo, (b) 20 rotações e (c) média das 20 rotações.	52
Figura 4.3 – Força resultante média para os 3 aços para 20 rotações da ferramenta.	53
Figura 4.4 – Análise Taguchi para as forças de corte no aço duplex.	56
Figura 4.5 – Análise Taguchi para as forças de corte no AISI 316.....	56
Figura 4.6 – Análise Taguchi para as forças de corte no AISI 410.....	57
Figura 4.7 – Comportamento da pressão específica de corte do aço duplex (n = 500 rpm). ...	61
Figura 4.8 – Comportamento da pressão específica de corte para os três aços quando $a_p/r_p=0,5$	61
Figura 4.9 – Comportamento da pressão específica do aço duplex no modelo homogêneo e heterogêneo.....	62
Figura 4.10 – Evolução do coeficiente de atrito para o aço duplex.....	67
Figura 4.11 – Evolução do coeficiente de atrito para o AISI 316.	67
Figura 4.12 – Evolução do coeficiente de atrito para o AISI 410.	68
Figura 4.13 – Aço duplex. (a,b) $a_p/r_p=0,5$ mm e (c,d) $a_p/r_p=1,25$ mm.....	69
Figura 4.14 – MEV. (a) AISI 316, (b) Duplex e (c) AISI 410 ($f=0,091$ mm; $n=500$ rpm; $a_p=0,2$ mm; $r_p=0,4$ mm).....	70
Figura 4.15 – MEV. (a) AISI 316, (b) Duplex e (c) AISI 410 ($f=0,199$ mm; $n=500$ rpm; $a_p=0,2$ mm; $r_p=0,4$ mm).....	70
Figura 4.16 – MEV. (a) AISI 316, (b) Duplex e (c) AISI 410 ($f=0,091$ mm; $n=500$ rpm; $a_p=0,5$ mm; $r_p=0,4$ mm).....	70
Figura 4.17 – MEV. (a) AISI 316, (b) Duplex e (c) AISI 410 ($f=0,199$ mm; $n=500$ rpm; $a_p=0,5$ mm; $r_p=0,4$ mm).....	71
Figura 4.18 – Curvas do coeficiente de atrito para os três aços ($a_p=0,2$ mm, $r_p=0,4$ mm, $n= 500$ rpm).	71
Figura 4.19 – Curvas do coeficiente de atrito para os três aços ($a_p=0,2$ mm, $r_p=0,4$ mm, $n= 800$ rpm).	72

Figura 4.20 – Análise Taguchi para a rugosidade média no aço duplex.	74
Figura 4.21 – Análise Taguchi para a rugosidade média no AISI 316.....	75
Figura 4.22 – Análise Taguchi para a rugosidade média no AISI 410.....	75
Figura A.1 – Microestrutura do aço duplex UNS S31803	94
Figura A.2 – Tabela ANOVA	95

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Ferramenta ANOVA para análise dos efeitos dos fatores [58].	40
Tabela 2.2 – Exemplo de um Arranjo experimental de Taguchi L ₁₂ [58].	44
Tabela 3.1 – Composição química dos aços inoxidáveis (%).	45
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas dos aços.	45
Tabela 3.3 – Dados técnicos do torno.	47
Tabela 3.4 – Limites das variáveis de entrada.	50
Tabela 3.5 – Matriz Experimental L16.	50
Tabela 4.1 – Análise de variância – Forças de corte do aço duplex.	54
Tabela 4.2 – Análise de variância – Forças de corte AISI 316.	55
Tabela 4.3 – Análise de variância – Forças de corte AISI 410.	55
Tabela 4.4 – Valores da Análise Taguchi para as forças de corte dos três aços.	55
Tabela 4.5 – Coeficientes de calibração do modelo homogêneo.	59
Tabela 4.6 – Coeficientes de calibração do modelo heterogêneo do aço duplex.	59
Tabela 4.7 – Resultados da pressão específica experimental dos modelos homogêneo e heterogêneo.	60
Tabela 4.8 – Forças de corte experimental, homogênea e heterogênea e os erros envolvidos - Aço duplex.	63
Tabela 4.9 – Coeficiente e ângulo de atrito do aço duplex S31803.	64
Tabela 4.10 – Coeficiente e ângulo de atrito do AISI 316.	64
Tabela 4.11 – Coeficiente e ângulo de atrito do AISI 410.	65
Tabela 4.12 – Coeficientes de calibração do modelo homogêneo da Equação 4.4.	66
Tabela 4.13 – Razão entre a profundidade de corte e o raio de ponta da ferramenta.	66
Tabela 4.14 - Comparação da espessura do cavaco (h’).	69
Tabela 4.15 – Análise de variância – Rugosidade média do aço duplex.	72
Tabela 4.16 – Análise de variância – Rugosidade média do AISI 316.	73
Tabela 4.17 – Análise de variância – Rugosidade média do AISI 410.	73
Tabela 4.18 – Valores da Análise Taguchi para a rugosidade média dos aços.	74
Tabela A.1 – Valores da rugosidade do aço duplex	92
Tabela A.2 – Valores da rugosidade do AISI 316.	92
Tabela A.3 – Valores da rugosidade do AISI 410.	93

LISTA DE SÍMBOLOS

V_c	Velocidade de corte
V_f	Velocidade de avanço
V_e	Velocidade efetiva de corte
d	Diâmetro inicial da peça
n	Velocidade de rotação
f	Avanço da ferramenta
r_p	Raio de ponta
a_p	Profundidade de corte
α	Ângulo de folga
θ	Ângulo da aresta de corte
γ	Ângulo de saída
ξ	Ângulo de ponta da ferramenta
λ	Ângulo de inclinação
χ	Ângulo de posição
A_c	Área da seção transversal do cavaco
b	Base da seção transversal do cavaco
h	Altura da seção transversal do cavaco
h'	Espessura do cavaco
ϕ	Ângulo de cisalhamento primário
R_c	Grau de recalque
A_r	Área de contato real
A	Área de contato aparente
F_n	Força normal - plano de cisalhamento primário
F_s	Força tangencial - plano de cisalhamento primário
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
μ	Coefficiente de atrito
β	Ângulo de atrito
V_{cs}	Velocidade cisalhante
l_{pcp}	Comprimento deste plano

F	Força de atrito - plano de cisalhamento secundário
N	Força normal - plano de cisalhamento secundário
V_{sd}	Velocidade de saída do cavaco
τ_{pcp}	Tensão de cisalhamento no plano primário
ε	Grau de deformação
ε_0	Velocidade de deformação
K_t	Pressão específica de corte
τ_r	Limite de ruptura do material
G	Índice de esbeltez
R_a	Rugosidade média
R_q	Rugosidade média quadrática
R_t	Rugosidade total
a_i	Coefficientes de calibração

LISTA DE ABREVIATURAS

ANOVA	Análise de variância
CERMET	Metal duro à base de titânio
PCBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
PCP	Plano de cisalhamento primário
PCS	Plano de cisalhamento secundário
FEM	Método de Elementos Finitos
LABUS	Laboratório de Pesquisas em Usinagem
CEFCON	Centro de Estudos em Fabricação e Comando Numérico

CORRESPONDÊNCIA ENTRE TERMOS TÉCNICOS

BRASIL

Usinagem

Cavaco

Tensão de cisalhamento

Limite de escoamento

Microscopia Eletrônica de Varredura

PORTUGAL

Maquinagem

Apara

Tensão de corte

Limite de cedência

Microscopia Eletrônica de Varrimento

1 INTRODUÇÃO

O processo no qual uma matéria-prima é alterada com o objetivo de obter-se um produto acabado é chamado de fabricação. Segundo Ferraresi [1] existem duas principais classes de trabalho quando o estudo realizado é sobre a operações dos metais: as operações de usinagem (*maquinagem*) e as de conformação.

As operações de usinagem são aquelas nas quais há formação de cavaco (*apara*) no processo de alteração da matéria-prima para o produto final. O cavaco é a porção de material da peça retirada pela ferramenta no decorrer desse processo. Já as operações de conformação são aquelas nas quais obtém-se o mesmo resultado, porém nesse caso por meio da deformação plástica do metal.

São poucos os produtos que, até chegar em sua fase final, não passam por uma etapa de usinagem, isso ocorre principalmente por causa das diversas variações de geometria que essas operações possibilitam [2].

O foco do presente estudo é na área da usinagem e para isso é preciso tratar primeiramente sobre um tema de extrema importância: a usinabilidade. Determinar o nível de usinabilidade de um processo não é algo simples uma vez que ela é uma propriedade resultante da interação de dois materiais distintos (peça-ferramenta) e não apenas de um único material, como ocorre com o módulo de elasticidade ou o alongamento, por exemplo. Além disso, é preciso que seja levado em consideração as características do ambiente aonde se realiza o processo de usinagem. Por essas razões, a definição de uma unidade bem definida para a usinabilidade é uma tarefa complexa.

A usinabilidade pode então ser definida como uma grandeza tecnológica que expressa um conjunto de propriedades de usinagem de um metal em relação a outro metal. Essa grandeza é expressa por meio de índice ou percentagem. As propriedades de usinagem de um metal são aquelas propriedades que apresentam o seu efeito sobre grandezas mensuráveis inerentes ao processo de usinagem dos metais. Alguns exemplos dessas grandezas são: acabamento da superfície da peça (tensão residual, rugosidade, rebarbas, etc.), força de usinagem, temperatura de corte e características do cavaco [1].

A usinabilidade é de interesse de muitos, desde os fabricantes dos metais e das ferramentas de corte aos consumidores, que, por sua vez, se preocupam principalmente com a produtividade do processo e, por isso, buscam estabelecer métodos de ensaio para determinar a usinabilidade

de um par de metais [1]. Os principais fatores que influenciam na determinação da usinagem são: o material da peça, o processo mecânico e os critérios de avaliação.

Como material da peça tem-se por exemplo a dureza e a resistência mecânica do material. A dureza, por exemplo, quando aumenta, faz com que o desgaste abrasivo da ferramenta também aumente, reduzindo assim a sua vida útil. Uma elevada resistência mecânica do material, por sua vez, ocasiona elevadas forças de corte, elevada energia específica de corte e elevadas temperaturas de corte, fazendo com que o material seja mais difícil de usinar.

As condições de usinagem estão relacionadas diretamente com o processo mecânico no que diz respeito ao material e à geometria da ferramenta, aos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte), aos fluidos de corte, à rigidez da máquina-ferramenta e ao sistema de fixação da peça. Os critérios básicos de avaliação são baseados na vida da ferramenta, na força de usinagem, no acabamento da superfície e na produtividade. Os critérios específicos são baseados na análise dimensional, na temperatura de corte e nas características do cavaco, por exemplo [1].

1.1 Motivação

No trabalho em questão, o estudo da usinabilidade está voltado para os aços inoxidáveis. Grande parte da produção mundial de aço tem como destino a reposição de perdas ocasionadas pela corrosão, que diminui a vida útil da peça e torna necessária a manutenção periódica, bem como, a aplicação de processos de proteção. Nesse cenário, entre os materiais utilizados na fabricação de componentes mecânicos, os aços inoxidáveis formam um grupo de larga aplicação industrial devido à sua boa resistência mecânica e/ou resistência à corrosão. Suas características têm motivado estudos e artigos recentes que, por exemplo, avaliam as propriedades mecânicas e de corrosão desses aços, utilizados na fabricação de implantes ortopédicos. Outros artigos, avaliam a resistência à corrosão para o uso na parte fria dos sistemas de exaustão de veículos. Há também artigos que avaliam a resistência à corrosão em meio marinho sintético simulando atividades em águas profundas.

Contudo, quando se trata de aços com excelente resistência à corrosão associados a altos valores de resistência mecânica, nenhum aço se enquadra melhor do que os aços inoxidáveis duplex e superduplex, que possuem ainda elevada tenacidade ao impacto. Essas características são possíveis devido à microestrutura bifásica composta por ferrita e austenita, presentes em concentrações equivalentes. As boas propriedades mecânicas, o elevado limite de resistência à

oxidação e a elevada resistência à corrosão e à corrosão sob tensão, quando comparados ao aço carbono, fazem com que os aços duplex e superduplex sejam cada vez mais utilizados. No atual cenário mundial, esses aços estão sendo muito empregados em componentes onde a produtividade contínua é necessária e onde o custo não é grande limitação, como por exemplo, em setores industriais tais como petroquímico, naval e plataformas offshore. Outras áreas de aplicação são em vasos de pressão em processos críticos, trocadores de calor e reatores, por exemplo. Todas essas características fazem com que os aços duplex e superduplex estejam entre os materiais mais estudados pelos processos de usinagem. Grande parte deste estudo trata da fabricação de peças cilíndricas por torneamento para implantação em sistemas de exploração e tratamento químico no setor de petróleo e de gás. Esta aplicação justifica os estudos voltados para pesquisas sobre a qualidade da superfície e da qualidade subsuperficial da peça após a remoção do cavaco e como o material se comporta em meios agressivos através de ensaios de corrosão.

O estudo da qualidade da superfície trata da identificação das características da topografia da peça, tais como a rugosidade, os microporos e a formação de microtrincas, além do encruamento que pode ser causado pelo endurecimento de uma pequena camada da superfície após sua deformação plástica abaixo da temperatura de recristalização do material. Esta ocorrência pode ser observada nos processos de usinagem e deve ser considerada na análise de forças, dependendo do caso. Por exemplo, o aumento da dureza da superfície da peça pode ocasionar o aumento da força de corte durante o cisalhamento do cavaco e, conseqüentemente, a redução da usinabilidade.

O estudo dos aços duplex e superduplex faz parte de uma categoria de materiais ainda em expansão. É possível observar duas linhas de pesquisa voltadas ao estudo destes aços considerando o processo de usinagem convencional. Um dos grupos trata do comportamento do material em meio agressivo e a influência de tratamento térmico na resistência à corrosão [3,4]. O outro grupo investiga a influência das condições de usinagem na qualidade das peças fabricadas [5-7]. Outros trabalhos, como o estudo de Fonseca et al. [8], abordam sobre a fabricação deste aço por meio de outros processos de usinagem, analisando a geração de tensão residual pela variação dos parâmetros de corte no fresamento.

No entanto, ainda poucos trabalhos tratam da usinabilidade destes aços frente aos aços inoxidáveis comercialmente mais baratos no mercado, como os aços AISI 316 e AISI 410, que podem simular separadamente as fases presentes no aço duplex e superduplex. Por isso, além de um estudo investigativo experimental da força e da rugosidade, este trabalho também irá

propor um modelo homogêneo e heterogêneo para a previsão da força de usinagem do aço duplex UNS S31803. Neste modelo, a pressão específica de corte do aço duplex será obtida a partir dos valores de pressão específica dos aços AISI 316 e AISI 410. Deste modo, objetiva-se calibrar o modelo da força para reduzir a necessidade de dados experimentais no estudo do aço duplex e, também, verificar a possibilidade de estudar a força de usinagem sem que o aço duplex seja usinado, já que este possui elevado valor comercial frente aos outros aços inox.

1.2 Objetivo principal

A partir das considerações apresentadas, o principal objetivo desta pesquisa é comparar a usinabilidade dos aços inoxidáveis austenítico AISI 316 e ferrítico AISI 410 com o aço inoxidável duplex UNS S31803. A usinabilidade será analisada a partir das forças de usinagem, do atrito gerado pelo escoamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta e da rugosidade da peça, para diferentes condições de corte.

1.3 Objetivos específicos

Os objetivos específicos deste trabalho incluem:

- Realizar a usinagem variando a velocidade de corte, o avanço da ferramenta, a profundidade de corte e o raio de ponta da ferramenta. Nesta etapa, serão feitas as medidas das forças de usinagem com o auxílio do dinamômetro. Não será utilizado fluidos de corte;
- Tratar os dados da força com auxílio do Matlab e analisar os dados experimentais a partir da análise de variância (ANOVA) e do Método Taguchi;
- Utilizar os resultados experimentais da força de usinagem para encontrar os coeficientes de calibração de um modelo mecanístico para cada aço estudado (modelo homogêneo);
- Utilizar os coeficientes dos aços AISI 316 e AISI 410 para calibrar um novo modelo mecanístico (modelo heterogêneo) capaz de prever os valores da força de usinagem do aço duplex sem que haja necessidade de usiná-lo;

- Estudar o comportamento do escoamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta de corte pela análise do coeficiente de atrito médio e pela análise da morfologia do cavaco;
- Apresentar a integridade da superfície usinada pela análise da rugosidade média (R_a) medida com o auxílio de um perfilômetro/rugosímetro. Nesta etapa, a influência dos parâmetros de corte também será realizada pela ANOVA e pelo Método Taguchi.

1.4 Estrutura do trabalho

O presente relatório contém seis capítulos. No primeiro capítulo será realizada uma abordagem geral sobre a usinagem e sobre os aços utilizados no estudo em questão. Posteriormente, serão apresentadas as motivações para a realização do presente estudo e, por fim, serão indicados e listados o objetivo final e os objetivos específicos almejados.

No segundo capítulo será realizado um estado da arte. Nele, serão apresentados os conceitos teóricos com o objetivo de propiciar uma melhor compreensão do estudo realizado. Primeiramente, serão abordados conceitos relacionados com o processo de usinagem executado, bem como as ferramentas de corte utilizadas neste processo. Será realizada uma importante abordagem sobre os mecanismos de formação do cavaco, do atrito e rugosidade na usinagem. Será abordada, também, a força no processo de usinagem e serão apresentados diferentes modelos para a obtenção da força no corte ortogonal, desde o modelo clássico até aos modelos mais recentemente apresentados. Por fim, serão apresentados os dois métodos utilizados para a abordagem e interpretação dos resultados obtidos, que são a Análise de Variância (ANOVA) e o Método Taguchi.

O capítulo três apresenta os materiais e métodos do estudo. Neste capítulo, primeiramente serão apresentados os aços usinados, bem como as suas propriedades, a ferramenta de corte utilizada, o torno mecânico onde o torneamento foi efetuado e os equipamentos para leitura dos resultados. Na sequência, será apresentado o planejamento experimental desenvolvido com os diferentes níveis utilizados para cada parâmetro de entrada e a matriz experimental definida.

O capítulo quatro é o capítulo que apresenta todos os resultados obtidos com base nos ensaios experimentais e as primeiras análises desses resultados. No início do capítulo, será indicada uma disposição dos resultados a serem apresentados. Inicialmente, será realizada uma abordagem da força de usinagem, desde o tratamento e análise dos dados experimentais até à

influência dos parâmetros de corte. Na sequência, será proposto o modelo mecanístico para o cálculo da força de usinagem dos três aços estudados, onde, inicialmente, será proposto um modelo mecanístico homogêneo para cada aço, separadamente, e na sequência será proposto um modelo mecanístico heterogêneo para o aço super duplex utilizando os dados dos outros dois aços. Neste capítulo, também será realizado um estudo na interface de contato cavaco – ferramenta, onde será analisado o coeficiente de atrito médio com base na variação dos parâmetros de entrada. Por fim, será realizado o estudo da integridade da superfície dos materiais usinados pela análise da rugosidade e serão apresentados os parâmetros de maior influência nestes resultados.

No quinto capítulo serão apresentadas as conclusões finais com base nas análises realizadas no decorrer do estudo.

No sexto e último capítulo serão apresentadas propostas para trabalhos futuros, com o objetivo de encontrar resultados mais satisfatórios para determinadas condições de usinagem.

2 ESTADO DA ARTE

O torneamento é a operação de usinagem mais comum no corte de metal, empregada tanto em trabalhos experimentais como na indústria. O processo de torneamento funciona da seguinte maneira: a peça, material a ser cortado, é fixada ao mandril e a ela é atribuído um movimento de rotação. A ferramenta, por sua vez, responsável pelo corte, é fixada e move-se em um plano que, idealmente, compreende o eixo de rotação da peça. O torneamento possibilita a execução de várias operações, permitindo a fabricação de peças cilíndricas, cônicas, esféricas e até mesmo uma combinação dessas geometrias.

Algumas das operações mais comuns no torneamento são: o torneamento longitudinal, que diminui o diâmetro da peça; o torneamento radial, utilizado para produzir superfícies e rebaxos na extremidade da peça; a furação, que permite a execução de furos na extremidade da peça com o auxílio de brocas; o particionamento, ou sangramento, que permite a separação de uma parte do material; entre outros.

2.1 Definições básicas do processo de torneamento

Segundo NERY [9] para que se possa estudar sobre os ângulos e velocidades de corte, é necessário, inicialmente, ter uma visão geral do posicionamento das direções de movimento dos eixos do torno mecânico, como apresentado na Figura 2.1. O eixo X da máquina determina a movimentação transversal da mesa do torno, o eixo Z determina a movimentação longitudinal da mesa do torno, já o eixo Y não apresenta grau de liberdade para movimentação. A movimentação da mesa nos eixos X ou Z ou em ambos, simultaneamente, gera a movimentação da ferramenta fixada.

Para um melhor entendimento do tema, alguns conceitos básicos sobre a usinagem serão abordados na sequência, e poderão ser melhor compreendidos observando a Figura 2.2.

- Movimento de corte: movimento relativo entre a peça e a ferramenta no qual o material da peça é forçado sobre a superfície de saída da ferramenta. No torneamento, corresponde à rotação da peça;
- Movimento de avanço: movimento relativo entre a peça e a ferramenta que, juntamente com o movimento de corte, permite a remoção contínua de material da peça durante várias revoluções;

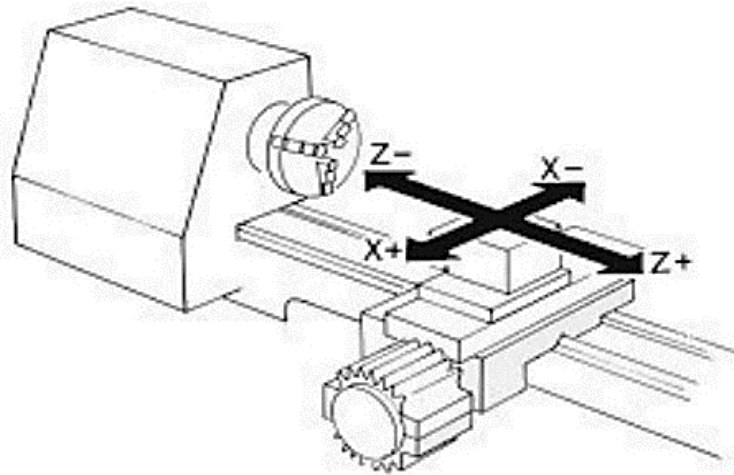


Figura 2.1 - Movimentos no Torno [9].

- Movimento efetivo de corte: no torneamento, é o movimento resultante dos movimentos de corte e de avanço;
- Velocidade de corte (V_c): é a velocidade instantânea do movimento de corte entre um ponto da aresta de corte da ferramenta e a peça;
- Velocidade de avanço (V_f): é a velocidade instantânea do movimento de avanço entre um ponto da aresta de corte da ferramenta e a peça;
- Velocidade efetiva de corte (V_e): é a velocidade instantânea do movimento efetivo de corte entre um ponto da aresta de corte da ferramenta e a peça.

As Equações 2.1 e 2.2 apresentam o cálculo da velocidade de corte e da velocidade de avanço. Onde d (mm), n (rpm) e f (mm) são o diâmetro inicial da peça, a velocidade de rotação da peça e o avanço da ferramenta, respectivamente.

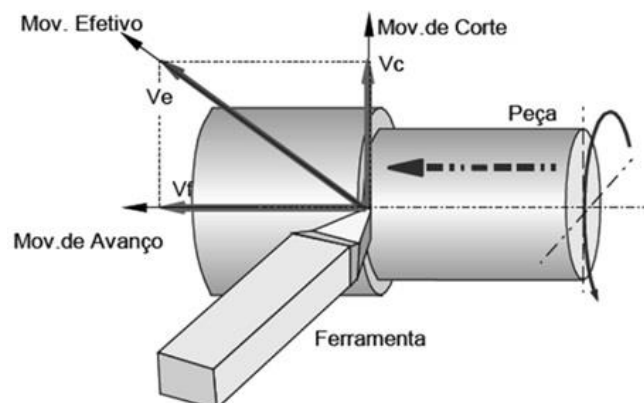


Figura 2.2 – Movimentos e velocidades no torneamento (adaptado Stoeterau).

$$V_c = \frac{\pi dn}{1000} (m/min) \quad (2.1)$$

$$V_f = fn (mm/min) \quad (2.2)$$

2.2 Ferramentas de corte

As ferramentas de corte possibilitam a remoção de material de uma peça por meio de arestas cortantes. Relatos indicam que as primeiras ferramentas de corte utilizadas eram de madeira [10]. Porém, com o passar dos anos se tornou necessário desenvolver materiais para peças com maior dureza e maior resistência à abrasão. Segundo Diniz, Marcondes e Coppini [11] e Groover [12], as principais características que as ferramentas devem possuir são:

- Dureza à temperatura de trabalho: manter a dureza à temperatura de trabalho para suportar os esforços cortantes mesmo em temperaturas elevadas. As temperaturas envolvidas estão diretamente relacionadas com a velocidade de trabalho, por este motivo existem materiais adequados para faixas diferentes de velocidades;
- Resistência ao desgaste: suportar o desgaste abrasivo mediante o atrito presente na usinagem;
- Tenacidade: evitar falha por fratura;
- Estabilidade química: o material da ferramenta e da peça não devem apresentar compatibilidade química para evitar o desgaste por difusão atômica no estado sólido.

Atualmente os principais materiais utilizados na fabricação de ferramentas são: os aços rápidos com e sem revestimento, o metal duro com e sem revestimento, o CERMET (metal duro à base de titânio), a cerâmica, o PCBN (nitreto cúbico de boro policristalino) e o diamante. Mas nenhum desses materiais consegue sozinho unir as principais características ideais. Por isso, cada tipo de processo e operação requer uma ferramenta específica.

As ferramentas utilizadas no torneamento são monocortantes, isto é, possuem oficialmente apenas uma aresta de corte ativa. Podem-se encontrar ferramentas inteiriças, onde o suporte e a parte cortante compõem uma única peça, e na forma de pastilhas ou insertos, esses, por sua vez,

são fixados num suporte. A geometria de uma ferramenta de corte impacta diretamente nos seguintes parâmetros [1]:

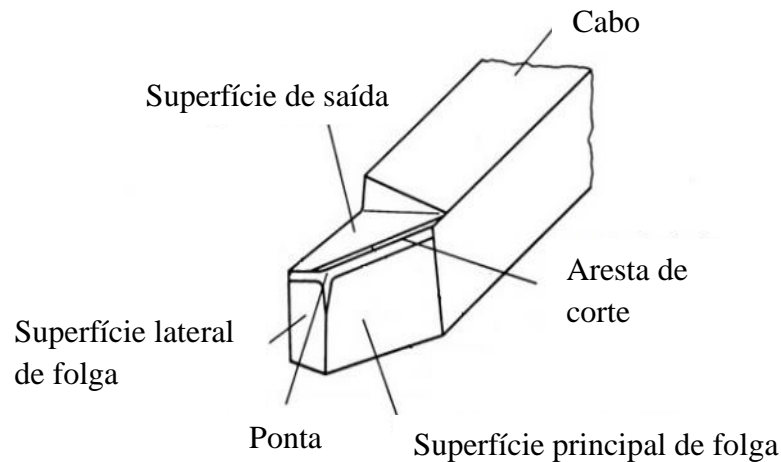


Figura 2.3 - Ferramenta de corte [1].

- Formação de cavaco: a forma e a direção do fluxo do cavaco formado estão diretamente ligadas à forma da ferramenta;
- A produtividade da usinagem: o avanço pode ser aumentado modificando o ângulo de posição da ferramenta, o que influencia na produtividade do processo;
- A vida da ferramenta: é afetada pelas forças atuantes sobre a ferramenta, o escoamento do cavaco sobre a superfície de saída, o calor gerado, entre outros;
- Qualidade do processo de usinagem: o acabamento e as tensões residuais na superfície usinada.

A definição e nomenclatura da geometria das ferramentas de corte e dos ângulos, que dependem da posição da ferramenta em relação a alguns aspectos do processo, é tarefa árdua. Para auxiliar nessa tarefa, existe a Norma ABNT NBR ISO 3002- 1:2013 – Grandezas básicas em usinagem e retificação, que trata sobre a geometria da parte cortante das ferramentas de usinagem.

A aresta ou cunha de corte é a parte da ferramenta na qual o cavaco se origina, através do movimento relativo entre a ferramenta e a peça. Esta aresta é formada pelo encontro das superfícies de saída e de folga. Analisando a Figura 2.3 pode-se entender melhor a geometria de uma aresta cortante.

- Superfície de folga: superfície da aresta cortante que confronta com as superfícies de corte, pode conter um chanfro junto à aresta de corte;
- Superfície de saída: superfície sobre a qual o cavaco se forma e escoo, e pode também conter um chanfro;
- Ponta de corte: ponta na qual se encontram a aresta principal e a lateral de corte de uma mesma superfície de saída. A ponta da ferramenta apresenta um raio próprio que influencia na usinabilidade do processo, como será apresentado neste trabalho.

Os ângulos da parte de corte são definidos no sistema de referência da ferramenta, que é determinado por planos ortogonais entre si e servem para determinar a posição e a forma da aresta cortante. Pode-se observar na Figura 2.4 os ângulos de uma ferramenta de corte.

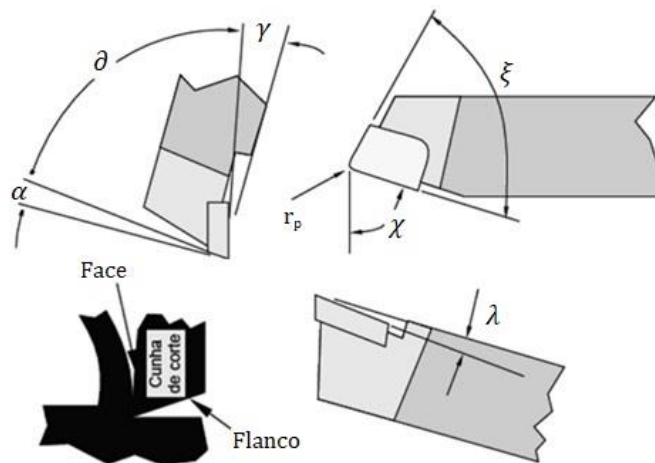


Figura 2.4 – Ângulos de uma ferramenta de corte [1].

Onde α é o ângulo de folga, que altera a forma como a ferramenta penetra o material, podendo gerar mais calor, fragilidade ou prejudicar o acabamento da superfície da peça;

∂ é o ângulo da aresta de corte;

γ é o ângulo de saída e um dos mais importantes, pois influencia decisivamente na força e na potência de usinagem, no acabamento da superfície usinada e na quantidade de calor gerado, segundo STEMMER [13];

ξ é o ângulo de ponta da ferramenta;

λ é o ângulo de inclinação;

χ é o ângulo de posição, sempre positivo;

r_p é o raio de ponta.

2.3 Diferença entre os cortes ortogonal e oblíquo

No corte ortogonal a aresta de corte é considerada normal à direção de corte e de avanço, permitindo o estudo bidimensional do corte e da formação do cavaco. Já no corte oblíquo, a velocidade de corte possui um ângulo de inclinação (λ) que altera os ângulos do plano de cisalhamento, do plano de atrito, a saída do cavaco e os vetores de força resultante, necessitando do estudo tridimensional do processo, como mostrado na Figura 2.5.

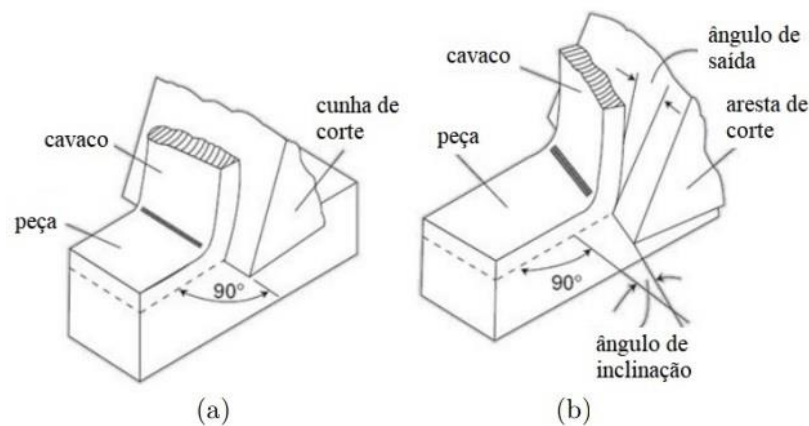


Figura 2.5 – Geometria do corte. (a) ortogonal e (b) oblíquo (adaptado [14]).

Embora as operações de corte mais comuns sejam tridimensionais e geometricamente complexas, usa-se o corte ortogonal bidimensional para explicar os mecanismos gerais de remoção de metal. Uma das particularidades ligadas à geometria de corte é o cálculo da área da seção transversal do cavaco (A_c). A área da seção de corte é a porção de material da peça em contato com a ferramenta que será retirada e este valor é utilizado posteriormente no cálculo da força de corte.

No corte ortogonal, a área do cavaco A_c pode ser aproximada como o produto da base (b) e da altura (h) da seção transversal. Para facilitar a compreensão é possível substituir estas medidas pelos valores da profundidade de corte a_p e do avanço f , Equação 2.3. Esta área pode ser calculada também como função do ângulo de posição χ , como mostra a Equação 2.4. Estes conceitos podem ser entendidos mais facilmente observando a Figura 2.6.

$$A_c = bh = a_p f \quad (2.3)$$

$$A_c = a_p f \text{sen} \chi \quad (2.4)$$

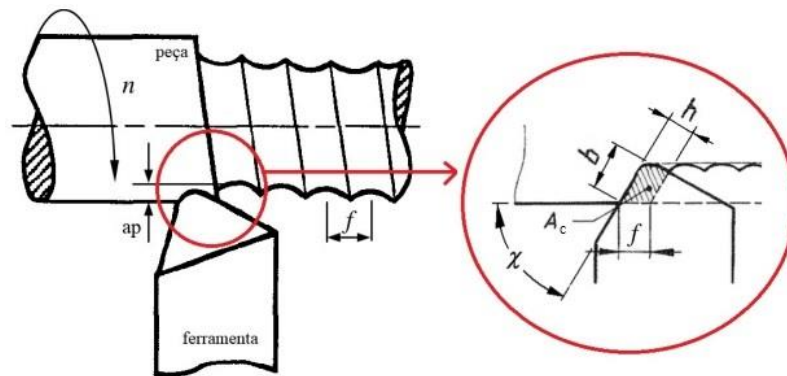


Figura 2.6 – Área da seção de corte (adaptado[1]).

2.4 Mecanismos de formação do cavaco

À medida que a ferramenta é forçada a entrar no material, o cavaco é formado pela deformação cisalhante ao longo de um plano chamado plano de cisalhamento primário, que é orientado pelo ângulo de cisalhamento primário (ϕ) com a direção da velocidade de corte, como se pode observar na Figura 2.7. Ao longo do plano de cisalhamento, onde a maior parte da energia mecânica é consumida na usinagem, o material é praticamente deformado.

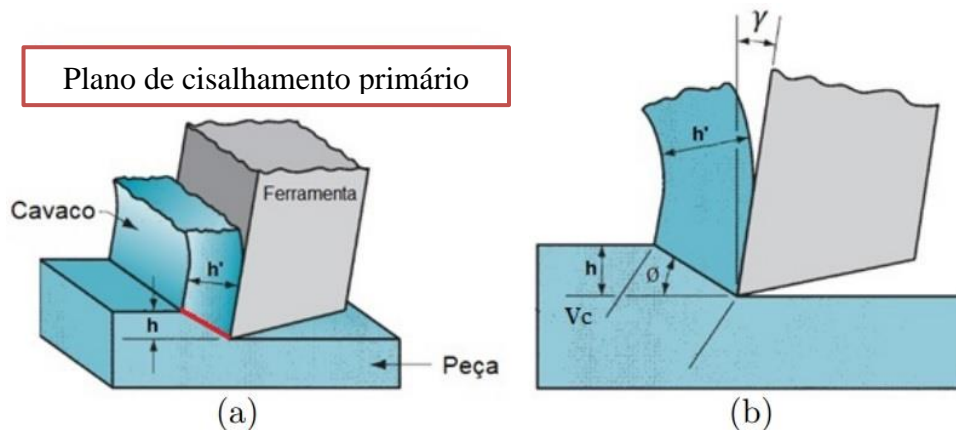


Figura 2.7 – Corte ortogonal: (a) processo tridimensional e (b) reduzido para duas dimensões na vista lateral (adaptado[12]).

As observações do processo de usinagem permitiram verificar que a espessura do cavaco (h'), medido microscopicamente, é maior que a espessura de corte (h), assumindo que não há compressão por deformação plástica do cavaco e nem espalhamento para os lados. A razão

entre a espessura do cavaco e a espessura de corte é conhecida como grau de recalque R_c , como apresenta a Equação 2.5 [12].

$$R_c = \frac{h'}{h} \quad (2.5)$$

Após o recalque, o material deforma-se plasticamente devido às altas tensões de cisalhamento. Em seguida ocorre a ruptura total ou parcial do material na região de cisalhamento primária. Esta ruptura é influenciada pelas propriedades mecânicas da peça, pelos parâmetros de corte, pela geometria da ferramenta de corte, entre outros. Por fim, ocorre o deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta de corte. Este contato é chamado de plano de cisalhamento secundário. As etapas se repetem até completar o processo de usinagem.

Dependendo do material da peça e das condições de corte, os seguintes mecanismos de formação de cavacos podem ser observados, como mostra a Figura 2.8.

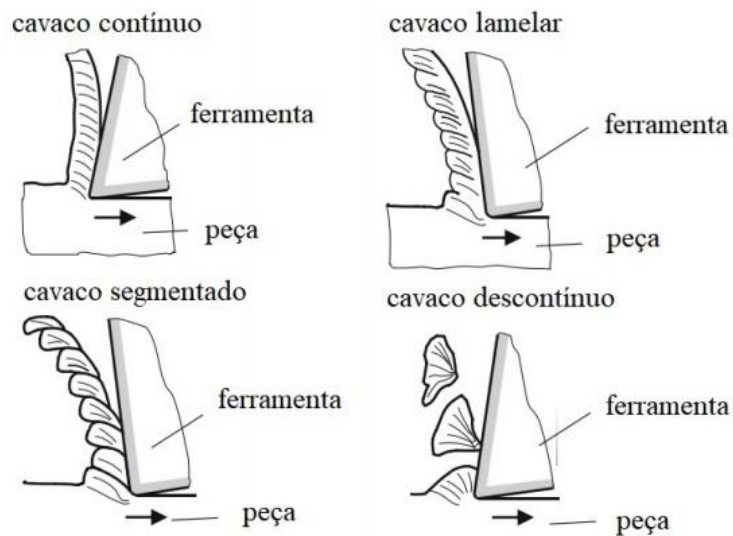


Figura 2.8 – Mecanismo de formação dos cavacos: contínuo, lamelar, segmentado e descontínuo [15].

Na formação de cavacos contínuos, o cavaco desliza ao longo da superfície de saída da ferramenta de corte a uma velocidade constante em um fluxo estacionário. Esta formação ocorre quando o material da peça apresenta grãos finos e alta ductilidade ou quando se utilizam altas

velocidades de corte, baixos valores de atrito no contato cavaco ferramenta, ângulos de inclinação positivos e espessura do cavaco não deformada.

A formação de cavacos lamelares é um processo contínuo e periódico semelhante à formação anterior. No entanto, existem variações no processo de deformação que causa clivagens mais ou menos significativas ou mesmo faixas de cisalhamento concentradas. As lamelas são produzidas devido a processos térmicos ou elastomecânicos com alta frequência de formação. Lascas lamelares ocorrem com materiais de peças altamente dúcteis, especialmente em altas velocidades de corte.

O cavaco segmentado ocorre pela formação descontínua de um cavaco com partes mais ou menos conectadas e com variações significativas no grau de deformação ao longo do caminho do fluxo. Ocorre principalmente com ângulos de inclinação negativos, menores velocidades de corte e maior espessura de cavacos.

A formação de cavacos descontínuos ocorre se a ductilidade plástica do material da peça de trabalho for muito baixa ou se são formados caminhos de deslizamento predefinidos devido à alta inhomogeneidade. Partes de material da peça são arrancadas sem deformação.

A Figura 2.9 apresenta, esquematicamente, as principais formas que o cavaco pode assumir em função do grau de profundidade e do avanço da ferramenta de corte.

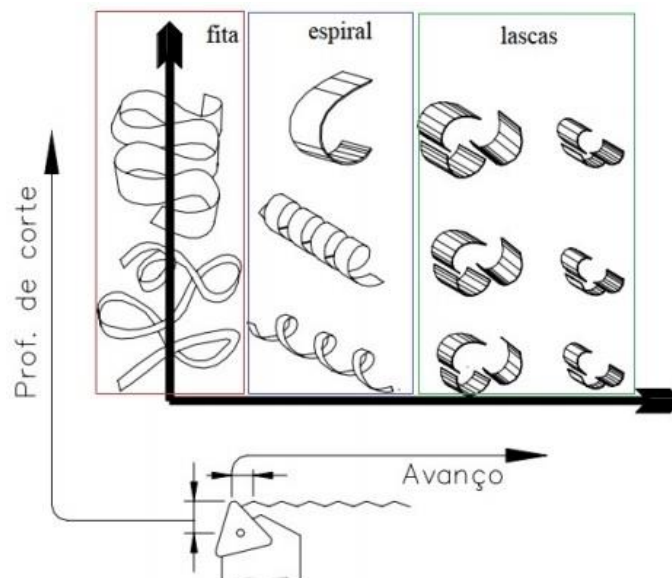


Figura 2.9 – Influência dos parâmetros de corte nos tipos de cavaco [11].

Há, também, variações em função da relação entre a profundidade de corte (a_p) e o raio de ponta da ferramenta (r_p), que influencia na quebra do cavaco. Uma relação a_p/r_p pequena

promove uma curvatura lateral, afastando o cavaco da superfície usinada e fazendo com que o cavaco não se quebre com facilidade. Já uma relação a_p/r_p grande gera uma curvatura lateral somada também a uma curvatura vertical, fazendo com que o cavaco vá de encontro à superfície de folga da ferramenta. A Figura 2.10 representa esse comportamento. O método mais usual para realizar medidas e caracterizar os cavacos é através do microscópio eletrônico de varredura (MEV).

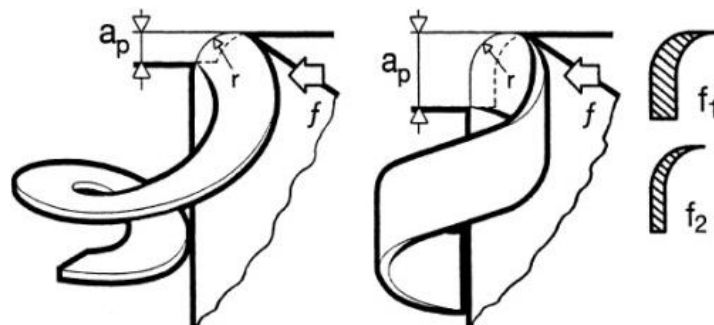


Figura 2.10 - Relação entre a profundidade de corte e o raio de ponta da ferramenta [11].

Além da tensão normal no plano de cisalhamento primário, outro fator que interfere diretamente no tipo de cavaco formado é a condição de atrito na interface cavaco - ferramenta (plano de cisalhamento secundário) [16], que será melhor explicado na sequência do trabalho.

Como informado anteriormente, a formação do cavaco contínuo ocorre para baixos valores de atrito no contato cavaco - ferramenta. Esse comportamento existe, pois, nessas condições há um equilíbrio entre a tensão de cisalhamento no plano de cisalhamento e a tensão normal. Esse equilíbrio faz com que a trinca apresentada no momento da ruptura não se prolongue excessivamente ou de maneira rápida, de modo que o cavaco seja descontinuado. Essa é uma análise complexa de ser realizada pois ambos os fatores dependem das condições de atrito na interface cavaco - ferramenta. A tensão de cisalhamento no plano de cisalhamento, necessária para o início da trinca, é causada pela restrição que o cavaco possui ao se movimentar na superfície de saída da ferramenta. Sendo a tensão diretamente proporcional à esta restrição. O mesmo ocorre com a tensão de compressão no plano de cisalhamento, causada também pela restrição no movimento do cavaco. Também nesse caso, quanto maior é a restrição, maior é a tensão [16].

Existem maneiras de reduzir essa restrição, fazendo com que a trinca se propague mais facilmente e, com isso, que as forças cisalhante e normal decresçam. Uma das alternativas é

adicionar aos aços elementos como enxofre, chumbo, telúrio e selênio. Devido ao efeito lubrificante na interface cavaco - ferramenta, esses elementos reduzem as tensões normais no plano de cisalhamento. A tensão de cisalhamento necessária à abertura da trinca também é reduzida, uma vez que esses elementos fragilizam o material. Estudos mais recentes indicam que a texturização de ferramentas de corte de metal duro por lasers de pulsos ultracurtos pode gerar uma perturbação na zona de cisalhamento secundária e contribuir para a redução do atrito. Essa perturbação altera a espessura da zona de fluxo do cavaco, alterando assim as características do cavaco [17]. Há também a alternativa de se utilizar quebra-cavacos, fazendo que o cavaco gerado seja segmentado.

2.5 Atrito na usinagem

Qualquer superfície acabada apresenta micro irregularidades e, em função disso, quando duas superfícies são colocadas justapostas, os contatos ocorrem apenas nos pontos mais extremos dessas irregularidades. Assim, como se pode observar na Figura 2.11 abaixo, a área de contato real (A_r) é consideravelmente menor que a área de contato aparente (A).

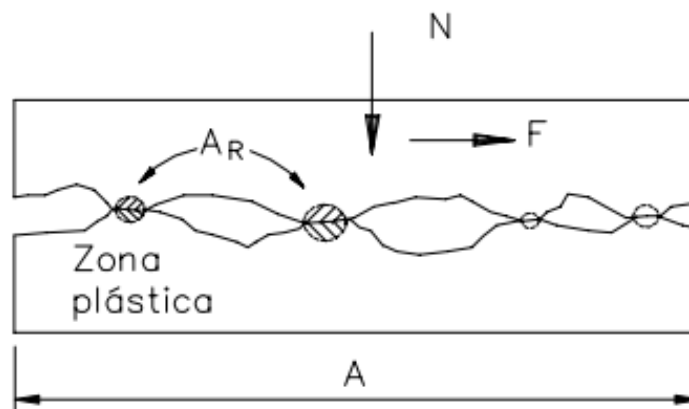


Figura 2.11 – Área de contato em uma superfície levemente carregada [18].

Considerando que seja aplicado uma carga normal (N) extra, a área de contato real (A_r) aumenta, pois há a deformação plástica dos pontos de contato já existentes, de maneira que essa nova A_r seja capaz de suportar a nova carga aplicada. Conseqüentemente, a força de atrito (ou tangencial - F), aumenta proporcionalmente, sendo o coeficiente de atrito μ o limite de proporcionalidade. Considerando que a carga normal aplicada seja aumentada de maneira indefinida, chegará um momento no qual todos os pontos extremos das irregularidades irão se

deformar de tal maneira, que a área de contato real irá se igualar com a área aparente. Essa força normal necessária para que aconteça a equivalência das áreas é denominada como “carga normal limite”, e a partir desse valor a força normal deixa de alterar na força de atrito. Ou seja, a força de atrito deixa de ser proporcional à força normal, passando a ser constante e assumindo o valor suficiente para vencer a resistência ao cisalhamento do material de menor resistência [18].

Sabe-se que o corte de metais envolve três zonas de deformação. A zona de cisalhamento primária, ou plano de cisalhamento, é responsável pela formação de cavacos. Já na zona de cisalhamento secundária, na superfície de saída, a peça e a ferramenta estão em um estado complexo de contato. A terceira zona, por sua vez, é responsável pelo contato com ploughing e flanco.

Foram propostos inúmeros modelos para prever o comportamento do atrito nas operações de corte do metal devido ao contato entre a peça e a ferramenta de corte. Alguns deles envolvendo métodos analíticos com zonas de cisalhamento delgadas [19] e grossas [20], métodos semianalíticos [21,22] e métodos numéricos [23,24]. Duas entradas importantes para esses modelos são os parâmetros do material e o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o material da peça. Essas duas informações podem ser consideradas independentes da mecânica de corte, pois estão relacionadas às propriedades mecânicas e físicas dos materiais. A identificação de ambas as propriedades é muito crítica para a modelagem precisa dos processos de usinagem.

Sendo um tópico comum em mecânica, o atrito tem sido extensivamente estudado nas ciências básicas. No entanto, devido à importância do atrito nos processos de usinagem, os pesquisadores da área de usinagem também voltaram suas atenções para esse tema. Os primeiros estudos sobre o assunto concluíram que existe uma relação direta entre o ângulo de cisalhamento e o atrito. Usando o princípio de energia mínima para os cavacos de tipo contínuo, Merchant [19] concluiu uma relação entre o ângulo de cisalhamento e o atrito do ângulo de saída. Oxley [20], por outro lado, incluiu o efeito do endurecimento por deformação no modelo da linha de deslizamento.

Como outra abordagem, o método semi-analítico conhecido como mecânica do corte [21,22], relaciona o coeficiente de atrito aparente ao ângulo de saída, à taxa de avanço e à velocidade de corte, e os utiliza em previsões de força. No entanto, essa abordagem pode levar tempos de testes muito longos, pois é necessário executar um grande número de testes dependendo das faixas consideradas.

Modelos mecanicistas semelhantes não fornecem muitas informações sobre o comportamento de atrito dos pares de peças e ferramentas. Na modelagem numérica [23,24], os pesquisadores se concentraram principalmente no comportamento do material e na formação de cavacos, sem focar na importância das condições de atrito na superfície de saída.

Lee e Shaffer [25] obtiveram uma relação semelhante aplicando a teoria do campo de linha de deslizamento ao corte ortogonal. As soluções apresentadas nesses estudos têm suposições que não representam com precisão o comportamento de atrito do processo. Com base nas observações experimentais, no entanto, foi bem aceito que o coeficiente de atrito geral (aparente) na superfície de saída diminui com o aumento do ângulo de saída. Por outro lado, os efeitos de outros parâmetros, como velocidade de corte ou taxa de avanço, não eram tão bem conhecidos.

Eventualmente, Zorev [26] abordou o problema observando as distribuições de pressão normal e a tensão de cisalhamento na superfície de saída e formas de distribuição propostas para elas. Basicamente, Zorev [26] propôs que o material que sai da zona de cisalhamento primário atinge a superfície de saída com uma pressão normal tão alta que existe uma zona de contato aderente próxima à ponta da ferramenta, conhecida como zona de aderência. Devido à queda da pressão normal, o estado do contato muda para o atrito deslizante (Coulomb), afastando o material da ponta da ferramenta na superfície de saída, a região onde isso ocorre é conhecida como zona de deslizamento. Em um estudo posterior, Fang [27] concluiu que o atrito entre a ferramenta e o cavaco diminui com o aumento do valor absoluto do ângulo de saída negativo e com o aumento da velocidade de corte, aplicando a análise de campo de linhas de deslizamento.

O atrito entre dois corpos em contato depende de muitos fatores, como o par de materiais, temperatura, pressão e velocidade, dependendo das faixas de aplicação [28–30]. Em um estudo recente, por exemplo, Philippon et al. [31] conduziram vários experimentos em uma configuração de teste original para investigar o comportamento do atrito deslizante em altas velocidades de deslizamento, e concluíram que o coeficiente de atrito de deslizamento depende fortemente da velocidade e da pressão. Em outro estudo, Moufki et al. [32] propuseram um modelo de corte ortogonal que relaciona o coeficiente de atrito deslizante à temperatura média na superfície de saída.

Um outro estudo recente [20] propôs um modelo analítico de corte ortogonal, que considera as zonas de atrito de aderência e deslizamento na superfície de saída e usa o modelo constitutivo de Johnson-Cook (JC). A relação constitutiva de JC é relativamente simples, é um modelo

unidimensional que explica os efeitos de deformação, da taxa de deformação e o amaciamento térmico na tensão de escoamento, utilizando o critério de rendimento de Von Mises. Ele descreve o comportamento de endurecimento do material com base em uma função bastante conhecida, a função de lei de potência. Além disso, essa relação empírica é relativamente simples de calibrar para um determinado material. É relativamente fácil de implementar em códigos de computadores, os custos associados são baixos e produz previsões razoavelmente precisas para uma variedade de materiais se as condições de carregamento não excederem as utilizadas durante os testes de identificação de parâmetros.

No modelo [20], o coeficiente de atrito deslizante está relacionado com a velocidade de atrito e é calibrado usando um pequeno número de testes de corte ortogonais, onde os parâmetros JC também são calibrados para a faixa de velocidade de corte especificada. O modelo proposto possui recursos de calibração e previsão.

A representação precisa do comportamento do contato na superfície de saída é fundamental para o completo entendimento e modelagem das operações de corte de metal. Nesse sentido, a análise quantitativa do comportamento do atrito no corte de metal é importante para uma melhor compreensão da natureza do processo. A identificação do coeficiente de atrito deslizante entre o par de peças e ferramentas e a relação do coeficiente de atrito deslizante com o aparente também é fundamental na modelagem de processos. Os comprimentos de contato, que são basicamente as representações físicas do comportamento de atrito na superfície de saída, também devem ser modelados e analisados.

2.6 Força no processo de usinagem

A força que a ferramenta exerce sobre a peça é uma das variáveis mais representativas do processo de usinagem, pois contribui para o entendimento do processo e pode determinar a usinabilidade de um material, a vida útil da ferramenta de corte, o dimensionamento das máquinas - ferramentas e o controle do consumo de energia e do aumento da produtividade.

No entanto, devido ao preço das ferramentas de corte e ao tempo necessário para aquisição e tratamento dos resultados, a obtenção desta força a partir de dados unicamente experimentais é bastante custosa. Devido a esta problemática, diversos modelos para previsão desta força vêm sendo constantemente desenvolvidos e/ou otimizados.

2.6.1 Modelo clássico da força no corte ortogonal

Um dos primeiros modelos desenvolvidos para o cálculo das forças de corte foi apresentado por Ernst e Merchant em 1954. Os autores apresentaram as principais forças no corte ortogonal partindo da representação apresentada na Figura 2.12. Nesta figura é possível observar as três zonas de cisalhamento: primária (vermelho), secundária (azul) e terciária (amarelo). As duas primeiras são as que influenciam nas forças de corte, considerando um ângulo de folga maior que zero e a aresta de corte perfeitamente afiada. Para facilitar a modelagem das forças, estas zonas são consideradas como planos.

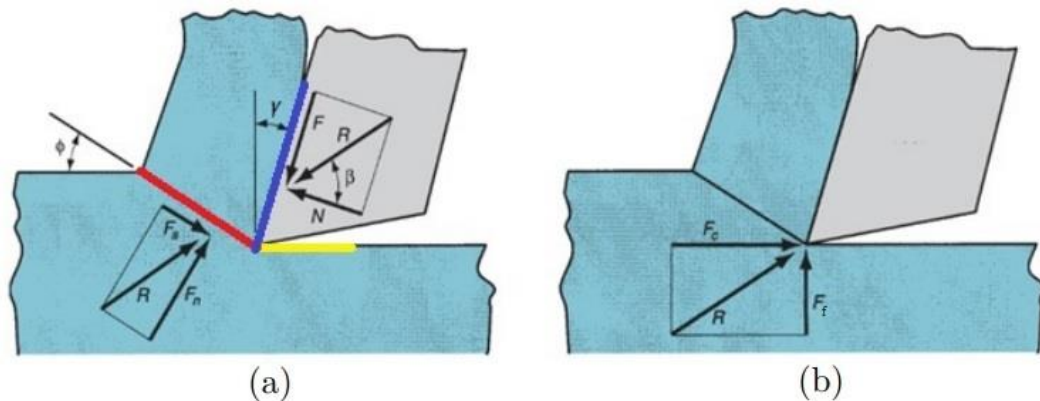


Figura 2.12 – Forças no corte do metal: (a) forças atuando no cavaco no corte ortogonal e (b) forças atuando na ferramenta (adaptado[12]).

No plano de cisalhamento primário (PCP), têm-se as forças normal (F_n) e tangencial (F_s), que podem ser obtidas como função da força de corte (F_c), da força de avanço (F_f) e do ângulo de cisalhamento primário ϕ , como apresentado nas Equações 2.6 e 2.7.

$$F_s = F_c \cos(\phi) - F_f \sin(\phi) \quad (2.6)$$

$$F_n = F_c \sin(\phi) + F_f \cos(\phi) \quad (2.7)$$

A velocidade com que o material cisalha (V_{cs}) no plano pode ser calculada a partir da velocidade de corte (V_c) e dos ângulos γ e ϕ , como apresentado na Equação 2.8. É possível também prever o comprimento deste plano (l_{pcp}) a partir das relações geométricas, como apresentado na Equação 2.9. Onde h' é a espessura do cavaco.

$$V_{cs} = V_c \frac{\cos\gamma}{\cos(\emptyset - \gamma)} \quad (2.8)$$

$$l_{pcp} = \frac{h'}{\cos(\emptyset - \gamma)} \quad (2.9)$$

A partir de relações geométricas é possível definir o ângulo de cisalhamento primário, conforme mostra a Equação 2.10. Ao longo dos anos foram desenvolvidos alguns modelos analíticos para o cálculo de \emptyset . Um dos mais conhecidos é o modelo de Ernst e Merchant (1941), apresentado na Equação 2.11.

$$tg\emptyset = \frac{\cos\gamma}{R_c - \text{sen}(\gamma)} \quad (2.10)$$

$$\emptyset = 45^\circ - \frac{\beta}{2} + \frac{\gamma}{2} \quad (2.11)$$

No plano de cisalhamento secundário (PCS), as forças aplicadas contra o cavaco pela ferramenta podem ser divididas em dois componentes mutuamente perpendiculares. A primeira, força de atrito F , é a força que resiste ao fluxo do cavaco ao longo da superfície de saída da ferramenta, Equação 2.12. A segunda, força normal N , como o próprio nome diz, é perpendicular à F , Equação 2.13. Ambas forças também podem ser calculadas a partir dos valores de F_c e F_f e do ângulo de saída γ .

$$F = F_c \text{sen}(\gamma) + F_f \cos(\gamma) \quad (2.12)$$

$$N = F_c \cos(\gamma) - F_f \text{sen}(\gamma) \quad (2.13)$$

A razão entre essas forças define o coeficiente de atrito μ , como indicado na Equação 2.14 [33]. O ângulo de atrito (β) é relacionado com o coeficiente de atrito pela Equação 2.15.

$$\mu = \frac{F}{N} \quad (2.14)$$

$$\mu = tg\beta \quad (2.15)$$

As componentes de força F , N , F_s e F_n não podem ser calculadas diretamente, pois suas direções variam para diferentes geometrias de ferramentas e condições de corte. Porém, as forças F_c e F_f podem ser obtidas experimentalmente utilizando um sensor de força, como o dinamômetro, uma vez que as duas componentes de forças agindo contra a ferramenta de corte têm direções conhecidas e podem ser calculadas diretamente.

A força de corte F_c atua na mesma direção da velocidade de corte V_c , enquanto que a força de avanço F_f é perpendicular à F_c [12]. É possível encontrar as Equações 2.16 e 2.17 a partir das relações trigonométricas do círculo de Merchant da Figura 2.13.

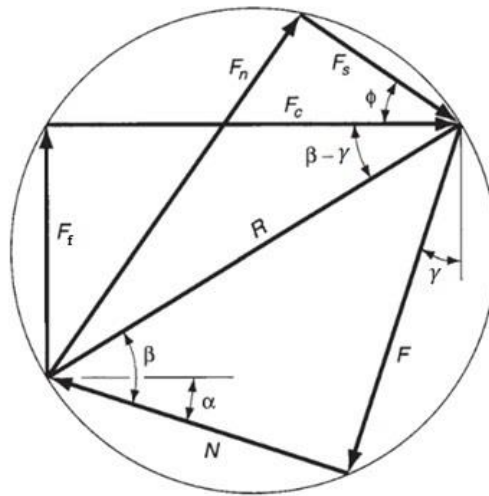


Figura 2.13 – Representação das forças de corte pelo Círculo de Merchant (adaptado[12]).

$$F_c = F_n \sin\phi + F_s \cos\phi \quad (2.16)$$

$$F_f = F_n \cos\phi - F_s \sin\phi \quad (2.17)$$

Considerando a tensão de cisalhamento no plano primário e a área do cavaco, as forças de corte e de avanço podem ser reescritas nas Equações 2.18 e 2.19.

$$F_c = \tau_{pcp} a_p f \frac{\cos(\beta - \gamma)}{\text{sen}(\emptyset) \cos(\emptyset + \beta - \gamma)} \quad (2.18)$$

$$F_f = \tau_{pcp} a_p f \frac{\text{sen}(\beta - \gamma)}{\text{sen}(\emptyset) \cos(\emptyset + \beta - \gamma)} \quad (2.19)$$

Adicionalmente pode-se obter no PCS a velocidade de saída do cavaco (V_{sd}), como apresentam as Equações 2.20 e 2.21. Nesta última R_c é o grau de recalque calculado pela razão entre a espessura do cavaco (h') e a espessura de corte (h).

$$V_{sd} = V_c \frac{\text{sen}(\emptyset)}{\cos(\emptyset - \gamma)} \quad (2.20)$$

$$V_{sd} = \frac{V_c}{R_c} \quad (2.21)$$

Finalmente, pode-se obter o grau de deformação (ε) e a velocidade de deformação (ε_0) do material ao passar pelo plano de cisalhamento primário, como mostram as Equações 2.22 e 2.23.

$$\varepsilon = \cotg(\emptyset) + tg(\emptyset - \gamma) \quad (2.22)$$

$$\varepsilon_0 = \frac{1}{\Delta Y} \left[V_c \frac{\cos(\gamma)}{\cos(\emptyset - \gamma)} \right] \quad (2.23)$$

Este grau de deformação pode ser um indicativo do encruamento do material e do aumento das forças de usinagem. Na velocidade de deformação o valor de ΔY pode ser considerado a distância das linhas lamelares do cavaco, medido com auxílio de microscopia.

2.6.2 Outros modelos

No desenvolvimento de grande parte dos modelos para previsão das forças de corte, considera-se, inicialmente, que a força é dada pelo produto da área da seção de corte (Equação 2.3) e da pressão específica de corte (K_t), como mostra a Equação 2.24. Esta constante será detalhada com mais profundidade na próxima seção.

$$F_c = K_t b h = K_t a_p f \quad (2.24)$$

onde K_t é a pressão específica de corte, b e h são a base e a altura da seção da seção transversal de corte, respectivamente, a_p é a profundidade de corte e f é o avanço.

A própria classificação dos modelos de força de corte está condicionada ao modo como se obtém K_t . Deste modo, se K_t for obtido por modelo empírico, analítico, homogêneo ou numérico, o modelo de força de corte será classificado como tal. Ainda é possível encontrar com maior frequência os modelos híbridos, como por exemplo, quando parte do modelo é obtido de modo analítico e outra parte é obtido de modo homogêneo.

Boujelbene [34] apresentou um estudo da força de corte para a liga de titânio Ti-6Al4V. A partir de dados experimentais, análise de variância e obtenção dos expoentes de calibração, o autor encontrou a relação linear entre a força de corte, a velocidade de corte e o avanço da ferramenta. Esta relação é apresentada na Equação 2.25 e plotada no gráfico da Figura 2.14.

$$F = 5772 V_c^{-0,264} f^{0,945} \quad (2.25)$$

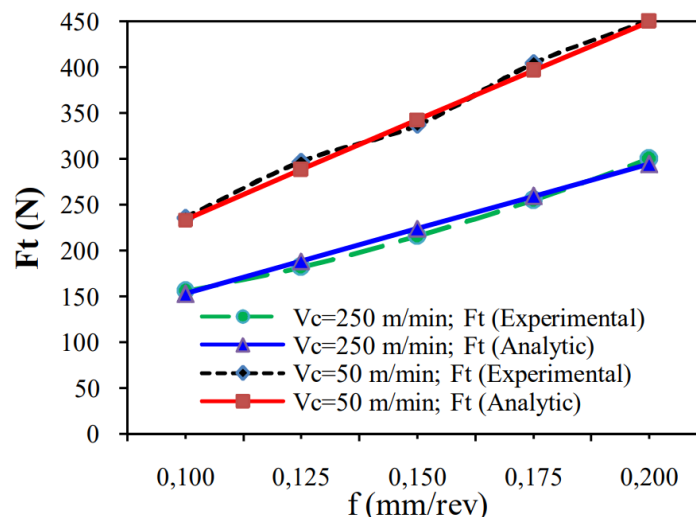


Figura 2.14 – Evolução da força de usinagem experimental e analítica [34].

É possível observar nesta figura que a força aumenta com o avanço da ferramenta e tende a ser menor para a velocidade de corte de 250 m/min. Níveis altos de velocidade de corte aumentam o atrito e o calor gerado na região de contato cavaco - ferramenta, diminuindo a resistência ao corte.

Gao, Sun e Leopold [35] desenvolveram um modelo analítico para força de corte considerando também o raio de ponta e a recuperação elástica do material. O modelo foi baseado na Equação 2.26, onde k_{ic} e k_{ie} são os coeficientes de corte e de aresta, respectivamente, e A_c e ω_r são a área do cavaco e a largura de corte. A segunda parcela desta equação trata dos esforços causados pelo fenômeno de *ploughing*, que ocorre quando a espessura de corte é muito próxima ou inferior à espessura mínima para formar cavaco e, então, parte do material adere ou é empurrado à frente da aresta de corte, conformando o material. No presente estudo não será considerado nos cálculos a parcela de força de *ploughing*. A Figura 2.15 compara a força de corte experimental com o modelo.

$$F_i^k = K_{ic}^k A_c^k + K_{ie}^k \omega_r^k \quad (2.26)$$

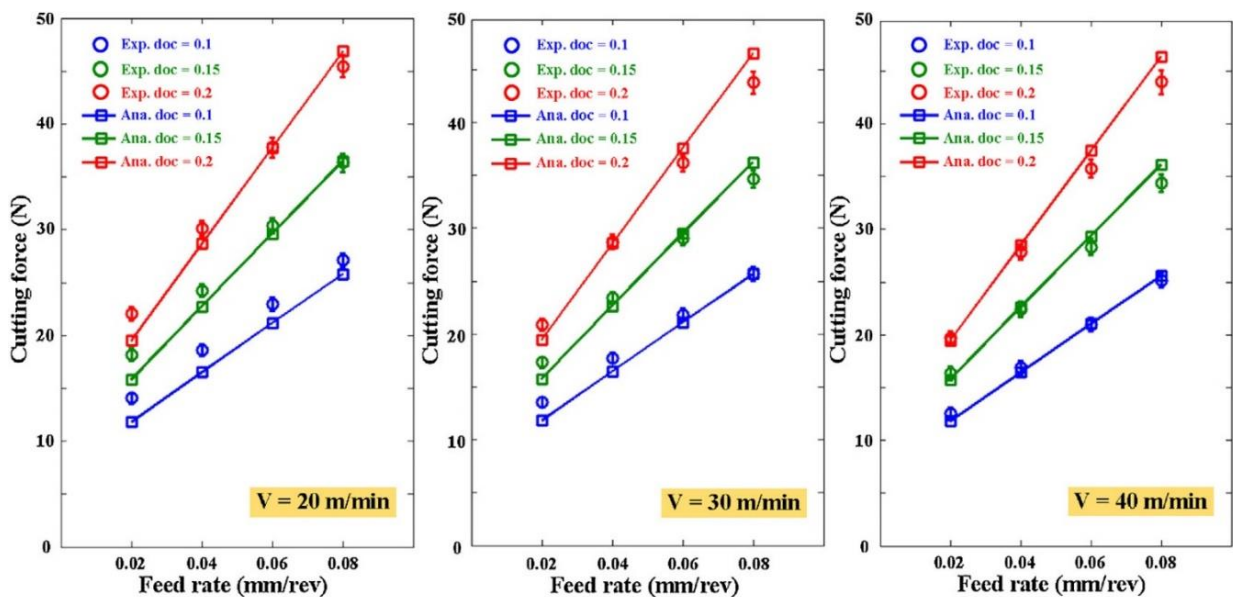


Figura 2.15 – Evolução da força experimental [35].

Salehi et al. [36] apresentaram a parcela de força por *ploughing* como função da tensão de escoamento τ , do raio da aresta r_e e do ângulo de saída γ , como mostra a Equação 2.27.

$$F_{tp} = \tau b r_e t g \left(\frac{\pi}{2} + \frac{\gamma}{2} \right) \quad (2.27)$$

Quando se utiliza dados experimentais para ajustar os coeficientes de calibração no cálculo de K_t e, depois de validada a equação, esta é usada sem a necessidade de novos dados experimentais, diz-se que o modelo é mecanicista.

Zang e Guo [37] modelaram o desgaste da ferramenta de corte a partir da predição da força e da energia no processo de torneamento. A Equação 2.28 apresenta a componente da força na direção de corte, onde β , γ e ϕ são ângulos descritos anteriormente e λ e η estão relacionados com o escoamento do cavaco. Nesta equação, K_{te} (coeficiente de força na aresta de corte) e τ são obtidos experimentalmente.

$$F_c = \frac{\tau}{\text{sen}\phi} \frac{\cos(\beta - \gamma) + tg\lambda tg\eta \text{sen}\beta}{\sqrt{\cos^2(\phi + \beta - \gamma) + tg^2\eta \text{sen}^2\beta}} bh + K_{te}b \quad (2.28)$$

Campocasso et al. [38] apresentaram um modelo homogêneo para previsão das forças, onde os coeficientes de calibração pudessem ser obtidos a partir de testes de caracterização do material e não mais por exaustivos dados experimentais.

As forças de corte foram modeladas usando o princípio da discretização da aresta de corte. O componente global da força de corte F_c é calculado assumindo a contribuição da força local de corte f_v (paralela a V_c) aplicada na aresta de corte, como mostram as Equações 2.29 e 2.30. Nesta equação, θ é um ângulo polar definido num sistema de coordenadas ligadas à aresta de corte.

$$F_c = \int_{\theta_{\text{mínimo}}}^{\theta_{\text{máximo}}} f_v(\theta) r_e d\theta \quad (2.29)$$

$$f_v = K_{sv} h(\theta) + K_{ev} \quad (2.30)$$

Por fim, os modelos numéricos utilizam geralmente o Método de Elementos Finitos (FEM) para previsão das forças de corte. Inicialmente, estes modelos eram limitados ao estudo bidimensional do corte ortogonal. No entanto, recentes avanços na tecnologia dos softwares possibilitaram a simulação tridimensional e podem ser utilizados para prever a distribuição das forças de corte. A modelagem numérica permite também prever a distribuição de tensão e temperatura, a taxa de desgaste da ferramenta, morfologia e quebra do cavaco e tensões residuais [39].

2.7 Pressão específica de corte (K_t)

2.7.1 Parâmetros de influência

De uma maneira geral, quanto maior a resistência do material ao passar pelos planos de cisalhamento, maior será a força para a continuidade do processo de usinagem. Uma equação que representa a dependência do valor de K_t com o material da peça é a Equação 2.31. Essa equação relaciona K_t com a resistência mecânica do material da peça, onde K é uma constante [1].

$$K_t = K\tau_r R_c \quad (2.31)$$

Importante ressaltar que o aumento de K_t não está diretamente relacionado ao aumento da tensão de cisalhamento na ruptura do material τ_r , uma vez que quanto maior esta propriedade, menor é a sua plasticidade, diminuindo assim o grau de recalque R_c [1].

É comprovado experimentalmente que quanto maior for a área da seção de corte, menor é a pressão específica de corte. Isso ocorre principalmente pelo aumento do avanço f , que, por sua vez, ocasiona a diminuição do grau de recalque R_c , gerando a diminuição de K_t . Já a profundidade de corte a_p pouco influi no valor de K_t , exceto para valores pequenos de a_p [1]. Pode-se observar na Figura 2.16 a redução de K_t com o aumento da seção de corte para diferentes materiais.

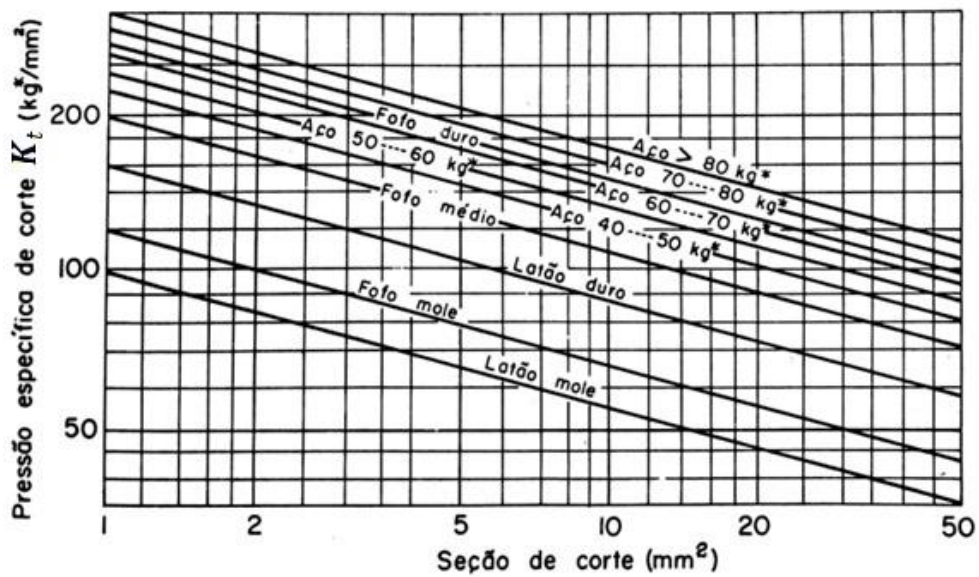


Figura 2.16 – Relação pressão específica x área da seção de corte para materiais diversos [1].

Com base em experimentos, constatou-se que quanto maior é o ângulo de saída γ , maior é o desgaste abrasivo, menor é a resistência da ferramenta e, conseqüentemente, menor é o valor de K_t . Esse comportamento pode ser analisado na Figura 2.17.

O ângulo de folga α , por sua vez, quando muito pequeno tende a aumentar o valor de K_t , pois nesse cenário há o aumento do atrito entre a peça e a superfície da ferramenta [1]. Quando $\chi = 90^\circ$ o corte é ortogonal e para demais de χ valores o corte é oblíquo.

O ângulo de posição χ , quando muito pequeno, acarreta no aumento do atrito entre a peça e a ferramenta, gerando o aumento do calor na região e, conseqüentemente, provocando o aumento da força e da pressão específica de corte. Esse ângulo, geralmente, é normalizado entre 45° e 75° [1].

Constatou-se que o estado de afiação da ferramenta influi de maneira considerável sobre o valor de K_t e que, dentro da faixa de desgaste admissível atribuída à ferramenta, pode elevar o valor de K_t em, até, 25% [1]. O motivo dessa influência se dá pelo fato de que quanto menos afiada estiver a ferramenta de corte, maior será o esforço necessário para a formação de cavaco. Assim como o estado de acabamento da ferramenta, o estado de acabamento das superfícies de folga e de saída também influem diretamente na força de usinagem.

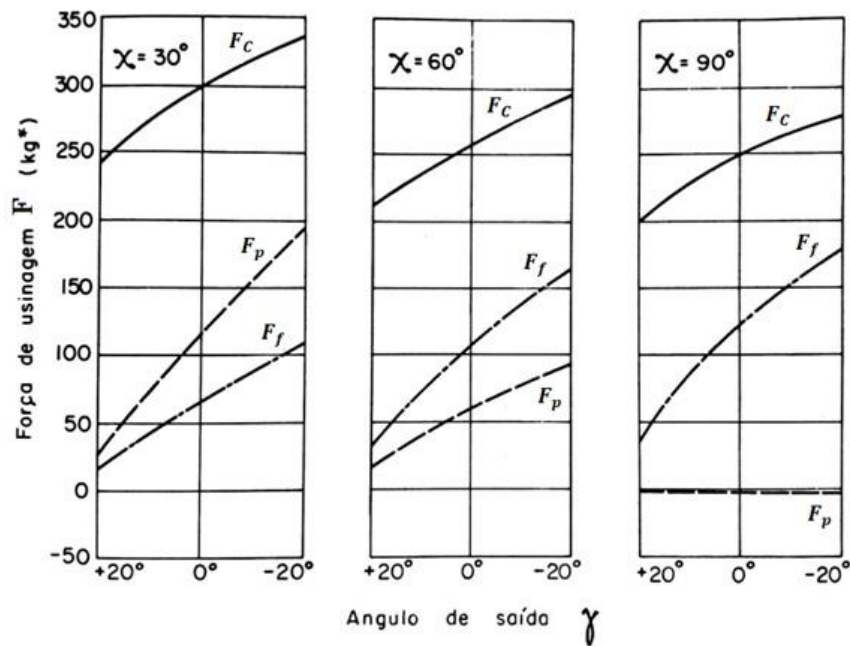


Figura 2.17 – Relação forças de usinagem x ângulos de saída e de posição [1].

Os fluidos de corte contribuem para a redução da força de usinagem pois reduzem o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco e auxiliam na expulsão do cavaco da região de corte [1]. Em geral, os fluidos de corte têm como objetivo proporcionar refrigeração e lubrificação na interface peça-cavaco-ferramenta. Os fluidos refrigerantes são utilizados para prover o resfriamento da interface supracitada e são utilizados em processos que envolvem altas velocidades de corte. Já os fluidos lubrificantes, promovem a lubrificação bem como a refrigeração, porém, sua aplicação só é útil em processos que envolvem baixas velocidades de corte, pois neles é possível a penetração da quantidade necessária do fluido na zona de contato cavaco - ferramenta, o que não ocorre para elevadas velocidades de corte. Assim, os fluidos de corte, quando aplicados corretamente, contribuem para a diminuição das forças de corte.

Constatou-se que o aumento da velocidade de corte tem como consequência a diminuição de K_t , dentro dos limites de velocidade de trabalho de diversos metais com ferramenta de metal duro [1]. Isso ocorre porque as altas velocidades de corte aumentam a temperatura na região de contato cavaco - ferramenta. Esse aumento de temperatura pode gerar o amaciamento térmico do metal que, por sua vez, reduz a dureza do aço, levando-o mais facilmente à deformação plástica. Assim, a força necessária para a remoção do cavaco diminui. Esse comportamento é exemplificado na Figura 2.18.

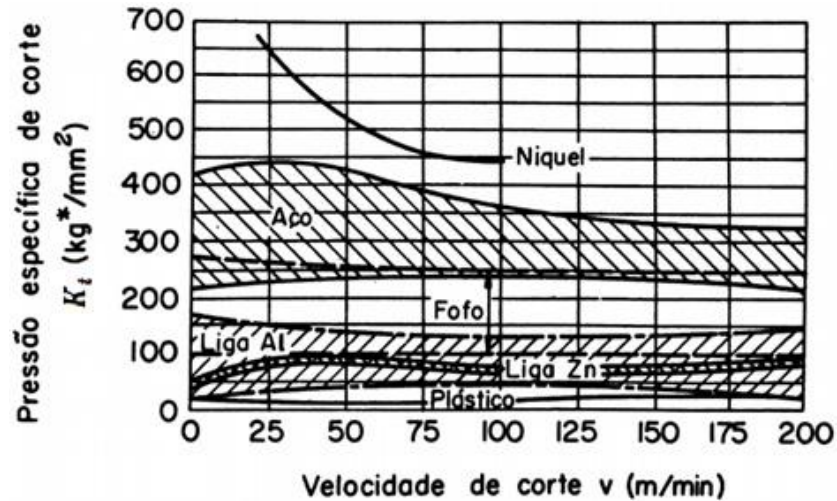


Figura 2.18 – Relação pressão específica de corte x velocidade de corte para materiais diversos [1].

2.7.2 Cálculo da pressão específica de corte

Sabe-se que o cálculo da pressão específica de corte não depende apenas de um dado específico, mas sim de um conjunto de parâmetros de corte utilizados no processo. No decorrer dos anos alguns pesquisadores desenvolveram fórmulas analíticas para os cálculos de K_t . Taylor desenvolveu alguns cálculos da pressão específica em 1908, apresentados nas Equações 2.32, 2.33 e 2.34. Estas equações são utilizadas, respectivamente, para o ferro fundido cinzento, o ferro fundido branco e o aço semidoce.

$$K_t = \frac{88}{f^{0,25} a_p^{0,07}} \quad (2.32)$$

$$K_t = \frac{138}{f^{0,25} a_p^{0,07}} \quad (2.33)$$

$$K_t = \frac{200}{f^{0,07}} \quad (2.34)$$

Hucks desenvolveu uma equação para K_t com base na teoria da plasticidade e em ensaios experimentais [1], Equação 2.35. Nesta equação, τ_r é o limite de ruptura do material e K é apresentado na Equação 2.36, como função do grau de recalque (R_c) e do ângulo de saída (γ).

$$K_t = K\tau_r \quad (2.35)$$

$$K = \frac{1}{\sqrt{tg^2 \left[90^\circ + 2\gamma - \left(\operatorname{arccotg} \left(\frac{R_c - sen\gamma}{cos\gamma} \right) \right) \right]} + 1} + \frac{R_c - sen\gamma}{cos\gamma} \quad (2.36)$$

Kronenberg desenvolveu a Equação 2.37 com base nos ensaios experimentais de diferentes pesquisadores [1]. Nesta equação, G é o índice de esbelteza dado pela razão da profundidade de corte com o avanço da ferramenta, A é área da seção de corte e os demais termos são constantes que dependem do material da peça e da ferramenta.

$$K_t = \frac{C_{ks} \left(\frac{G}{S} \right)^{gs}}{A^{fs}} \quad (2.37)$$

Kienzle desenvolveu uma equação simples, porém, exata. Nesta, K_t é calculado não mais em função do avanço f , mas sim em função da espessura de corte h , como mostrado na Equação 2.38. Nesta equação, k_{s1} é uma constante específica do metal para uma seção de corte de 1 mm de espessura por 1 mm de largura e z é o coeficiente angular da reta.

$$K_t = \frac{k_{s1}}{h^z} \quad (2.38)$$

Abordagens analíticas modelam os mecanismos físicos que ocorrem durante o corte. Porém, devido a mecanismos complexos, como por exemplo, quando há altas taxas de deformação, altos gradientes de temperatura e deformações elásticas e plásticas combinadas, os modelos analíticos são incapazes de caracterizar completamente os fenômenos que ocorrem na ferramenta de corte [35].

Outra abordagem comum é calibrar os coeficientes a_i de K_t a partir de testes experimentais e depois utilizar o modelo de K_t para prever as forças de corte para um determinado par peça-ferramenta. Estes modelos são classificados como homogêneos e são largamente apresentados

na forma polinomial de segunda ordem. Alguns exemplos são apresentados nas Equações 2.39, 2.40 e 2.41 ([39]; [40]).

$$K_t = b_0 + b_1 a_e + b_2 a_p + b_3 f + b_{12} a_e a_p + b_{13} a_e f + b_{23} a_p f + b_{11} a_e^2 + b_{22} a_p^2 + b_{33} f^2 \quad (2.39)$$

$$\ln K_t = a_0 + a_1 \ln f + a_2 \ln V_c + a_3 \ln (f V_c) \quad (2.40)$$

$$\ln K_t = a_0 + a_1 \ln f + a_2 \ln V_c + a_3 \ln \gamma + a_4 \ln (f V_c) \quad (2.41)$$

2.8 Rugosidade na usinagem

Para falar sobre a rugosidade, é necessário falar brevemente sobre a integridade da superfície usinada. A condição de uma superfície usinada é consequência de um processo que envolver diversos fatores: ruptura, geração de calor, deformações plásticas, recuperação elástica, vibração, tensões residuais e, em alguns casos, reações químicas. A dependência de diversos fatores faz com que esta integridade seja dividida em dois conjuntos: as alterações sub-superficiais e o acabamento superficial. Por possuir uma avaliação mais simples, este último é mais frequentemente estudado e monitorado e, é nesse conjunto, que se encontra a rugosidade, analisada no presente estudo.

O acabamento de uma superfície usinada é a combinação de diversos fatores e pode ser dividido em rugosidade, falhas e ondulações [41, 42]. Geralmente, as falhas e ondulações representam erros de fabricação, podendo ser evitados no processo de fabricação. Já a rugosidade é especificada tendo em vista a aplicação da superfície usinada, como indicado a seguir.

- Resistência à corrosão: superfícies com mau acabamento são mais propícias à corrosão devido à maior quantidade de líquidos e vapores retidos;
- Precisão e tolerância: imprescindível em peças com acoplamentos em movimento, onde superfícies mal acabadas estão expostas a desgastes maiores;
- Resistência à fadiga: superfícies com acabamento irregular apresentam geometrias com maior tendência à concentração de tensões, apresentando condições propícias para nucleação de trincas de fadiga em peças que trabalham sob cargas dinâmicas;

- Lubrificação: considerando dois componentes que possuam lubrificação entre si, caso a profundidade da rugosidade de um deles seja maior que a espessura da camada do lubrificante utilizado, ocorrerá contato entre as partes metálicas;
- Escoamento de fluidos: superfícies melhores acabadas possibilitam escoamento laminares e faixas mais amplas de velocidade, o que diminui a turbulência.

A rugosidade pode ser medida por diversos parâmetros e é definida por irregularidades finas ou erros micro geométricos proveniente das ações do processo de corte, como as marcas de avanço, o desgaste da ferramenta, a aresta postiça de corte, entre outros.

Existem diversos parâmetros que controlam a rugosidade de uma superfície e que serão indicados na sequência. Uma maneira eficiente de identificar as influências de cada um desses parâmetros é por meio de métodos estatísticos aplicados aos resultados da medição de rugosidade de uma superfície [43].

Em geral, tem-se uma menor rugosidade quando: as deflexões provenientes dos esforços de usinagem são pequenas, a ponta da ferramenta não é aguda, há um posicionamento ideal entre a peça e a ferramenta, o material da peça possui poucos defeitos, as arestas de corte não apresentam desgastes ou quebras, não há presença de aresta postiça de corte, entre outros.

Geralmente, atribuem-se duas classificações para a rugosidade: transversal e longitudinal. A rugosidade longitudinal apresenta-se na direção do movimento de corte e a rugosidade transversal na direção do avanço. O que determina o tipo de rugosidade é o tipo do processo e as condições de usinagem [1]. No torneamento, processo utilizado no presente estudo, a rugosidade apresenta-se na direção de avanço, ou seja, rugosidade transversal.

2.8.1 Parâmetros de rugosidade

A rugosidade superficial pode ser expressa pela determinação de parâmetros que podem ser obtidos a partir do perfil da superfície e são classificados como:

- Parâmetros de amplitude: determinados pela altura dos picos e/ou profundidades dos vales. Nesse caso, não é considerado o espaçamento entre as irregularidades na extensão da superfície;
- Parâmetros de espaço: determinados pelo espaçamento do desvio do perfil na extensão da superfície;

- Parâmetros híbridos: determinados pela combinação dos parâmetros de amplitude e espaço.

Dos parâmetros de superfície, o parâmetro R_a é o mais utilizado. Matematicamente esse parâmetro é definido como a média aritmética de todos os desvios (picos e vales), presentes no perfil de rugosidade, relativamente à linha média num determinado comprimento de medição L (ISO 4287/1, DIN 4768). Essa linha média central é tal que a soma das áreas abaixo equivale à soma das áreas acima do traço do perfil R_a [44]. A Figura 2.19 apresenta o parâmetro R_a para um perfil de rugosidade.

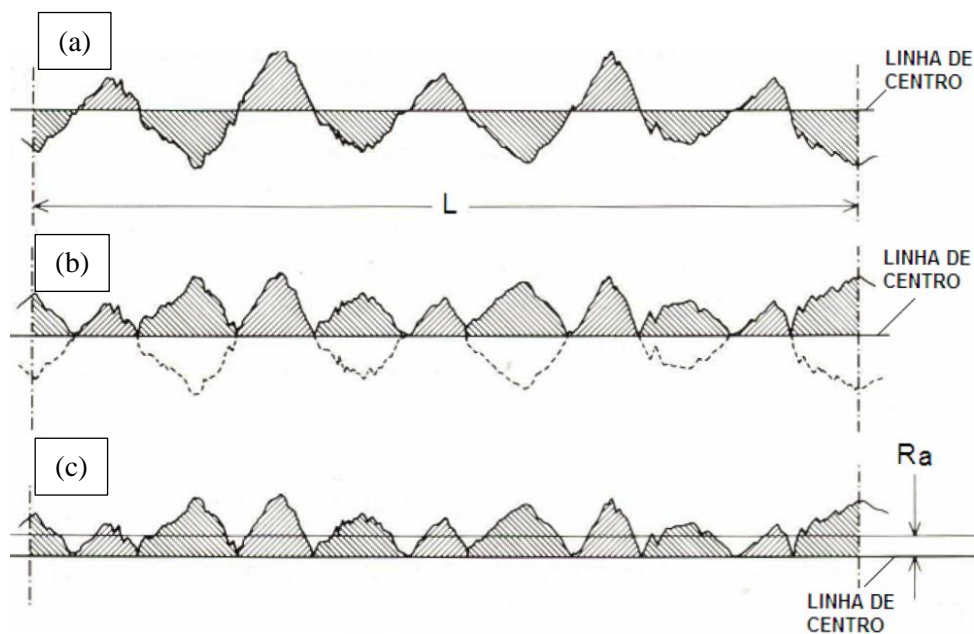


Figura 2.19 - Parâmetro de medição de acabamento superficial R_a . a) Perfil com linha de centro; b) Porção inferior do perfil é invertida; c) R_a é a altura média do perfil [44].

De maneira prática, o R_a é um parâmetro de controle de processo, ou seja, a alteração no seu valor indica também uma alteração no processo de fabricação. No entanto, por ser um valor médio, o R_a não é influenciado por efeitos circunstanciais, o que faz dele um parâmetro estável onde, determinadas superfícies de geometria, bastante diferentes podem possuir valores muito aproximados. Por este motivo, em alguns casos o valor de R_a isolado não é capaz de identificar certas características importantes de uma superfície [44].

Um outro parâmetro que considera a altura dos picos de um perfil numa determinada extensão é a rugosidade R_q , conhecida como desvio médio da raiz quadrada da linha média.

Pela sua definição matemática, ela possui a capacidade de ampliar os valores dos picos e vales. Com isso, ficam mais evidentes defeitos e marcas até mesmo em superfícies com pouca rugosidade, como, por exemplo, em lentes e espelhos [44].

Em determinadas situações, há a necessidade de indicar a distância entre os picos e vales do perfil. Nesse caso, utiliza-se a rugosidade R_t , que é definida como a distância vertical máxima entre o pico mais elevado e o vale mais profundo em uma determinada extensão do perfil. Esse parâmetro é muito utilizado na usinagem e exige certa atenção, pois ele pode sofrer influência de qualquer sujeira ou irregularidade presentes na superfície [44].

Há um parâmetro que utiliza a média das rugosidades R_t para cinco intervalos no comprimento da amostragem, sendo assim mais estável. Este parâmetro é conhecido como a rugosidade R_z [44].

Existem diversos parâmetros para realizar a medição da rugosidade. Por exemplo, no torneamento, os valores de R_a e R_t podem ser definidos em função da geometria da ferramenta e do avanço, como apresentado na Figura 2.20. Considerando a ferramenta sem raio de ponta (Figura 2.20 a), tem-se as Equações 2.42 e 2.43, e para a ferramenta com raio de ponta r_p (Figura 2.20 b), tem-se a Equação 2.44.

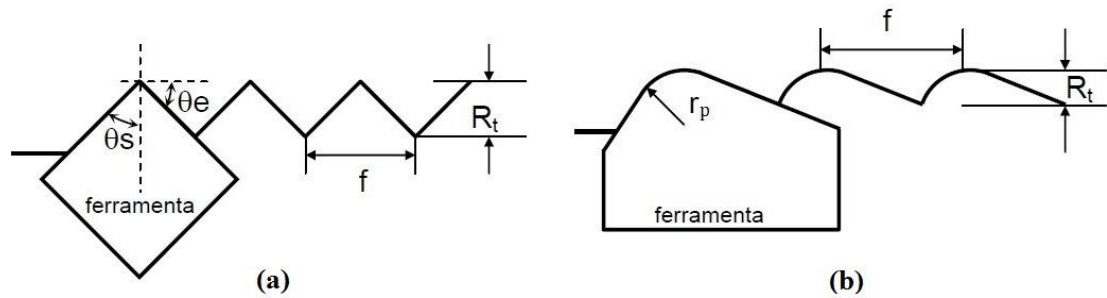


Figura 2.20 - Perfil teórico de superfícies usinada por torneamento [45].

$$R_a = \frac{f}{4(\tan\theta_s + \cot\theta_e)} \quad (2.42)$$

$$R_t = \frac{f}{\tan\theta_s + \cot\theta_e} \quad (2.43)$$

$$R_t = (1 - \cos\theta_e)r_p + f \operatorname{sen}\theta_e \cos\theta_e - (2fr_p \operatorname{sen}^3\theta_e - f^2 \operatorname{sen}^4\theta_e)^{1/2} \quad (2.44)$$

Considerando uma operação de torneamento cilíndrico externo com o avanço menor que o raio de ponta da ferramenta, pode-se usar as Equações 2.45 e 2.46, que apresentam valores teóricos.

$$R_a = \frac{f^2}{18\sqrt{3}r_p} = \frac{f^2}{31,2 r_p} \quad (2.45)$$

$$R_t = \frac{f^2}{8 r_p} \quad (2.46)$$

2.8.2 Influência dos parâmetros de corte na rugosidade

São vários os parâmetros de corte que influenciam na rugosidade de uma superfície, como mencionado anteriormente. Os parâmetros são: a geometria e o material da ferramenta de corte, a geometria e o material da peça, a rigidez da máquina ferramenta e as condições de corte [11].

De acordo com Shaw (1986), a relação entre avanço e o raio de ponta influencia muito no acabamento das peças torneadas. Pode-se observar a contribuição geométrica causado na rugosidade por meio das Equações 2.45 e 2.46.

Por possuir grande contribuição geométrica à rugosidade, uma vez que a altura dos picos e profundidade dos vales aumenta quadraticamente com o avanço, esse passar a ser o parâmetro de maior influência.

Quanto ao raio de ponta, quanto maior é o seu valor, pior é o acabamento superficial [46]. Esse comportamento é justificado pelo fato de que nessas condições a área de contato entre a peça e a ferramenta é maior, o que gera maior atrito e maior vibração, exceto para avanços pequenos.

Velocidades baixas de corte podem gerar um pobre acabamento superficial à peça, devido a eventuais formações de arestas postiça de corte. Considerando um avanço elevado, além de uma baixa velocidade de corte, a aresta postiça de corte passa a ser maior e o acabamento superficial tende a ser ainda pior. Por esse motivo, altas velocidades de corte geram melhores acabamentos superficiais, além de reduzir a resistência ao cisalhamento do material da peça, o que faz com que haja redução das forças de usinagem e melhoria do acabamento. Ao mesmo

tempo, é importante atenção na definição deste parâmetro pois altas velocidades de corte geram vibrações prejudiciais ao acabamento [11].

Segundo Bonifácio [46], a profundidade de corte possui baixa influência na rugosidade, pelo menos considerando a profundidade menor de que 1 mm. Para valores acima de 1 mm, a rugosidade apresentou pequeno decréscimo nos testes realizados. Este comportamento pode ser explicado pelo fato de que, nessas condições, a profundidade de usinagem passa a ser menor que o raio de ponta da ferramenta. Isto faz com que parte do contato peça - ferramenta passe a ser feito na porção reta da aresta de corte, diminuindo a força de profundidade e possibilitando um bom acabamento superficial.

Ilhan Asiltürk e Harun Akkus [47] conduziram um estudo sobre os efeitos dos parâmetros de corte na rugosidade superficial no torneamento do aço inoxidável AISI 4140, com ferramentas de corte de metal duro, utilizando o método Taguchi e a análise de variância, métodos também aplicados no presente estudo e que serão abordados na sequência. A partir de dados experimentais, o autor analisou a influência da velocidade de corte (A), do avanço da ferramenta (B) e da profundidade de corte (C), como pode-se observar na Figura 2.21.

No método Taguchi, quanto maior a diferença na relação S/N, maior é a influência do parâmetro no fator analisado, nesse caso a rugosidade. Observando a Figura 2.21, pode-se verificar que para essas condições, foi o avanço da ferramenta (B) que apresentou maior influência na rugosidade R_a .

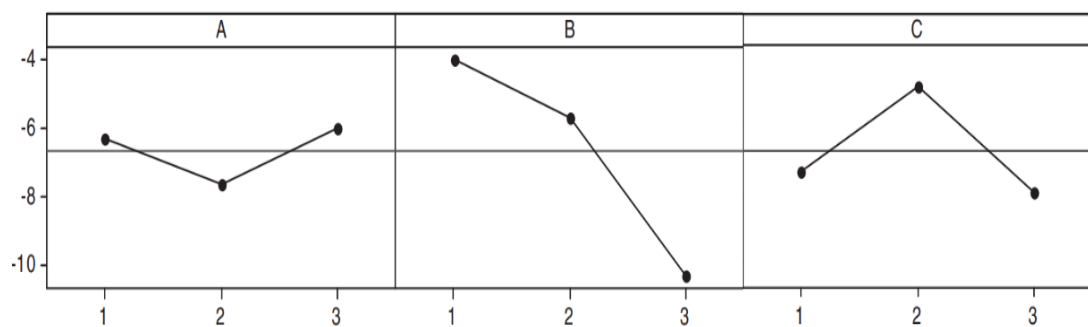


Figura 2.21 - Gráfico da média das relações S/N e dos níveis de R_a [47].

Guangming Zheng et al [48] conduziram um estudo sobre os efeitos dos parâmetros de corte na rugosidade superficial no torneamento a seco em alta velocidade, com ferramenta de metal duro revestida. O estudo foi realizado em aço de alta resistência. Os parâmetros considerados

foram a velocidade de corte, o avanço da ferramenta e a profundidade de corte. A Figura 2.22 apresenta a influência desses parâmetros na rugosidade superficial.

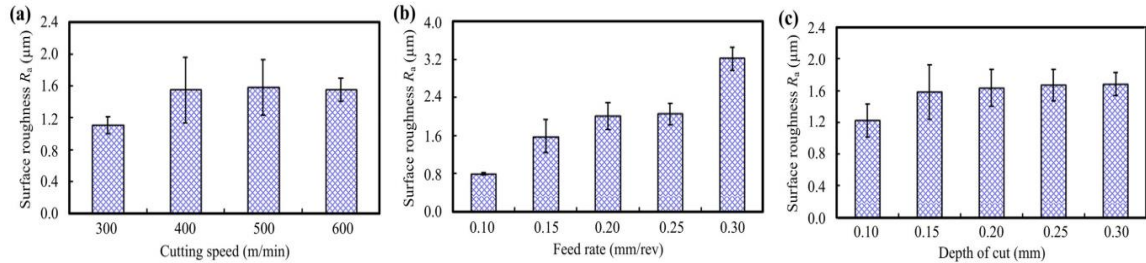


Figura 2.22 - Rugosidade superficial para diferentes parâmetros de corte. (a) $f = 0,15$ mm/r e $a_p = 0,15$ mm; (b) $V_c = 500$ m/min e $a_p = 0,15$ mm; (c) $V_c = 500$ m/min e $f = 0,15$ mm/r [48].

Além de evidenciar que o avanço da ferramenta é o fator que apresenta maior influência na rugosidade superficial, dada a grande variação apresentada na medida em que este parâmetro é alterado, o estudo ratifica também outras informações apresentadas anteriormente.

Outros pesquisadores observaram comportamentos semelhantes aos acima observados, onde o avanço influencia significativamente na rugosidade ao passo que a velocidade de corte tem menor influência [49-51]. A mesma abordagem foi utilizada para estudar outros processos de usinagem, nomeadamente, a fresagem [52,53], tendo-se verificado que a profundidade de corte tem uma influência significativa no acabamento superficial.

2.9 Análise de Variância (ANOVA) e Método Taguchi

A metodologia Taguchi de experimentos e a Análise de Variância (ANOVA) são ferramentas que facilitam a abordagem sistemática na determinação de fatores de controle otimizados ou variáveis independentes com o objetivo de encontrar para esses fatores e variáveis os níveis ideais de acordo com o processo em questão [55]. No presente estudo, os métodos foram utilizados para interpretar os dados experimentais e identificar quais fatores que têm maior influência na usinagem dos metais.

2.9.1 Análise de Variância (ANOVA)

A ANOVA é, basicamente, usada para comparar fatores com significância estatística. Realizando uma análise de variância encontra-se alterações no comportamento médio do experimento para realizar a análise dos dados e, com base nisto, tomar importantes decisões no decorrer do experimento. Para definir os fatores mais significantes e a combinação ideal dos fatores, a ANOVA é utilizada a fim de apresentar uma medida de confiança por meio da definição e análise da variância de dados [56].

Geralmente, para a realização de uma ANOVA utiliza-se uma tabela que possui nas linhas os fatores e as interações que serão analisados e o erro. Já as colunas possuem os itens que serão calculados para a análise da estatística de um teste baseado na distribuição de Snedecor-Fisher, conhecido como teste F [57]. Na Tabela 2.1 pode-se verificar um modelo de uma tabela ANOVA considerando dois fatores A e B e suas respectivas interações.

Tabela 2.1 – Ferramenta ANOVA para análise dos efeitos dos fatores [58].

Fonte de Variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Média Quadrática	F
Fator A	SS_A	$a - 1$	$MS_A = \frac{SS_A}{a - 1}$	$F = \frac{MS_A}{MS_E}$
Fator B	SS_B	$b - 1$	$MS_B = \frac{SS_B}{b - 1}$	$F = \frac{MS_B}{MS_E}$
Interação AB	SS_{AB}	$(a - 1)(b - 1)$	$MS_{AB} = \frac{SS_{AB}}{(a - 1)(b - 1)}$	$F = \frac{MS_{AB}}{MS_E}$
Erro	SS_E	$ab(n - 1)$	$MS_E = \frac{SS_E}{ab(n - 1)}$	-
Total	SS_T	$abn - 1$	-	-

onde a é o número de níveis do fator A; b é o número de níveis do fator B; SS é a soma quadrática dos fatores A e B, da interação entre eles, do erro e total; n é o número de sujeitos por grupo e MS é a média quadrática também dos fatores A e B, da interação entre eles, do erro e total.

Analisando a Tabela 2.1 pode-se observar que a razão da soma dos quadrados dos fatores, interações e erro pelos respectivos graus de liberdade, são a média quadrática de cada um. Isso

significa a estimativa da variância. O valor F é calculado dividindo a média quadrática encontrada para cada fator e interação pela média quadrática do erro. De posse da estatística F , é possível calcular o valor P . O valor P é responsável pela análise da relevância que os fatores e as interações possuem sobre o resultado do experimento. Se o valor P for menor que 0,05, os fatores e interações analisadas são relevantes na variável resposta [59]. Assim, a Equação 2.47 indica SS_A , SS_B e SS_{AB} generalizando [60].

$$SS_p = t \cdot \sum_{i=1}^q (E_{p,i} - \bar{Y})^2 \quad (2.47)$$

onde t é o número de repetições da variável resposta para cada nível dos fatores da matriz ortogonal, q é o número de níveis de cada fator e $E_{p,i}$ é o efeito dos fatores p para cada nível i que será estudado. A Equação 2.48 indica o SS_E , que é a soma quadrática devido ao erro experimental.

$$SS_E = \sum_{i=1}^q (\bar{y}_i - \bar{Y})^2 - \sum_{j=1}^k SS_p \quad (2.48)$$

onde \bar{y}_i é a média das respostas obtidas para cada condição experimental, k é a quantidade máxima de fatores e interações que serão analisadas e j é a quantidade mínima de fatores que serão analisados.

Por fim, o SS_t é a Soma dos Quadrados Total da matriz proposta e é calculado pela soma dos quadrados relativa aos tratamentos de linha SS_A (fator A), soma dos quadrados relativa aos tratamento de coluna SS_B (fator B) e a soma dos quadrados relativa à interação de A e B (SS_{AB}), como indicado na Equação 2.49 abaixo:

$$SS_T = \sum_{j=1}^k SS_p + SS_E \quad (2.49)$$

2.9.2 Método Taguchi

O método Taguchi proposto pelo Dr. Taguchi Genichi, como mencionado, é uma excelente ferramenta para a abordagem sistemática na determinação de variáveis independentes ou fatores de controle otimizados com o objetivo de melhorar o desempenho de um determinado sistema [55].

A metodologia Taguchi utiliza projetos de testes fatoriais com uma matriz ortogonal simples para encontrar a solução ótima para um determinado problema. A escolha de uma matriz ortogonal depende dos fatores de controle e seus níveis de envolvimento [55]. Assim, a matriz ortogonal pode ser estimada com vários fatores de controle, o que altera a característica de desempenho e reduz o número de execuções experimentais. O objetivo é obter dados estatísticos úteis com um número limitado de experimentos. Além de conseguir obter resultados completos de todos os fatores que influenciam o parâmetro de desempenho com uma quantidade reduzida de experimentos, esse método permite também a análise de cada fator de maneira independente com um baixo número de corridas.

Pode-se dizer que o método Taguchi possuiu três fases: projeto de sistema, projeto de parâmetro e projeto de tolerância, que sucedem a respectiva sequência. Na fase projeto de sistema, determina-se os níveis ideais de trabalho para os fatores de projeto. Na fase de elaboração de parâmetro, fase mais importante, seleciona-se a matriz ortogonal adequada, realiza-se as experiências com base na matriz ortogonal selecionada, analisa-se os dados, verificar-se a condição ótima e, por fim, realiza-se os testes de confirmação. Na terceira e última fase, de tolerância, determina-se os resultados do projeto de parâmetro, trabalhando na tolerância dos fatores significativos.

Na usinagem, o método Taguchi tem sido muito aplicado visando a produção de produtos de alta qualidade com custos de desenvolvimento e fabricação baixos. Para isso, utiliza duas ferramentas principais: a matriz ortogonal já mencionada e a relação Sinal - Ruído (Signal to Noise S/N), resultante de várias experiências de otimização, onde os valores de resposta para cada execução experimental são anotados e convertidos nas relações Sinal - Ruído correspondentes [61]. A relação S/N calcula o desvio entre o valor experimental e o valor desejado das características de desempenho. Esse cálculo é realizado para cada experimento e cada parâmetro de saída [55]. Basicamente, o S/N é utilizado para calcular o desvio entre o valor experimental e o valor desejado das características de desempenho.

O S/N trabalha principalmente com três condições baseadas no nível de resultado desejado: menor é melhor, onde os valores mais baixos são desejados; maior é melhor, onde os valores mais altos são desejados; e nominal é melhor, onde é desejado um valor alvo. O S/N é definido de acordo com o requisito do parâmetro de desempenho de saída. Para a condição “menor é melhor” e a condição “maior é melhor”, o S/N pode ser definido como indicado nas Equações 2.50 e 2.51.

$$S/N_{menor} = -10\log_{10} \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^k Y_i^2 \right) \quad (2.50)$$

$$S/N_{maior} = -10\log_{10} \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^k \frac{1}{Y_i^2} \right) \quad (2.51)$$

onde n é o número de respostas observadas para cada experimento e Y_i^2 representa o valor da sua saída correspondente, com i inteiro e positivo.

Para a condição nominal é melhor, o S/N pode ser definido como indica a Equação 2.52:

$$S/N_{nominal} = -10\log_{10} \left(\frac{\bar{Y}^2}{S^2} \right) \quad (2.52)$$

Onde:

$$\bar{Y} = \frac{Y_i}{n} \text{ e } S = \frac{1}{n-1} * \sum (Y_i - \bar{Y})^2;$$

i é o número do experimento e n o número de ensaios.

O valor máximo de S/N corresponde ao impacto máximo na resposta e vice-versa.

Conhecida as equações utilizados no método Taguchi, bem como o significado dos seus fatores, segue abaixo a Tabela 2.2, que representa um exemplo da outra ferramenta utilizada no método, a matriz ortogonal.

Tabela 2.2 – Exemplo de um Arranjo experimental de Taguchi L_{12} [58].

Arranjo Ortogonal L_{12}													
	F_1	F_2	F_3	F_4	F_5	F_6	F_7	F_8	F_9	F_{10}	F_{11}	\bar{Y}_i	S/N
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	\bar{Y}_1	S/N_1
2	1	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	\bar{Y}_2	S/N_2
3	1	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2	\bar{Y}_3	S/N_3
4	1	2	1	2	2	1	2	2	1	1	2	\bar{Y}_4	S/N_4
5	1	2	2	1	2	2	1	2	1	2	1	\bar{Y}_5	S/N_5
6	1	2	2	2	1	2	2	1	2	1	1	\bar{Y}_6	S/N_6
7	2	1	2	2	1	1	2	2	1	2	1	\bar{Y}_7	S/N_7
8	2	1	2	1	2	2	2	1	1	1	2	\bar{Y}_8	S/N_8
9	2	1	1	2	2	2	1	2	2	1	1	\bar{Y}_9	S/N_9
10	2	2	2	1	1	1	1	2	2	1	2	\bar{Y}_{10}	S/N_{10}
11	2	2	1	2	1	2	1	1	1	2	2	\bar{Y}_{11}	S/N_{11}
12	2	2	1	1	2	1	2	1	2	2	1	\bar{Y}_{12}	S/N_{12}

Onde F são os parâmetros de processo, S/N é a razão ruído e \bar{Y} é a média das variáveis *resposta* para cada condição experimental.

A matriz ortogonal de fatores de controle faz com que cada fator de controle seja medido separadamente e que o efeito de um não influencie no estudo do outro.

O método Taguchi é preferível para projetos de experimentos porque é simples, eficiente e consome menos tempo para determinar os valores adequados dos parâmetros. No presente estudo o método foi utilizado para interpretar os dados experimentais e identificar quais fatores possuem maior influência na usinagem dos metais, assim como na ANOVA. Foi utilizado o software Minitab para executar essa análise estatística.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Materiais e ferramenta de corte

Os materiais utilizados neste trabalho são os aços inoxidáveis duplex UNS S31803, AISI 316 e AISI 410. Este último é um aço martensítico no estado recozido, ou seja, com estrutura ferrítica. O aço AISI 316 simula a fase austenítica do aço inoxidável duplex. Os corpos de prova apresentam comprimento e diâmetro de 200 mm e 38 mm, respectivamente. As Tabelas 3.1 e 3.2 apresentam a composição química e as propriedades mecânicas destes aços, dados fornecidos pelo fabricante BGH Edelstahl Freital GmbH. No Anexo A, Figura A1, é disponibilizada a microestrutura do aço duplex UNS S31803.

Tabela 3.1 – Composição química dos aços inoxidáveis (%).

Aço	C	Si	Mn	P	Cr	Ni	Mo	Cu	N	Co
AISI 316	0,015	0,520	1,480	0,025	16,810	10,350	2,050	0,480	0,052	0,120
AISI 410	0,130	0,350	0,550	0,023	12,110	0,400	0,050	0,070	0,015	0,030
UNS S31803	0,028	0,410	1,430	0,024	22,250	5,700	3,120	-	0,1920	-

Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas dos aços.

Aço	Dureza (HB)	Limite de resistência à tração (MPa)	Tensão de Escoamento (MPa)
AISI 316	177	623	285
AISI 410	188	448	207
UNS S31803	247	680	450

O porta-ferramentas e as pastilhas de corte utilizados são do fabricante Sandvik, como mostram as Figuras 3.1 e 3.2. O porta ferramentas, de código PTGNR-2020-K16, possui as seguintes dimensões: L1 = 125 mm, h = 20 mm, t = 25 mm, b = 20 mm e ângulo de posição de 91 graus. A pastilha, de código TNMG 16 04 08-SM 1115, é indicada para usinagem de aços inoxidáveis e possui as seguintes dimensões: LE = 4,80 mm, RE = 0,794 mm, IC = 9,525 mm, S = 4,763 mm e ângulo de folga principal de 0°.

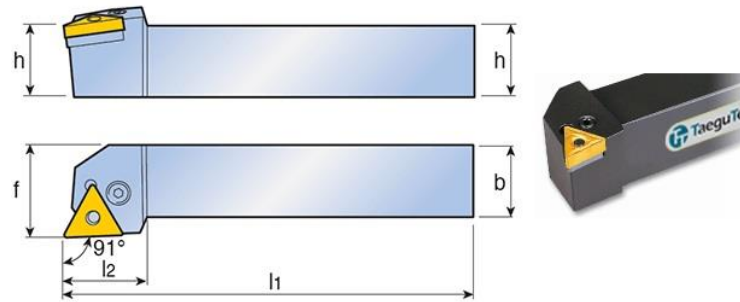


Figura 3.1 – Porta-ferramenta utilizado no projeto final.

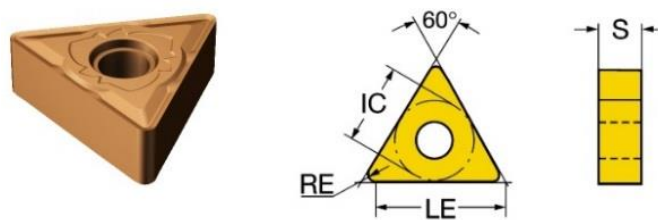


Figura 3.2 – Pastilha para torneamento utilizado no projeto final.

3.2 Equipamentos

3.2.1 Aquisição das forças de corte

Para o processo de torneamento foi utilizado o torno convencional Nardini, modelo Mascote MS 205 X 1000, como apresenta a Figura 3.3. Esta máquina ferramenta pertence ao Laboratório de Pesquisas em Usinagem (LABUS) do CEFET/RJ - Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Campus Maracanã. Este torno possui uma gama de 18 velocidades de rotação disponíveis. Além disto, esta máquina-ferramenta possui também 48 avanços longitudinais e 48 avanços transversais. As características do torno são apresentadas na Tabela 3.3.

Para aquisição das forças de corte foi utilizado um dinamômetro marca Kistler, modelo 9257BA. Este dinamômetro tem capacidade de emissão de forças nos eixos x , y e z com sensibilidade para x e y de 10 mV/N e para z de $5,0 \text{ mV/N}$. Com este sensor é possível medir a força de avanço F_f (direção x), a força passiva F_p (direção y) e a força de corte F_c (direção z). Os sinais do dinamômetro são transferidos para um condicionador de sinais Kistler, modelo 5233A1, com 3 canais, sinal de saída de $\pm 5 \text{ V}$ e um filtro passa-baixa embutido com frequência de corte correspondente à frequência de rotação da ferramenta.

O condicionador direciona os sinais para uma placa de aquisição de dados (digitalizador A/D), da National Instruments, modelo USB6221 BNC com 8 canais de entrada analógicos, resolução de 16 bits, taxa de amostragem de 250 kS/s , faixa máxima de tensão de $\pm 10\text{ V}$ e faixa mínima de tensão de 200 mV . O digitalizador A/D envia os dados ao computador através do programa LabVIEW Signal Express, com frequência de aquisição de 2000 Hz [9].

Tabela 3.3 – Dados técnicos do torno.

Dados	Características
Rotações	18:31, 5 - 2500 rpm
Potência do motor principal	6,75 CV
Avanço longitudinal	48: 0,042 – 1,013 mm
Avanço Transversal	48: 0,021 – 0,050 mm
Eficiência	80%

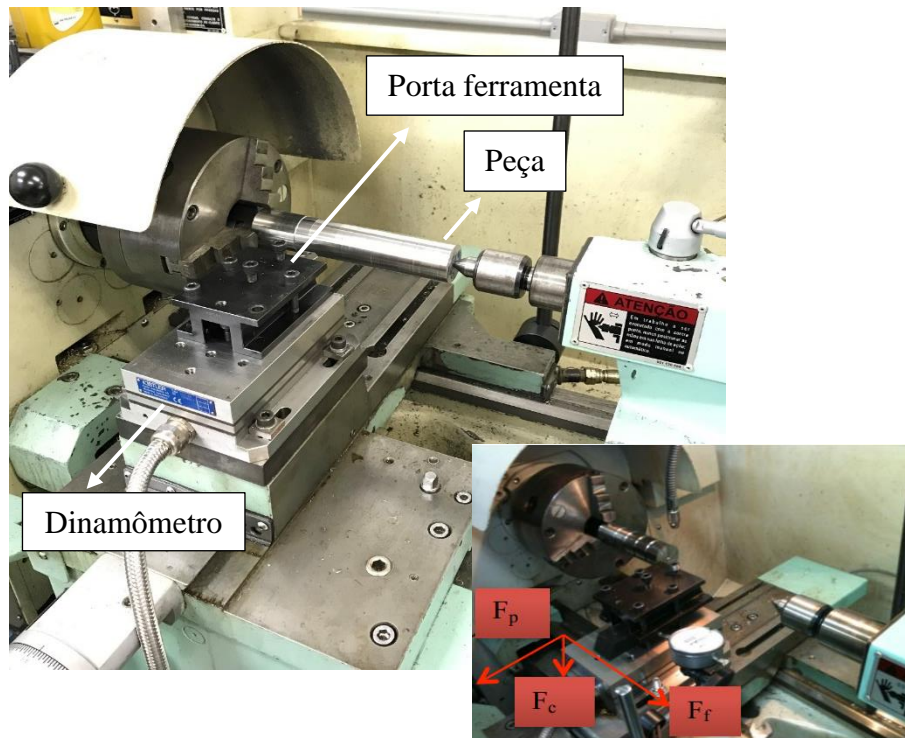


Figura 3.3 – Processo de usinagem no torno convencional.

3.2.2 Integridade da superfície e análise do cavaco

Para análise da integridade de superfície das barras torneadas foram analisadas a rugosidade média (R_a) de cada condição de usinagem, conforme será apresentado na Tabela 3.5. Para isso, foi utilizado um perfilômetro da Taylor Hobson, série Form Talysurf Intra, pertencente ao Centro de Estudos em Fabricação e Comando Numérico - CEFCON da Universidade Federal do Rio de Janeiro – UFRJ.

O perfilômetro é da série 0120 e é capaz de medir com alta precisão a rugosidade, ondulação, formas e contornos. Este equipamento possui deslocamento transversal de 0,1 mm – 50,0 mm, velocidade transversal máxima de 10 mm/s, campo de medição de $\pm 0,5$ mm e velocidade de retorno máximo de 10 mm/s. Foi utilizado, também, um apalpador padrão com código de identificação 112/2009, série SY 0637, com comprimento do braço de 57,5 mm e altura do braço até a superfície da peça de 14,7 mm.

Este apalpador possui ponta de diamante com 2 μm de diâmetro e ângulo de 90° entre as paredes, como apresentado na Figura 3.4 (b). Para a análise de superfície foi utilizado o Software Ultra Surface Finish V5. Um exemplo do perfil de rugosidade é apresentado na Figura 3.4 (c).

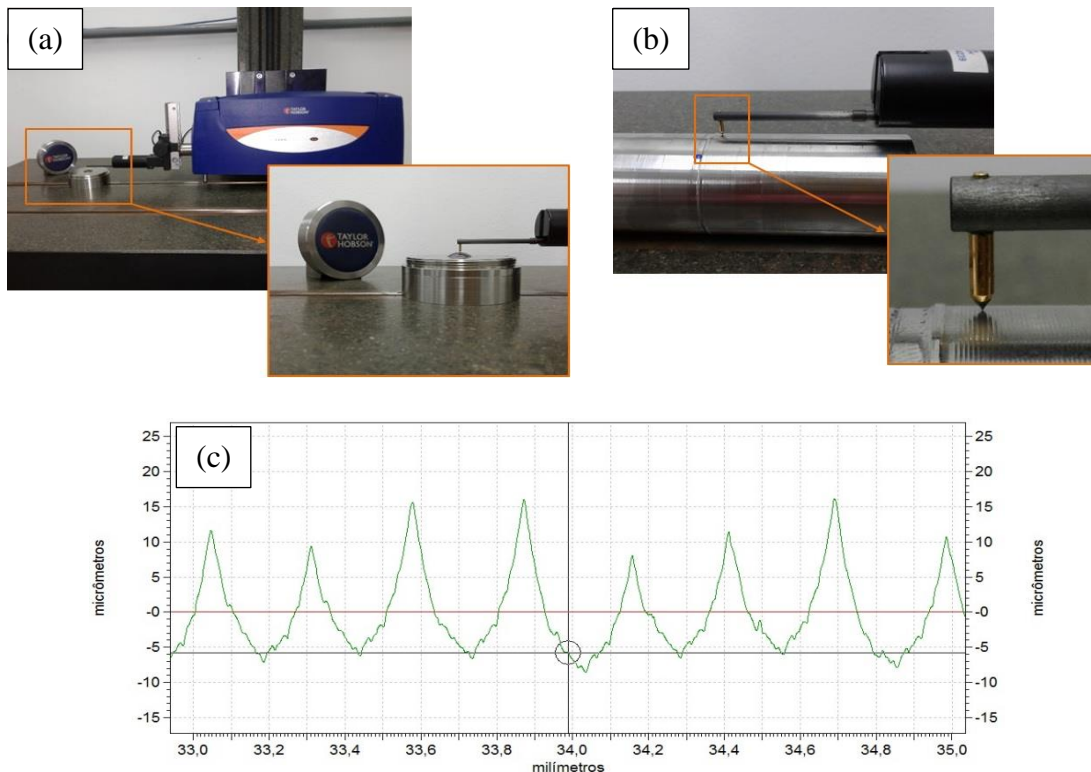


Figura 3.4 – Montagem experimental para rugosidade. (a) Calibração, (b) Medida e (c) Perfil de rugosidade.

Antes de se iniciar os testes é necessário calibrar o instrumento a partir do apalpador utilizado e de uma esfera de calibração, Figura 3.4 (a). Esta esfera consiste de um calibrador padrão com identificação 112-2062-02, série M1853 e raio de 12,494 mm. Nesta etapa, o apalpador será visualmente posicionado no ponto mais alto da esfera no eixo X e posicionado, manualmente, no ponto mais alto no eixo Y, com auxílio da sensibilidade do sensor. Assim, é possível medir o raio de uma esfera padrão e verificar se a leitura do programa está adequada. Para a análise do cavaco foram utilizados Microscópio Digital Dino-Lite AM3715TB e um microscópio eletrônico de varredura (MEV) TESCAN VEGA3, Figura 3.5.



Figura 3.5 – Microscópios utilizados para a análise de cavaco.

3.3 Procedimento experimental e análise

Nesta etapa, o planejamento experimental será desenvolvido com o objetivo principal de verificar, principalmente, a variação na força de usinagem considerando os parâmetros de corte selecionados. Deste modo, será realizada a análise de variância e, também, será aplicado o método Taguchi para verificar se existe uma diferença significativa entre as médias de uma variável de saída com a variação de uma ou mais variáveis de entrada. No caso deste trabalho, as variáveis de saída são: a força de usinagem, a pressão específica de corte e a rugosidade. As forças de usinagem foram obtidas considerando em dois níveis: o raio de ponta da ferramenta (r_p); o avanço da ferramenta (f); a velocidade de rotação (n); e a profundidade de corte (a_p). Os parâmetros e os níveis são apresentados na Tabela 3.4. Os fatores são considerados independentes e foram selecionados com base em um estudo realizado, de acordo com as referências bibliográficas deste trabalho, no qual foram identificados os parâmetros de maior influência para a força de usinagem e rugosidade.

Tabela 3.4 – Limites das variáveis de entrada.

	Parâmetro	Nível 1	Nível 2
P1	Velocidade de rotação (rpm)	500	800
P2	Avanço da ferramenta (mm)	0,091	0,199
P3	Profundidade de corte (mm)	0,2	0,5
P4	Raio de ponta (mm)	0,4	0,8

Para cada fator tem-se duas hipóteses para avaliar. A primeira é a hipótese nula (H_0), onde o parâmetro de saída não varia com o parâmetro de entrada em questão e a segunda é a hipótese alternativa (H_1), onde o parâmetro de saída varia com o parâmetro de entrada.

A ordem dos testes precisa garantir a aleatoriedade dos experimentos. Este fato é relevante para certificar que os resultados obtidos não são influenciados pelo desgaste da ferramenta, mas unicamente pelas variáveis de entrada. Considerando um planejamento experimental com 4 fatores com 2 níveis cada e a repetibilidade, tem-se um total de 16 experimentos. A Tabela 3.5 apresenta a matriz experimental na configuração L16. A tabela de randomização dos experimentos foi gerada com o auxílio do MatLab com o objetivo de certificar que os resultados obtidos não foram influenciados pelo desgaste da ferramenta, mas apenas pelas variáveis de entrada.

Tabela 3.5 – Matriz Experimental L16.

	Avanço da ferramenta $f(mm)$	Velocidade de rotação $n(rpm)$	Profundidade de corte $a_p(mm)$	Raio de ponta $r_p(mm)$
1	1	1	1	1
2	1	1	1	2
3	1	1	2	1
4	1	1	2	2
5	1	2	1	1
6	1	2	1	2
7	1	2	2	1
8	1	2	2	2
9	2	1	1	1
10	2	1	1	2
11	2	1	2	1
12	2	1	2	2
13	2	2	1	1
14	2	2	1	2
15	2	2	2	1
16	2	2	2	2

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo, serão apresentados os resultados experimentais da força de usinagem e da rugosidade, a partir da análise de variância e do método Taguchi. Em seguida, os resultados experimentais da força serão utilizados para obter os coeficientes de calibração de um modelo homogêneo para a previsão da força de usinagem. A Figura 4.1 apresenta o fluxograma da organização dos resultados que serão apresentados neste capítulo.

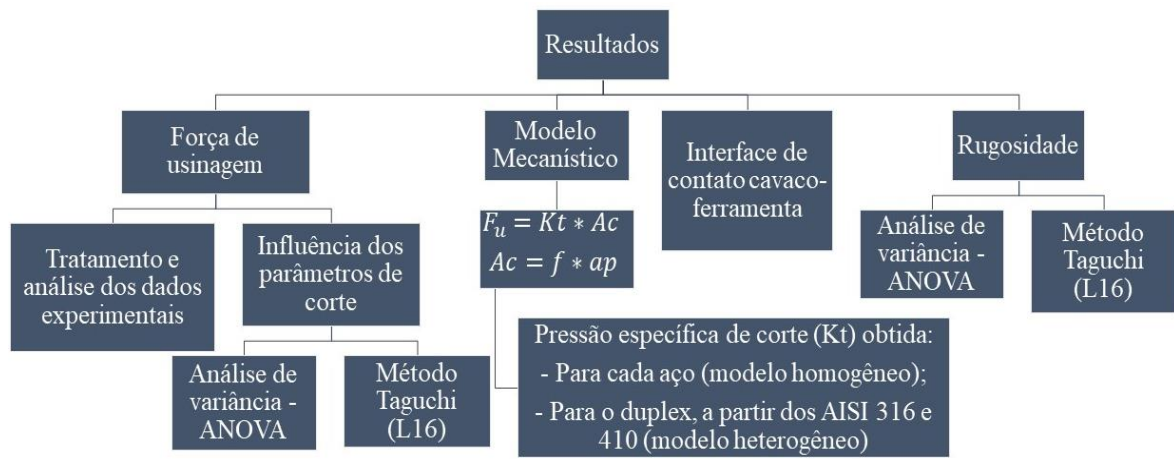


Figura 4.1 - Disposição dos resultados a serem apresentados.

4.1 Tratamento e análise dos dados experimentais

Na Figura 4.2 (a) têm-se as forças de usinagem para o aço duplex tratadas com o MATLAB sem o tratamento dos sinais (código disponibilizado no Apêndice A). A figura apresenta as forças nas direções de corte (F_c), passiva (F_p) e de avanço (F_f). De posse desses resultados é necessária efetuar uma análise para identificar o instante onde se inicia a região estável da aquisição dos sinais da força, desconsiderando assim a região instável da aquisição dos sinais, como se pode observar também na Figura 4.2 (a).

É necessário que seja realizada uma correta aquisição dos sinais da força obtidos. Assim, uma das formas é analisar o tempo de cada rotação. Para isso é necessário transformar a frequência de rotação da peça de rotações por minuto (rpm) para rotações por segundo (Hz) e realizar uma simples relação para identificar em quantos segundos a ferramenta realiza uma volta completa. Uma vez verificado o tempo de aquisição das forças de corte, é necessário realizar uma análise do perfil da força de corte de uma forma geral. Esta análise é realizada através da média de um determinado número de rotações da ferramenta. Para o cálculo desta

média é gerado um vetor representativo da força de corte através do cálculo da quantidade de pontos que formam uma rotação da ferramenta. De posse da frequência de aquisição do sinal ($f_{acq} = 1000\text{Hz}$) e da velocidade de rotação (n), é possível encontrar o número de pontos (n_p) que constitui uma rotação da ferramenta. Define-se, então, o primeiro ponto de rotação e, na sequência, os pontos das próximas $n_p - 1$ rotações. Com essas informações, calcula-se a média dos n_p pontos com base nas Equações 4.1, 4.2 e 4.3. O valor de n_p quando $n = 800$ rpm é de 75 pontos e quando $n = 500$ rpm é de 120 pontos.

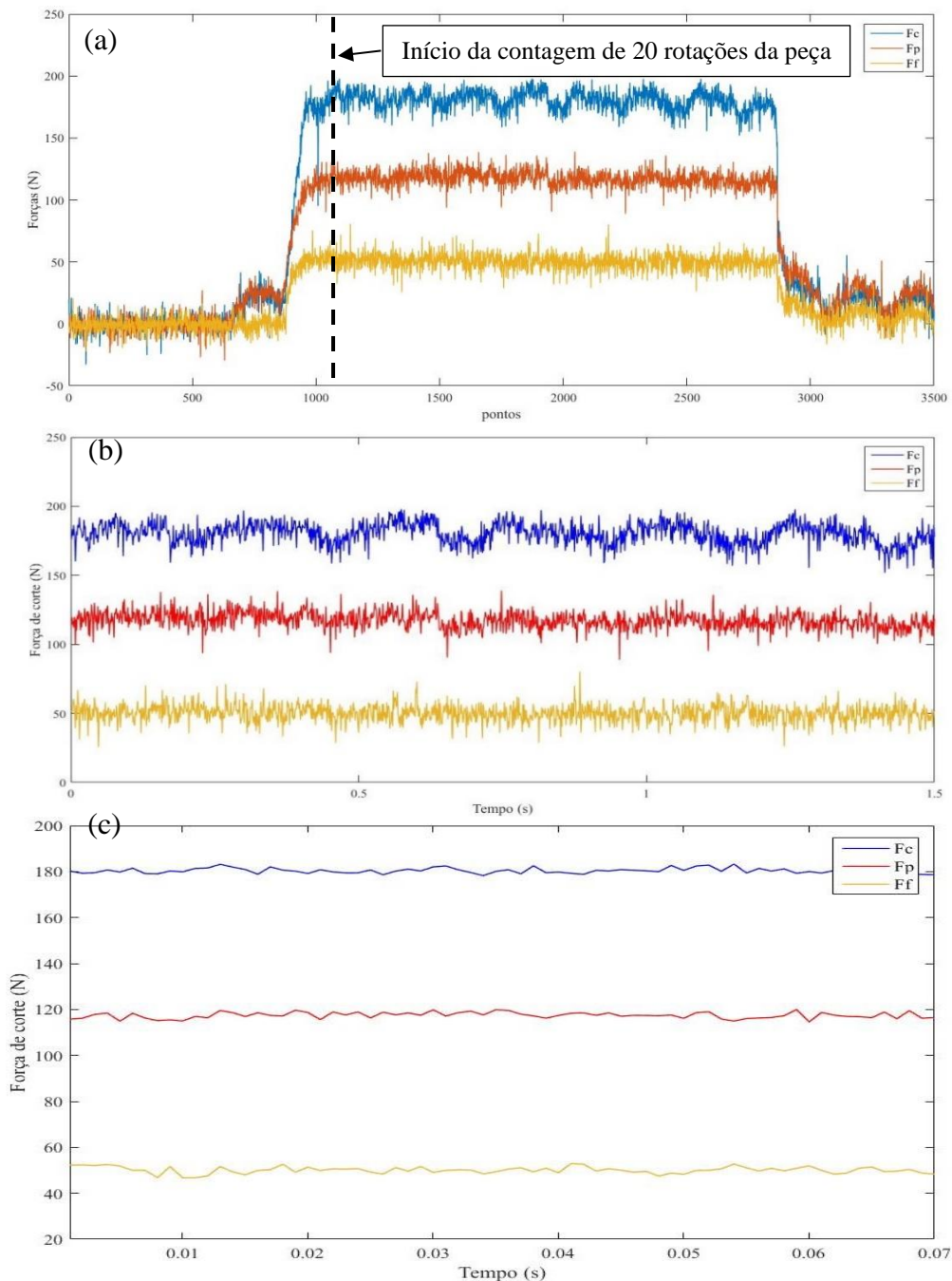


Figura 4.2 – Força de usinagem do aço duplex. (a) perfil completo, (b) 20 rotações e (c) média das 20 rotações.

$$F_{cM}(p) = \frac{1}{n_{rot}} \sum_{i=1}^{n_{rot}} F_c(p + (i - 1)n_p) \quad (4.1)$$

$$F_{pM}(p) = \frac{1}{n_{rot}} \sum_{i=1}^{n_{rot}} F_p(p + (i - 1)n_p) \quad (4.2)$$

$$F_{fM}(p) = \frac{1}{n_{rot}} \sum_{i=1}^{n_{rot}} F_f(p + (i - 1)n_p) \quad (4.3)$$

A Figura 4.2 (b) apresenta as forças de usinagem para 20 rotações da peça. A média das forças para estas 20 rotações (onde cada rotação tem 75 ou 120 pontos, conforme a rotação da peça) podem ser visualizadas na Figura 4.2 (c), quando $n = 800$ rpm, $f = 0,199$ mm, $r_p = 0,8$ mm e $a_p = 0,2$ mm. Em seguida, utilizam-se os valores da Figura 4.2 (c) para calcular e plotar a força resultante média para cada condição de corte.

A Figura 4.3 representa um gráfico de comparação da força resultante média obtida do torneamento dos aços duplex, aço austenítico 316 e ferrítico 410, nos mesmos parâmetros indicados acima. Pode-se observar que a força máxima de corte para os aços 316 e 410 são de, aproximadamente, 134N e 98N, respectivamente. Para o aço duplex a força máxima de corte é de 106N. Analisando esses resultados fica evidente a possibilidade de correlacionar as forças de corte do aço duplex com o aço austenítico e ferrítico, materiais homogêneos que apresentam, separadamente, o comportamento mecânico e a composição química semelhantes às fases do aço duplex. No entanto, é preciso verificar em que condições de corte esta correlação é possível e explicar seu comportamento.

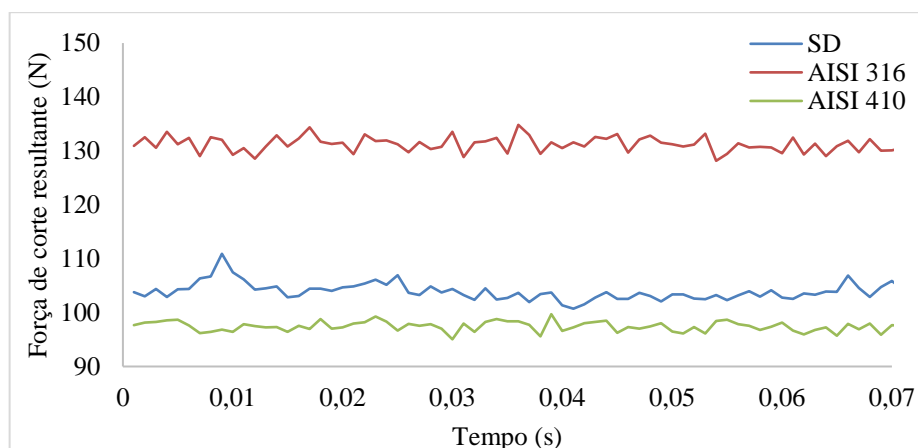


Figura 4.3 – Força resultante média para os 3 aços para 20 rotações da ferramenta.

4.2 Influência dos parâmetros de corte

Para realizar a análise da influência dos parâmetros de corte nas forças de usinagem foi necessário, primeiro, calcular a força resultante de cada experimento e, depois, calcular a média relativa às forças máximas resultantes de 20 rotações da peça.

Para uma análise precisa das influências dos parâmetros nas forças de usinagem foi realizada uma Análise de Variância (ANOVA) e também foi aplicado o método Taguchi. Ambas as ferramentas avaliam se existem diferenças entre as médias de uma variável de saída com a variação de uma ou mais variáveis de entrada.

Na análise de variância, utilizando um nível de significância de 5% ($\alpha = 0,05$), é possível obter na tabela de distribuição o valor de $F_{crítico}$. Assim, sabe-se que o fator analisado influencia a variável de saída quando o F da análise é maior que o $F_{crítico}$, da tabela ($F > F_{crítico}$).

Os resultados são indicados nas Tabelas 4.1, 4.2 e 4.3. Considerando para os parâmetros (f , n , a_p , r_p) o numerador igual a 1 e o Erro como denominador igual a 11 e, considerando também, $\alpha = 0,05$, tem-se $F_{crítico} = 4,844$. A Tabela de Distribuição de Fisher-Snedecor para obter o $F_{crítico}$ está disponibilizada na Figura A.2 do Anexo B.

Tabela 4.1 – Análise de variância – Forças de corte do aço duplex.

Fonte	G L	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor P
f (mm)	1	10260,20	10260,20	42,67	0,00
n (rpm)	1	142,90	142,90	0,59	0,46
a_p (mm)	1	25040,60	25040,60	103,17	0,00
r_p (mm)	1	1378,00	1378,00	5,68	0,04
Erro	11	2669,80	242,70	-	-

- Para o avanço f , a profundidade de corte a_p e o raio de ponta r_p tem-se que $F > F_{crítico}$ e, portanto, estes parâmetros influenciam na alteração das forças de usinagem. O raio de ponta, por apresentar o valor de F muito próximo de $F_{crítico}$, é o que menos interfere neste parâmetro de saída;
- Para a velocidade de rotação n , como $F < F_{crítico}$ ($0,59 < 4,844$), identifica-se que este parâmetro não irá influenciar nos valores das forças de usinagem.

Considerando o mesmo $F_{crítico} = 4,844$ para os outros dois aços e fazendo uma análise semelhante à análise realizada para o aço duplex, é possível observar, nas Tabelas 4.2 e 4.3, que para os aços AISI 316 e AISI 410 somente o avanço e a profundidade de corte influenciam nos valores da força de usinagem, tendo o raio de ponta e a rotação influência desprezável.

Tabela 4.2 – Análise de variância – Forças de corte AISI 316.

Fonte	G L	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor <i>F</i>	Valor <i>P</i>
<i>f</i> (mm)	1	14335,00	14335,00	60,18	0,00
<i>n</i> (rpm)	1	8,50	8,50	0,04	0,85
<i>a_p</i> (mm)	1	22177,90	22177,90	93,10	0,00
<i>r_p</i> (mm)	1	112,50	112,50	0,47	0,51
Erro	11	2620,40	238,20	-	-
Total	15	39254,30	-	-	-

Tabela 4.3 – Análise de variância – Forças de corte AISI 410.

Fonte	G L	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor <i>F</i>	Valor <i>P</i>
<i>f</i> (mm)	1	13438,70	13438,70	30,27	0,00
<i>n</i> (rpm)	1	799,00	799,00	1,80	0,21
<i>a_p</i> (mm)	1	49952,80	49952,80	112,53	0,00
<i>r_p</i> (mm)	1	717,90	717,90	1,62	0,23
Erro	11	4882,80	443,90	-	-
Total	15	69791,30	-	-	-

O método Taguchi aplicado para analisar os parâmetros de influência nas forças de corte dos três aços foi realizado com base na Tabela 4.4 e tem os resultados representados nas Figuras 4.4, 4.5 e 4.6.

Tabela 4.4 – Valores da Análise Taguchi para as forças de corte dos três aços.

	<i>f</i> (mm)	<i>n</i> (rpm)	<i>a_p</i> (mm)	<i>r_p</i> (mm)	Força resultante UNS S31803 (N)	Força resultante AISI 316 (N)	Força resultante AISI 410 (N)
1	1	1	1	1	59,244	64,483	68,172
2	1	1	1	2	75,969	66,320	70,936
3	1	1	2	1	114,863	117,330	165,668
4	1	1	2	2	143,793	128,251	151,961
5	1	2	1	1	53,291	79,264	63,138
6	1	2	1	2	90,653	63,276	63,713
7	1	2	2	1	131,626	111,650	156,579
8	1	2	2	2	145,756	137,007	131,649
9	2	1	1	1	94,574	121,424	95,496
10	2	1	1	2	130,793	98,123	100,466
11	2	1	2	1	195,125	199,103	266,862
12	2	1	2	2	179,508	206,163	240,640
13	2	2	1	1	93,047	94,522	97,373
14	2	2	1	2	103,724	121,781	97,371
15	2	2	2	1	201,766	198,051	243,967
16	2	2	2	2	221,827	207,330	193,343

Como se pode observar, os resultados apresentados nas Figuras 4.4, 4.5 e 4.6 ratificam os resultados da análise de variância.

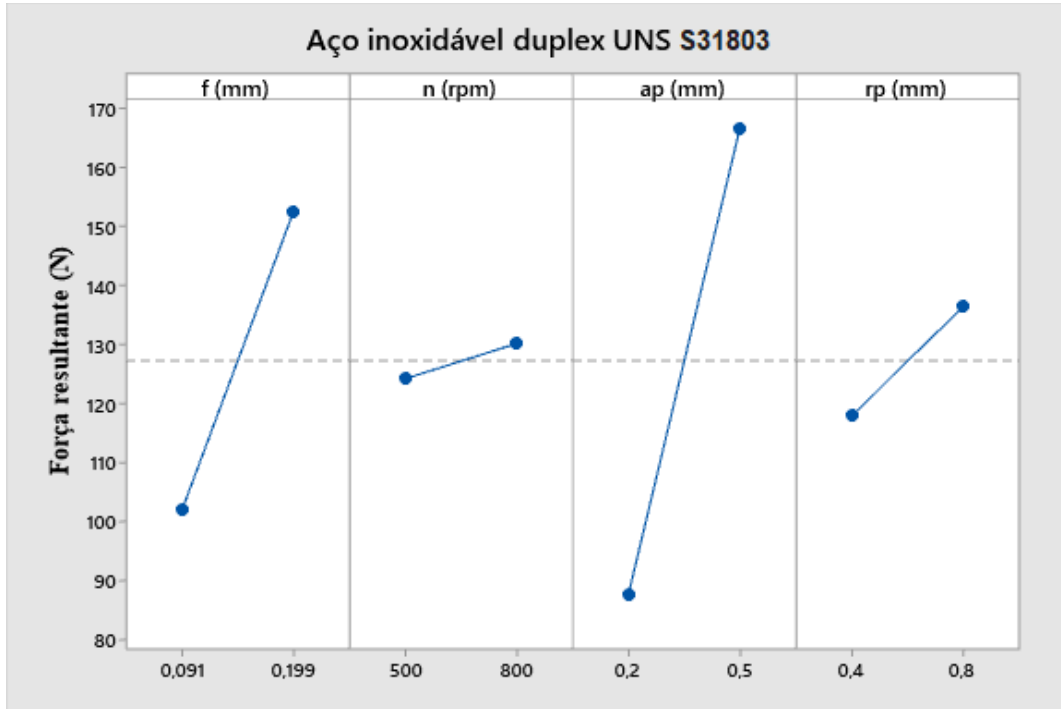


Figura 4.4 – Análise Taguchi para as forças de corte no aço duplex.

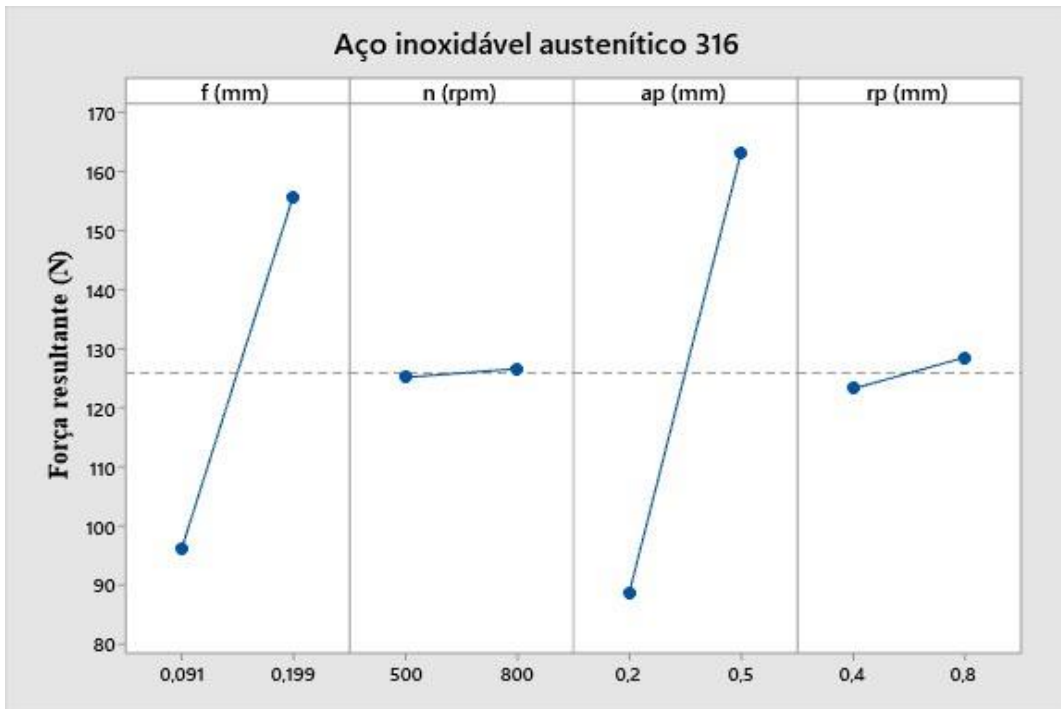


Figura 4.5 – Análise Taguchi para as forças de corte no AISI 316.

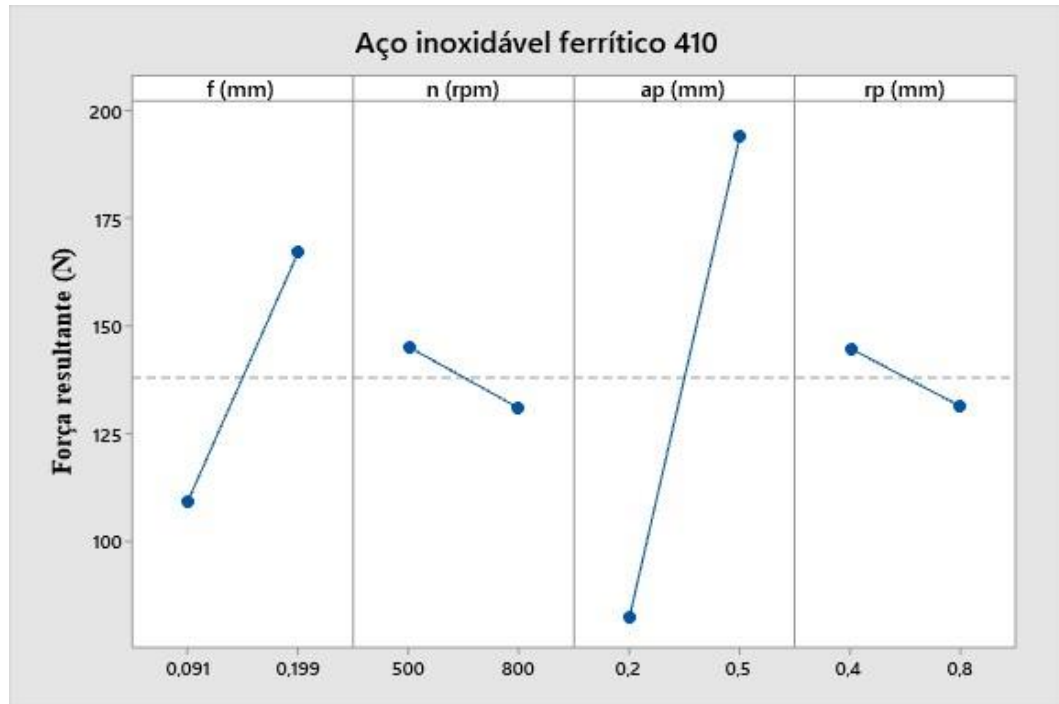


Figura 4.6 – Análise Taguchi para as forças de corte no AISI 410.

Analisando os resultados obtidos, assim como na análise de variância, o avanço e a profundidade de corte influenciam nas forças de corte na usinagem dos três aços, sendo esse segundo, o fator de maior influência. Assim, como se verificou na análise de variância, o raio de ponta influencia apenas no aço duplex.

4.3 Modelo mecânico para a força de usinagem

Nesta seção será proposto um modelo mecânico para o cálculo da força de usinagem considerando o processo de torneamento dos aços inox AISI 316, AISI 410 e duplex UNS S31803. Inicialmente, será apresentada uma proposta de calibração de um modelo mecânico homogêneo para cada aço, separadamente. Em seguida, será proposto um modelo mecânico heterogêneo para o aço duplex usando os dados dos outros dois aços.

A proposta do modelo heterogêneo é possível devido à microestrutura bifásica do aço duplex ser composta por grãos de austenita e de ferrita, semelhante à microestrutura dos outros dois aços usados neste trabalho. Portanto, para considerar o material da peça, o modelo para previsão da força de usinagem usado é função da pressão específica de corte.

- **Pressão específica de corte**

O cálculo da pressão específica de corte experimental é apresentado na Equação 4.4. A força resultante experimental ($F_{resultante_{exp}}$) foi apresentada na Tabela 4.4.

$$K_{exp} = \frac{F_{resultante_{exp}}}{A_c} \quad (4.4)$$

Onde A_c (área do cavaco) é calculada pela Equação 4.5.

$$A_c = h * b = f * a_p \quad (4.5)$$

Como neste trabalho o planejamento experimental foi desenvolvido para a profundidade de corte (a_p) ser maior e menor que o raio de ponta (r_p), a largura de corte (b) será calculada pela Equação 4.6, proposta por Waldof (2006), que é função do raio de ponta, do ângulo da aresta de corte lateral (γ_L), do avanço e da profundidade de corte.

$$b = r_p \left(\frac{\pi}{2} - \gamma_L + \text{sen}^{-1} \left[\frac{f}{2r_p} \right] \right) + \frac{a_p - (1 - \text{sen}\gamma_L)}{\text{cos}\gamma_L} \quad (4.6)$$

Os resultados experimentais da Equação 4.4 foram utilizados para resolver o sistema apresentado nas Equações 4.7 e 4.8. Neste sistema, o objetivo é encontrar os coeficientes de calibração (a_i) para o modelo mecanístico homogêneo da pressão específica de corte (K_t) como função da profundidade de corte (a_p) e do raio de ponta (r_p), como segue na Tabela 4.5.

$$\ln K_{t_{exp_i}} = a_0 + a_1 \ln f + a_2 \ln a_p + a_3 \ln (f * a_p) \quad (4.7)$$

$$\begin{bmatrix} 1 & -\ln f_t^- & \ln a_p^- & \ln(f_t^- a_p^-) \\ 1 & -\ln f_t^+ & \ln a_p^- & \ln(f_t^+ a_p^-) \\ 1 & -\ln f_t^- & \ln a_p^+ & \ln(f_t^- a_p^+) \\ 1 & -\ln f_t^+ & \ln a_p^+ & \ln(f_t^+ a_p^+) \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{texp1} \\ K_{texp2} \\ K_{texp3} \\ K_{texp4} \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

Tabela 4.5 – Coeficientes de calibração do modelo homogêneo.

Material	<i>n</i> (rpm)	<i>r_p</i> (mm)	<i>a</i> ₀	<i>a</i> ₁	<i>a</i> ₂	<i>a</i> ₃
Duplex	500	0,8	5,9065	-0,2620	0,0137	-0,2483
	800	0,8	5,5225	-0,4956	0,2531	-0,2424
AISI 316	500	0,8	5,7836	-0,4091	0,27633	-0,1328
	800	0,8	6,0646	-0,3167	0,2092	-0,1074
AISI 410	500	0,8	5,9131	-0,4660	0,3800	-0,0860
	800	0,8	5,8822	-0,3807	0,2735	-0,1072
Duplex	500	0,4	5,9745	-0,3057	0,1457	-0,1600
	800	0,4	5,9590	-0,3947	0,2794	-0,1153
AISI 316	500	0,4	6,2803	-0,1522	-0,0328	-0,1850
	800	0,4	5,7315	-0,3791	0,0436	-0,2754
AISI 410	500	0,4	6,0057	-0,5075	0,4210	-0,0865
	800	0,4	5,0161	-1,2781	1,2085	-0,0696

Os coeficientes da Tabela 4.5 foram usados para encontrar os valores de *a*, *b* e *c* do modelo mecânico heterogêneo da Equação 4.9, onde os valores de *K_t* para o aço duplex serão calculados a partir dos valores de *K_t* dos outros dois aços. Os resultados destes coeficientes são apresentados na Tabela 4.6.

$$K_{t_{superduplex}} = aK_{t_{316}} + bK_{t_{410}} + c \quad (4.9)$$

Tabela 4.6 – Coeficientes de calibração do modelo heterogêneo do aço duplex.

<i>n</i> (rpm)	<i>r_p</i> (mm)	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
500	0,4	0,5581	0,4136	-0,0140
800	0,4	0,8991	0,1414	0,0952
500	0,8	3,9634	-2,8812	0,0203
800	0,8	-0,8429	1,8235	-0,0918

Os resultados da pressão específica experimental, da equação homogênea e heterogênea, são apresentados na Tabela 4.7.

Tabela 4.7 – Resultados da pressão específica experimental dos modelos homogêneo e heterogêneo.

n (rpm)	a_p (mm)	r_p (mm)	a_p $/r_p$	f (mm)	b (mm)	$F_{resul_{exp}}$ (N)	K_{exp} (MPa)	$K_{homogen.}$ (MPa)	$K_{heterog.}$ (MPa)
500	0,2	0,8	0,25	0,091	0,638	876,74	1340,29	1821,12	1253,81
				0,199	0,692	130,41	947,31	1221,61	833,34
		0,4	0,50	0,091	0,527	60,24	1256,70	1228,74	1177,02
				0,199	0,582	93,55	808,18	853,52	871,84
	0,5	0,8	0,62	0,091	1,193	134,60	1240,10	1468,95	1009,53
				0,199	1,247	190,21	766,46	842,41	677,47
		0,4	1,25	0,091	1,082	113,85	1156,31	1212,83	1214,53
				0,199	1,137	195,89	865,83	842,41	876,74
800	0,2	0,8	0,25	0,091	0,638	91,69	1580,33	1442,62	760,17
				0,199	0,692	103,91	754,77	809,76	489,17
		0,4	0,50	0,091	0,527	56,99	1186,53	1009,60	1760,73
				0,199	0,582	93,18	804,96	677,39	1081,70
	0,5	0,8	0,62	0,091	1,193	147,53	1359,20	1456,82	942,18
				0,199	1,247	222,83	897,86	817,74	610,52
		0,4	1,25	0,091	1,082	130,82	1328,62	1173,42	1598,93
				0,199	1,137	204,38	903,37	787,31	935,72

A Figura 4.7 apresenta a pressão específica de corte para o aço duplex a partir do modelo homogêneo para todas as condições de corte (a_p/r_p). Na figura citada, as curvas verde e preta tratam da razão de 0,25 e 1,25, respectivamente. Deste modo, é possível observar que quando o valor da profundidade de corte é muito inferior ao valor do raio de ponta, a pressão específica de corte tende a ser maior. Isto pode ser explicado pelo fato de que, quanto menor é a profundidade de corte, menor também é a área do cavaco removido. Assim, a pressão específica aumenta devido à parcela de força de *ploughing* que existe nessa condição. Porém, como já mencionado, a força de *ploughing* não foi o foco do trabalho.

A Figura 4.8 mostra a pressão específica de corte para os três aços. Para algumas condições de corte, é possível observar que a curva do aço duplex fica entre os outros dois aços. Este comportamento pode ser explicado pela microestrutura bifásica do aço duplex formado por grãos de ferrita e austenita, semelhante às fases dos aços AISI 410 (ferrítico) e AISI 316 (austenítico).

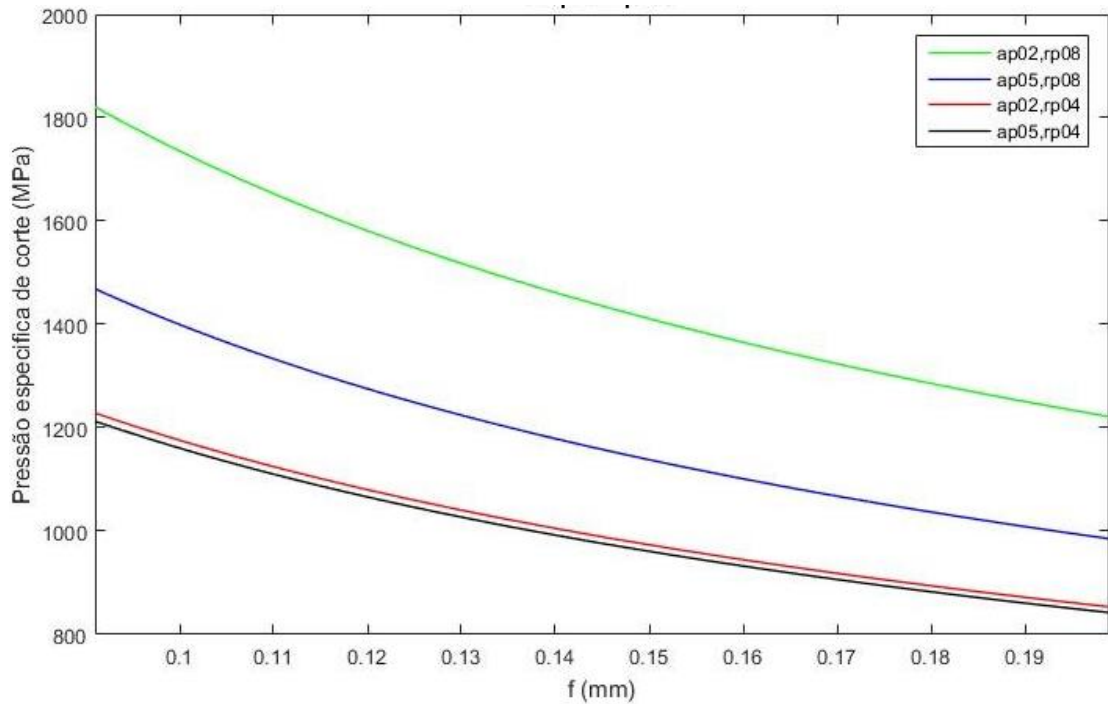


Figura 4.7 – Comportamento da pressão específica de corte do aço duplex ($n = 500$ rpm).

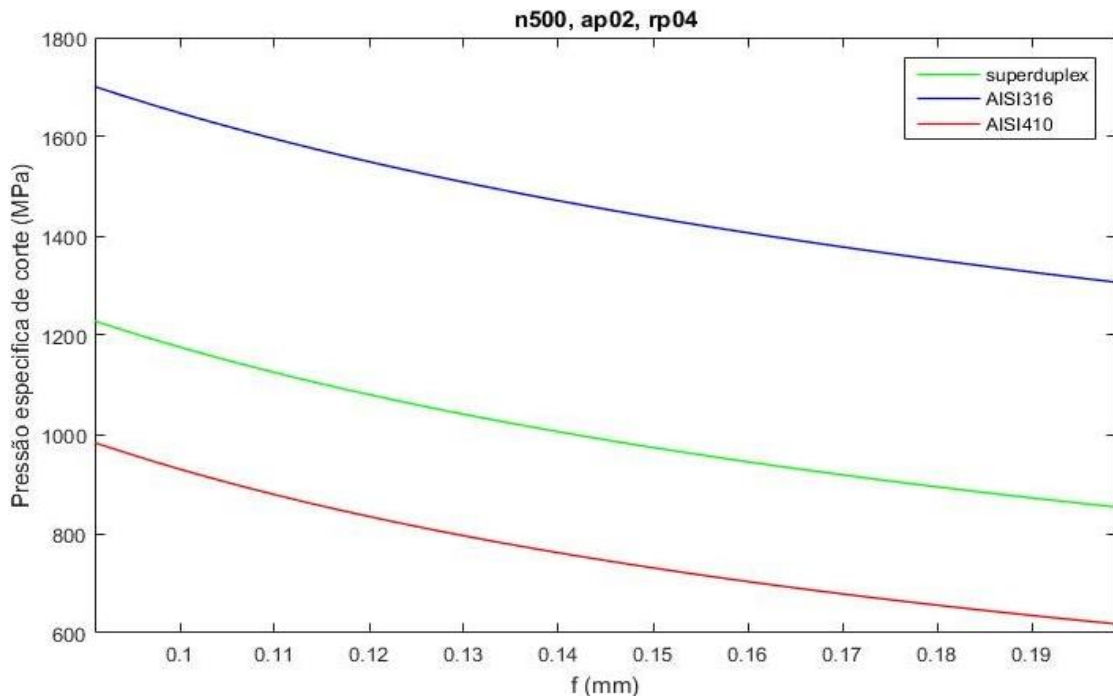


Figura 4.8 – Comportamento da pressão específica de corte para os três aços quando $a_p/r_p=0,5$.

No trabalho de Mougo (2016), independente da velocidade de corte e do avanço, a curva de K_t do aço duplex ficou entre as curvas dos outros dois aços. Neste projeto final, no entanto, somente para a configuração $a_p/r_p = 0,5$ esse comportamento foi analisado. Se a profundidade de corte for muito menor que o raio de ponta, o raio da ponta atua como aresta principal de corte e o cavaco espiral tem maior dificuldade de quebrar, gerando, assim, mais calor e maior deformação do material. Quando a profundidade de corte é maior que o raio de ponta, a área do cavaco em contato com a superfície de saída da ferramenta aumenta, tendendo a gerar maiores forças de usinagem e instabilidade durante o corte. Por isso, quando a profundidade de corte é 50% do raio de ponta, o comportamento do material durante o corte apresentou os melhores resultados, tanto para a pressão específica quanto para o atrito, que será apresentado na próxima seção.

A Figura 4.9 mostra as curvas para os modelos homogêneo e heterogêneo. A proximidade destes resultados, para algumas condições de corte, mostra que é possível calcular a pressão específica do aço duplex a partir da pressão específica dos dois outros aços que simulam a sua microestrutura. Resultados semelhantes foram obtidos no trabalho de Mougo (2016), quando foi desenvolvido um modelo para previsão da força de corte do aço superduplex UNS S32750 a partir dos dados de K_t dos aços AISI 316 e AISI 430 no processo de microfresamento.

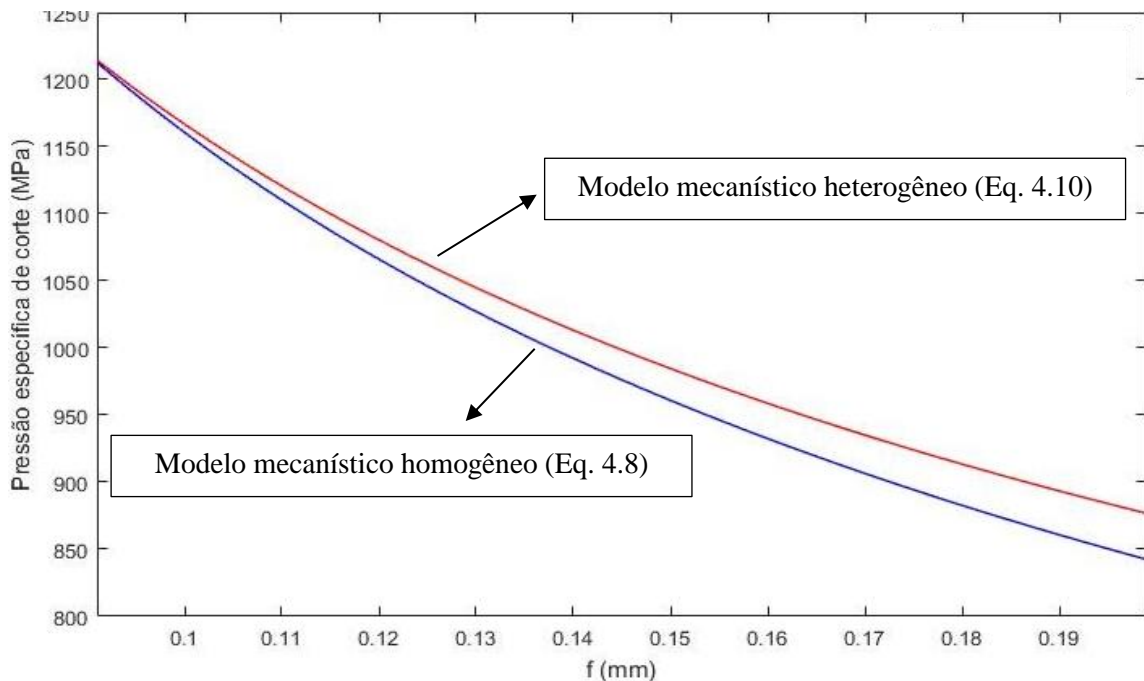


Figura 4.9 – Comportamento da pressão específica do aço duplex no modelo homogêneo e heterogêneo.

Os valores da força resultante foram calculados a partir dos resultados da pressão específica de corte obtidos pelos modelos homogêneo e heterogêneo e comparados com a força resultante experimental. Estes resultados são apresentados na Tabela 4.8.

Tabela 4.8 – Forças de corte experimental, homogênea e heterogênea e os erros envolvidos - Aço duplex.

n (rpm)	a_p (mm)	r_p (mm)	a_p $/r_p$	f (mm)	$F_{resul_{exp}}$ (N)	$F_{resul_{homog}}$ (N)	$F_{resul_{heterog}}$ (N)	$Erro_{homog}$ (%)	$Erro_{heterog}$ (%)	
500	0,2	0,8	0,25	0,091	876,74	105,66	72,74	26,40	6,90	
				0,199	130,41	168,18	114,72	22,50	13,60	
		0,4	0,50	0,091	60,24	58,89	65,00	2,30	7,32	
				0,199	93,55	98,79	113,99	5,30	17,90	
	0,5	0,8	0,62	0,091	134,60	159,44	109,58	15,60	22,80	
				0,199	190,21	244,52	168,13	22,20	13,10	
		0,4	1,25	0,091	113,85	119,41	130,98	4,70	13,20	
				0,199	195,89	190,59	213,69	2,80	8,30	
	800	0,2	0,8	0,25	0,091	91,69	83,71	44,11	9,50	107,80
					0,199	103,91	111,48	66,49	6,70	56,20
			0,4	0,50	0,091	56,99	48,39	84,39	17,80	32,50
					0,199	93,18	78,41	125,21	54,10	25,60
0,5		0,8	0,62	0,091	147,53	158,13	102,27	6,71	44,20	
				0,199	222,83	202,94	151,51	9,80	47,10	
		0,4	1,25	0,091	130,82	115,53	157,43	13,20	16,90	
				0,199	204,38	178,13	211,70	14,70	3,40	

4.4 Interface de contato cavaco - ferramenta

Na zona de cisalhamento secundária, onde ocorre o escoamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta de corte, é possível obter o coeficiente de atrito médio (μ), conforme foi apresentado na Equação 2.14. Nesta equação o coeficiente de atrito médio μ pode ser aproximado pela razão entre as forças normal (N) e tangencial (F) na superfície de saída. Cada uma destas parcelas é calculada a partir das forças de corte e de avanço, apresentadas nas Equações 2.12 e 2.13, e do ângulo de saída da ferramenta. Os resultados de μ são apresentados para os três aços nas Tabelas 4.9, 4.10 e 4.11.

Tabela 4.9 – Coeficiente e ângulo de atrito do aço duplex S31803.

		$f(mm)$	0,199	0,091	0,199	0,091
		$a_p(mm)$	0,2	0,5	0,5	0,2
$n = 500rpm$ $r_p = 0,8mm$	$F_c(N)$		74,762	100,431	154,024	59,508
	$F_f(N)$		21,790	39,299	40,380	15,357
	$F(N)$		25,673	44,501	48,386	18,450
	$N(N)$		73,519	98,237	151,700	58,623
	μ		0,349	0,453	0,319	0,315
$n = 800rpm$ $r_p = 0,8mm$	$F_c(N)$		80,347	109,805	188,908	66,433
	$F_f(N)$		16,285	45,078	49,042	20,446
	$F(N)$		20,468	50,763	58,862	23,895
	$N(N)$		79,385	107,295	186,082	65,272
	μ		0,258	0,473	0,316	0,366
$n = 500rpm$ $r_p = 0,4mm$	$F_c(N)$		70,504	87,206	156,784	42,452
	$F_f(N)$		10,215	39,250	48,375	12,524
	$F(N)$		13,891	43,760	56,514	14,729
	$N(N)$		69,873	85,0323	154,037	41,738
	μ		0,199	0,515	0,367	0,353
$n = 800rpm$ $r_p = 0,4mm$	$F_c(N)$		68,743	93,627	159,429	38,130
	$F_f(N)$		11,494	49,975	51,951	13,172
	$F(N)$		15,076	54,807	60,224	15,150
	$N(N)$		68,047	90,883	156,492	37,388
	μ		0,222	0,603	0,385	0,405

Tabela 4.10 – Coeficiente e ângulo de atrito do AISI 316.

		$f(mm)$	0,199	0,091	0,199	0,091
		$a_p(mm)$	0,2	0,5	0,5	0,2
$n = 500rpm$ $r_p = 0,8mm$	$F_c(N)$		74,983	97,206	162,589	48,749
	$F_f(N)$		14,026	36,632	44,816	13,156
	$F(N)$		17,931	41,669	53,264	15,689
	$N(N)$		74,146	95,156	160,021	47,994
	μ		0,242	0,438	0,333	0,327
$n = 800rpm$ $r_p = 0,8mm$	$F_c(N)$		92,813	100,611	164,930	43,674
	$F_f(N)$		18,040	40,343	45,659	11,961
	$F(N)$		22,873	45,553	54,228	14,230
	$N(N)$		91,742	98,362	162,314	42,988
	μ		0,249	0,463	0,334	0,331
$n = 500rpm$ $r_p = 0,4mm$	$F_c(N)$		88,940	86,875	149,124	45,585
	$F_f(N)$		20,117	38,913	44,654	12,313
	$F(N)$		24,744	43,406	52,397	14,682
	$N(N)$		87,765	84,719	146,583	44,878
	μ		0,282	0,512	0,358	0,327
$n = 800rpm$ $r_p = 0,4mm$	$F_c(N)$		68,184	81,224	149,844	53,199
	$F_f(N)$		13,576	34,411	45,900	20,026
	$F(N)$		17,126	38,615	53,679	22,783
	$N(N)$		67,380	79,312	147,236	52,078
	μ		0,254	0,487	0,365	0,438

Tabela 4.11 – Coeficiente e ângulo de atrito do AISI 410.

		$f(mm)$	0,199	0,091	0,199	0,091
		$a_p(mm)$	0,2	0,5	0,5	0,2
$n = 500rpm$ $r_p = 0,8mm$	$F_c(N)$		79,947	108,957	182,509	54,355
	$F_f(N)$		13,182	37,824	47,054	11,172
	$F(N)$		17,348	43,475	56,541	14,001
	$N(N)$		79,148	106,828	179,796	53,696
	μ		0,219	0,407	0,315	0,261
$n = 800rpm$ $r_p = 0,8mm$	$F_c(N)$		75,968	96,429	150,035	45,757
	$F_f(N)$		14,266	34,696	41,711	10,498
	$F(N)$		18,222	39,695	49,506	12,878
	$N(N)$		75,117	94,481	147,646	45,145
	μ		0,243	0,420	0,335	0,285
$n = 500rpm$ $r_p = 0,4mm$	$F_c(N)$		72,867	109,011	178,658	50,839
	$F_f(N)$		9,687	50,131	58,252	10,511
	$F(N)$		13,487	55,768	67,522	13,157
	$N(N)$		72,260	106,238	175,365	50,219
	μ		0,187	0,525	0,385	0,262
$n = 800rpm$ $r_p = 0,4mm$	$F_c(N)$		78,264	102,283	162,102	45,587
	$F_f(N)$		13,468	53,229	60,007	12,040
	$F(N)$		17,546	58,509	68,409	14,409
	$N(N)$		77,452	99,357	158,739	44,894
	μ		0,227	0,589	0,431	0,321

Estes dados experimentais foram utilizados para encontrar os coeficientes de calibração a_0 , a_1 , a_2 e a_3 da Equação 4.10 por meio da matriz indicada na Equação 4.11. Nesta equação, considera-se que o coeficiente de atrito é função, principalmente, do avanço (f) e da profundidade de corte (a_p), já que $\mu = f(F, N)$ e $F, N = f(F_c, F_f)$ e, como foi observado nos resultados da seção 4.1.2, F_c e F_f são influenciados, principalmente, por estes dois parâmetros de usinagem. Os resultados são apresentados na Tabela 4.12 e, a partir dos coeficientes encontrados, foi possível comparar a evolução do coeficiente de atrito para os três materiais em todas as condições de a_p e r_p .

$$\ln\mu_{exp_i} = a_0 + a_1 \ln f + a_2 \ln a_p + a_3 \ln(f * a_p) \quad (4.10)$$

$$\begin{bmatrix} 1 & -\ln f_t^- & \ln a_p^- & \ln(f_t^- a_p^-) \\ 1 & -\ln f_t^+ & \ln a_p^- & \ln(f_t^+ a_p^-) \\ 1 & -\ln f_t^- & \ln a_p^+ & \ln(f_t^- a_p^+) \\ 1 & -\ln f_t^+ & \ln a_p^+ & \ln(f_t^+ a_p^+) \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mu_{exp1} \\ \mu_{exp2} \\ \mu_{exp3} \\ \mu_{exp4} \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

Tabela 4.12 – Coeficientes de calibração do modelo homogêneo da Equação 4.4.

Material	n (rpm)	r _p (mm)	a ₀	a ₁	a ₂	a ₃
Duplex	500	0,8	-1,1798	-0,1549	0,1522	-0,0027
	800	0,8	-1,7410	-0,4048	0,3281	-0,0766
AISI 316	500	0,8	-1,4692	-0,3566	0,3453	-0,0113
	800	0,8	-1,4741	-0,3742	0,3586	-0,0156
AISI 410	500	0,8	-1,2661	-0,3305	0,3852	0,0547
	800	0,8	-1,2080	-0,2944	0,3411	0,0467
Duplex	500	0,4	-1,6282	-0,5687	0,5544	-0,0142
	800	0,4	-1,7206	-0,6212	0,5696	-0,0515
AISI 316	500	0,4	-1,2410	-0,3416	0,3581	0,0165
	800	0,4	-1,7541	-0,4396	0,3474	-0,0922
AISI 410	500	0,4	-1,0950	-0,5348	0,6546	0,1198
	800	0,4	-1,0602	-0,5090	0,5955	0,0865

Como a velocidade de corte não atua significativamente na variação dos valores da força de usinagem, optou-se por analisar os valores da evolução de μ para a rotação de 500 rpm, conforme as Figuras 4.10, 4.11 e 4.12. É possível observar que, quanto maior é a razão entre a profundidade e o raio de ponta, indicadas na Tabela 4.13, maiores serão os valores do coeficiente de atrito, independente do material.

Tabela 4.13 – Razão entre a profundidade de corte e o raio de ponta da ferramenta.

a _p (mm)	r _p (mm)	a _p /r _p
0,2	0,8	0,25
0,2	0,4	0,50
0,5	0,8	0,62
0,5	0,4	1,25

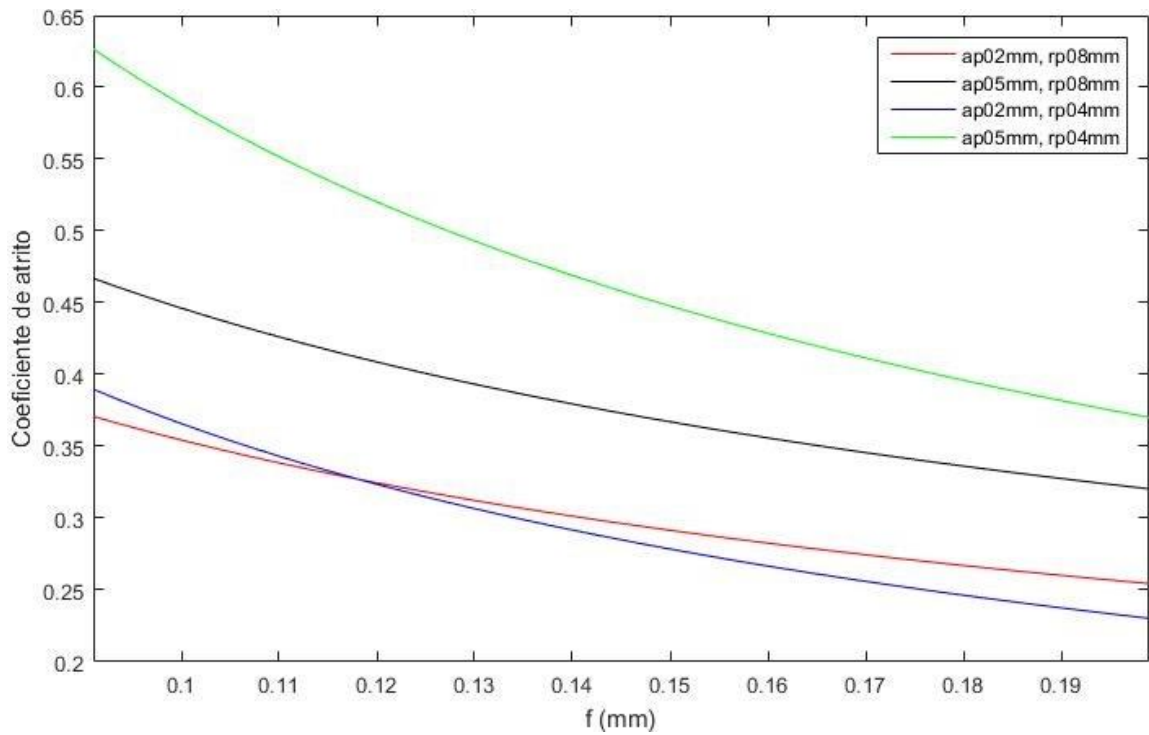


Figura 4.10 – Evolução do coeficiente de atrito para o aço duplex.

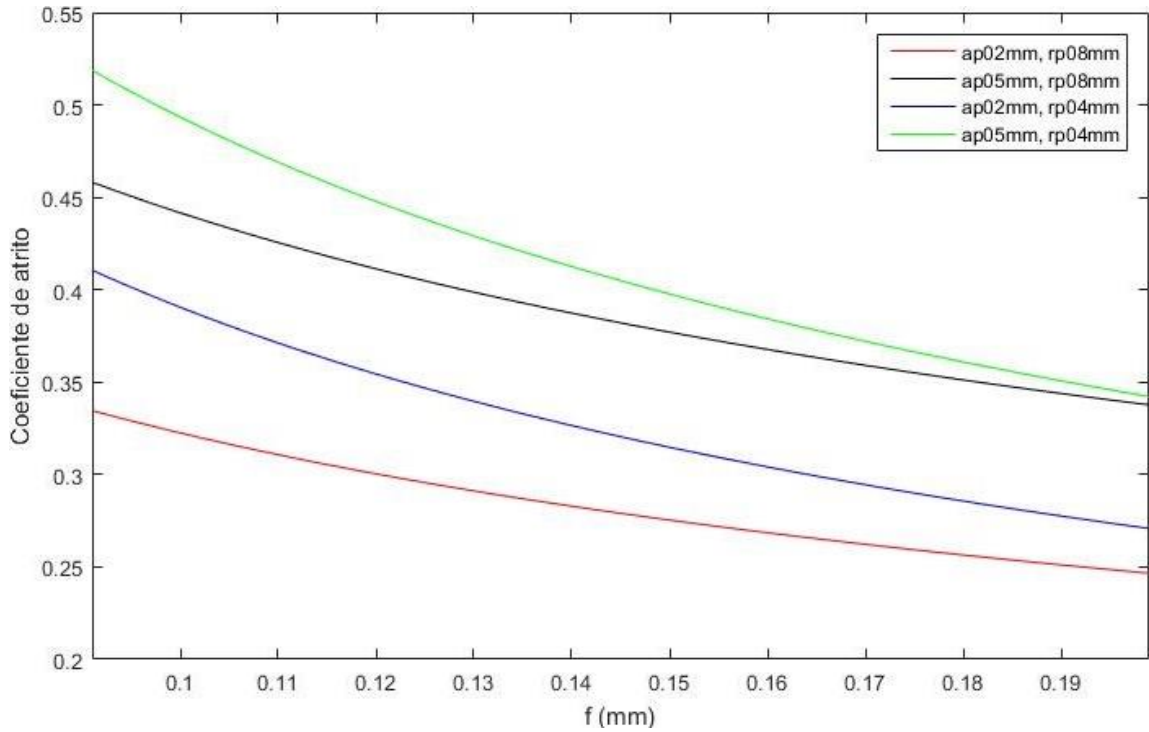


Figura 4.11 – Evolução do coeficiente de atrito para o AISI 316.

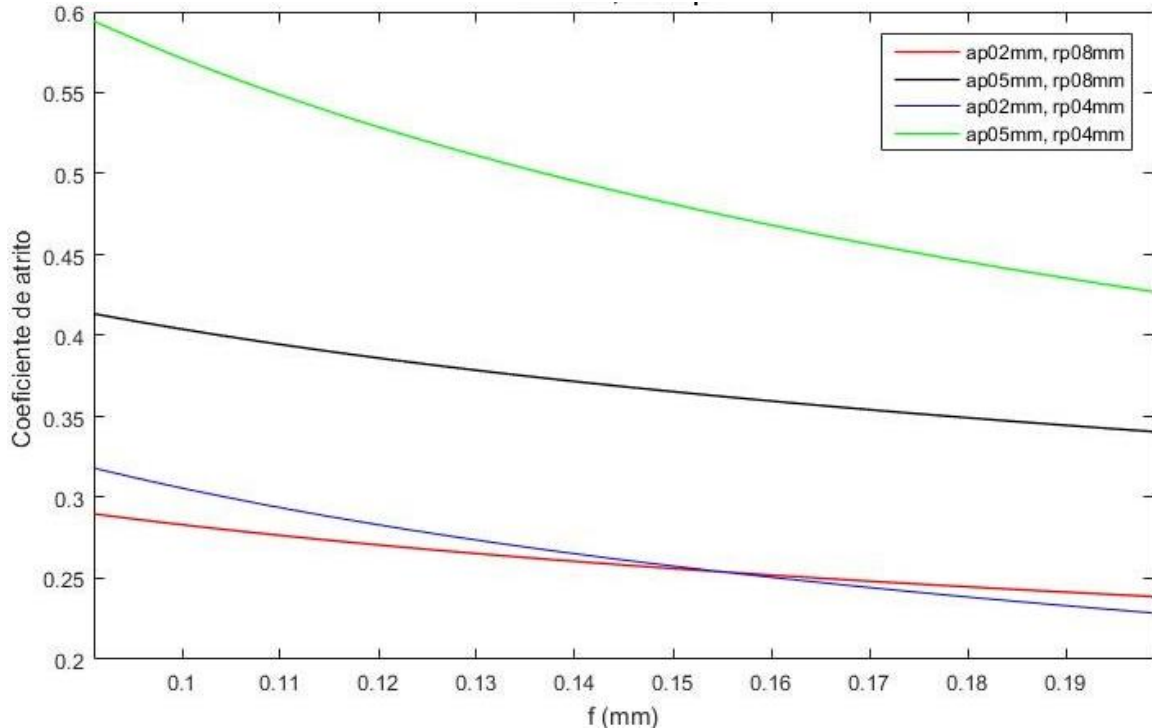


Figura 4.12 – Evolução do coeficiente de atrito para o AISI 410.

Quando a razão entre a profundidade de corte e o raio de ponta (a_p/r_p) aumenta, a espessura do cavaco (h') também aumenta. Por exemplo, para a condição de corte onde $a_p/r_p = 1,25$, o cavaco sofre uma curvatura lateral, formando um cavaco curto do tipo espiral e, devido ao material sofrer maior deformação quando passa pelo plano de cisalhamento primário, a espessura do cavaco aumenta. Por consequência, a área do cavaco em contato com a superfície de saída da ferramenta aumenta e o coeficiente de atrito aparente nesta zona secundária tende a ser maior. Por este motivo, a curva $a_p/r_p = 1,25$ apresenta valores de μ maiores que as demais condições, independente do material, e a curva $a_p/r_p = 0,25$ é a que apresenta menores valores de μ .

A Figura 4.13 apresenta as imagens dos cavacos do aço duplex quando $a_p/r_p = 0,5$ e $a_p/r_p = 1,25$. É possível observar que, para esta última condição, o cavaco é do tipo espiral com curvatura menor. Nesta configuração, a deformação do material é maior e a pressão que o cavaco exerce sobre a superfície de saída da ferramenta também aumenta. Por consequência, maior será o coeficiente de atrito.

O aumento do avanço, independente da profundidade, tende a gerar cavacos mais curtos, como foi visto na Figura 2.9. Os cavacos mais curtos são expulsos com mais facilidade da região de corte e, portanto, permanecem menos tempo em contato com a superfície de saída da

ferramenta. Este tempo reduzido impede o aumento de temperatura na zona secundária e o amolecimento do cavaco, o que garante valores menores de μ .

As medidas da espessura de corte (h) e da espessura do cavaco (h') são apresentados na Tabela 4.14. Os valores obtidos nesta tabela foram medidos a partir das imagens no MEV (Figuras 4.14, 4.15, 4.16 e 4.17) com auxílio do software *ImageJ*.

Tabela 4.14 - Comparação da espessura do cavaco (h').

Material	$a_p/r_p = 0,5$		Material	$a_p/r_p = 1,25$		Diferença (%)
	h	h'		h	h'	
AISI 316	0,091	0,157	AISI 316	0,091	0,201	28
	0,199	0,175		0,199	0,266	52
Duplex	0,091	0,130	Duplex	0,091	0,186	43
	0,199	0,131		0,199	0,185	41
AISI 410	0,091	0,149	AISI 410	0,091	0,491	229
	0,199	0,226		0,199	0,528	133

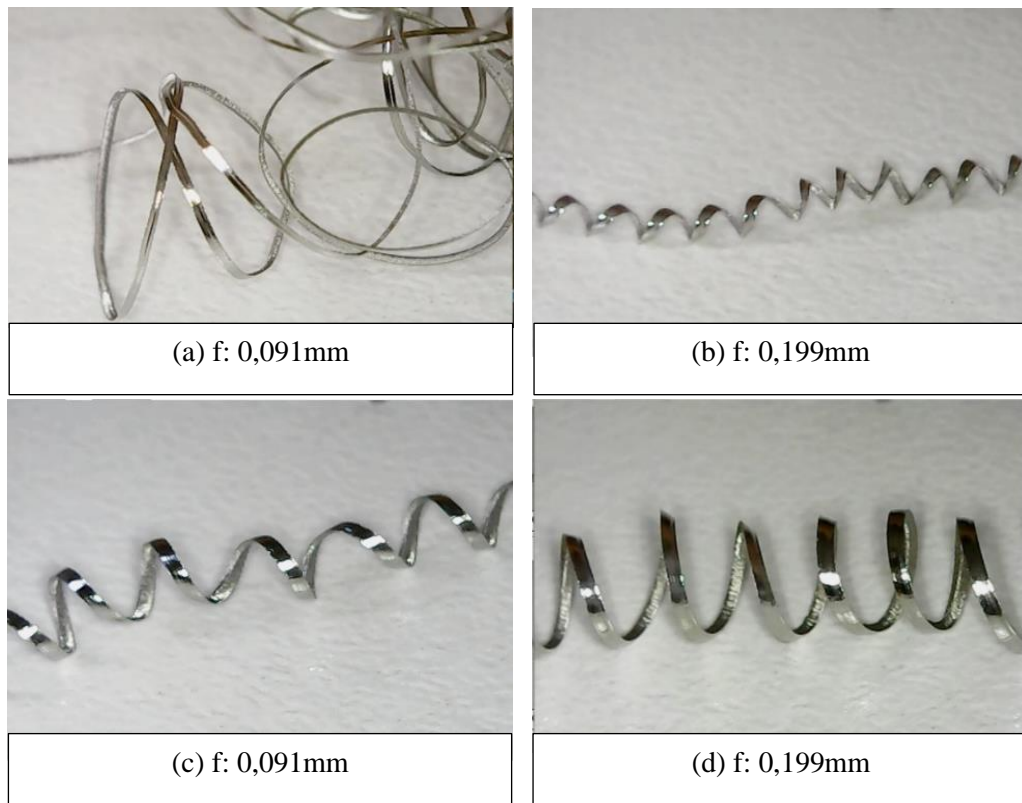


Figura 4.13 – Aço duplex. (a,b) $a_p/r_p=0,5\text{mm}$ e (c,d) $a_p/r_p=1,25\text{mm}$.

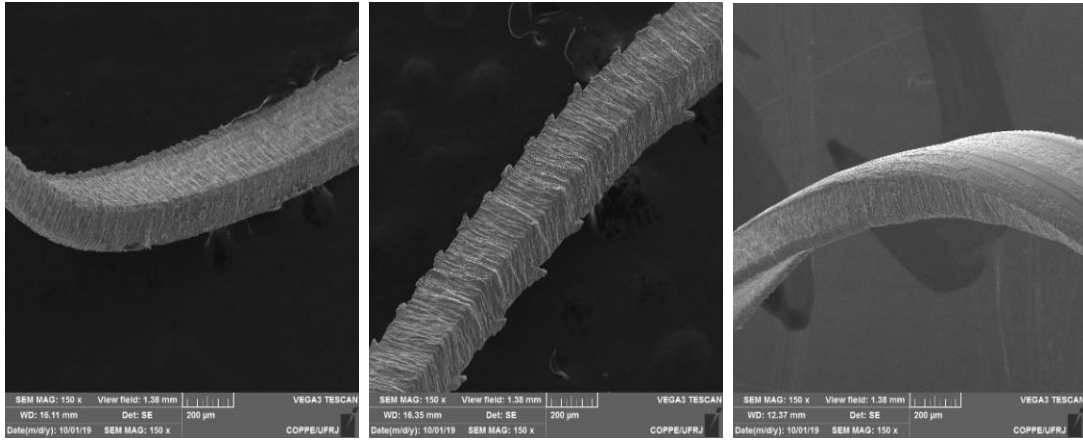


Figura 4.14 – MEV. (a) AISI 316, (b) Duplex e (c) AISI 410 ($f=0,091$ mm; $n=500$ rpm; $a_p=0,2$ mm; $r_p=0,4$ mm)

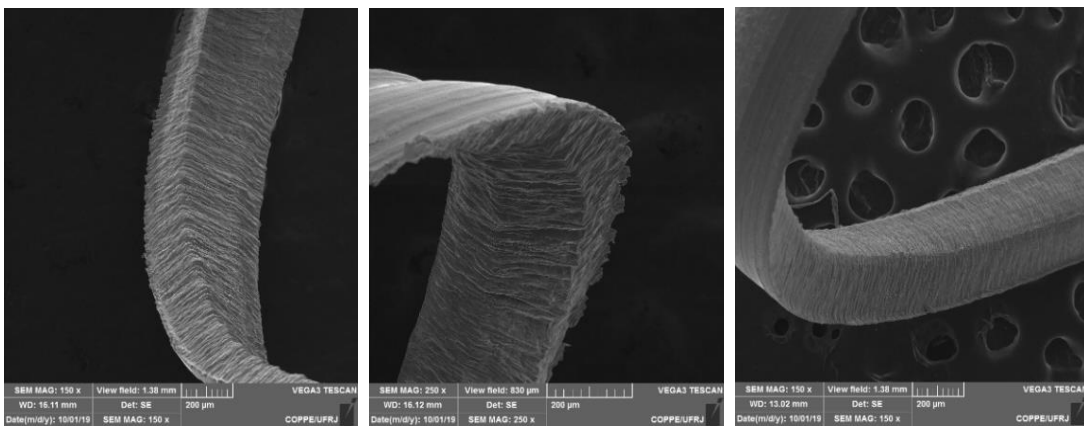


Figura 4.15 – MEV. (a) AISI 316, (b) Duplex e (c) AISI 410 ($f=0,199$ mm; $n=500$ rpm; $a_p=0,2$ mm; $r_p=0,4$ mm)

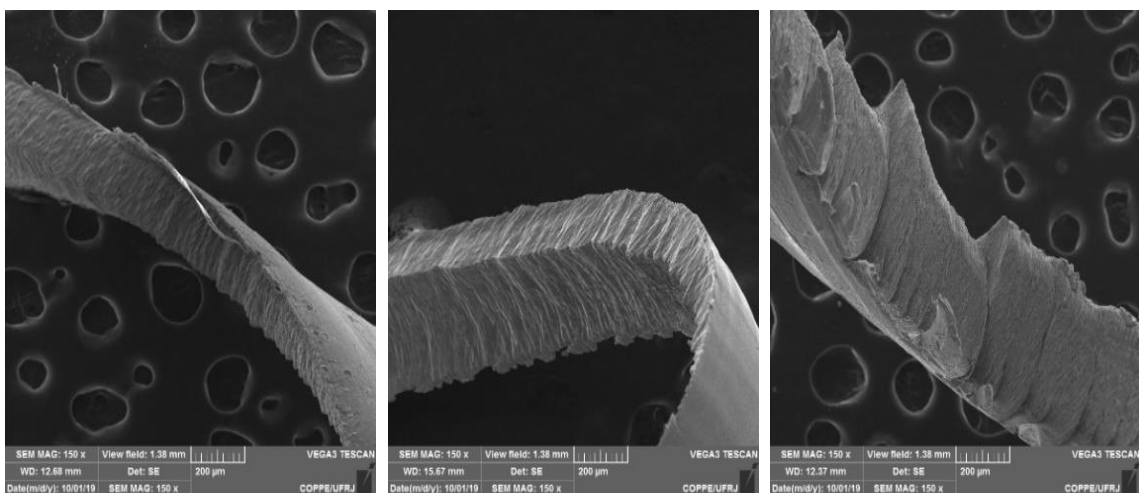


Figura 4.16 – MEV. (a) AISI 316, (b) Duplex e (c) AISI 410 ($f=0,091$ mm; $n=500$ rpm; $a_p=0,5$ mm; $r_p=0,4$ mm)

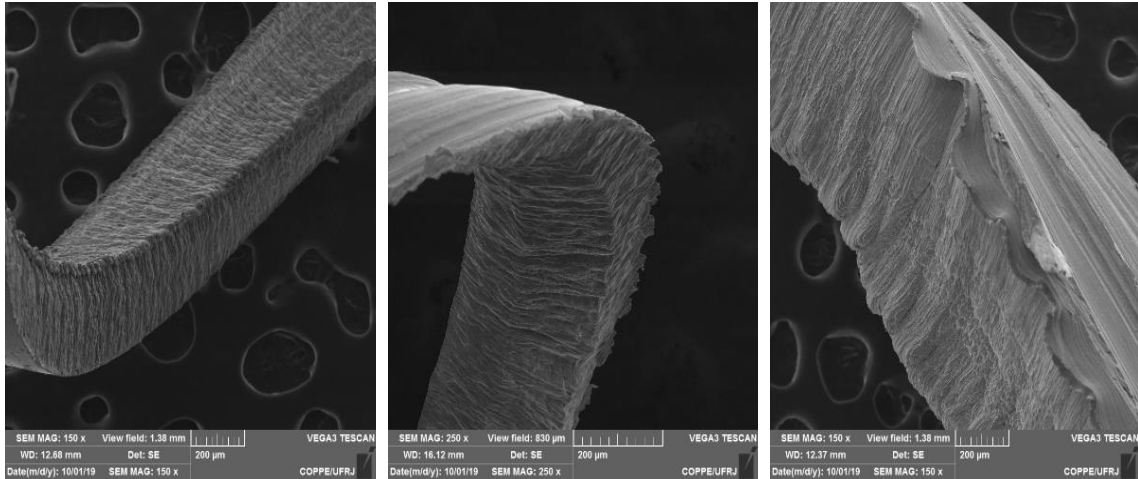


Figura 4.17 – MEV. (a) AISI 316, (b) Duplex e (c) AISI 410 ($f=0,199$ mm; $n=500$ rpm; $a_p=0,5$ mm; $r_p=0,4$ mm)

Em seguida foram feitas comparações entre as curvas dos 3 aços, para as mesmas condições de corte, conforme apresentam as figuras 4.18 e 4.19. Para a razão $a_p/r_p = 0,5$, é possível observar que a curva do aço duplex permanece entre as curvas dos aços AISI 316 e AISI 410 para os dois níveis de velocidade de corte, semelhante ao resultado da pressão específica de corte apresentado na Figura 4.8. Isso pode ser um indício de que a usinabilidade do aço duplex pode ser estudada a partir dos dados obtidos dos aços AISI 316 (austenítico) e AISI 410 (ferrítico) quando o processo é realizado na escala convencional.

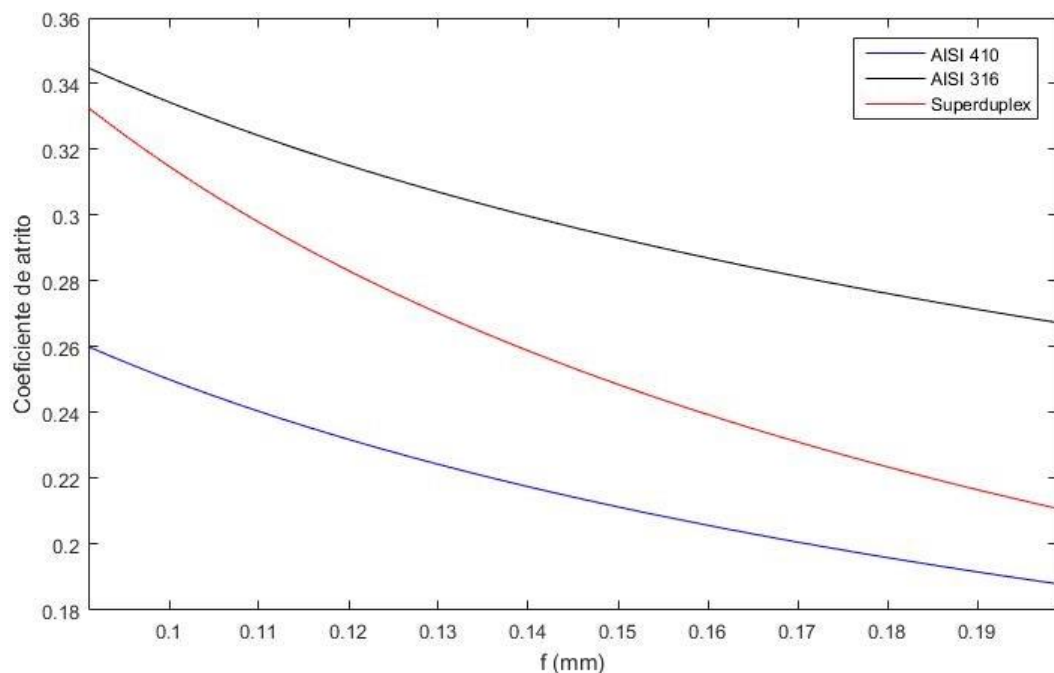


Figura 4.18 – Curvas do coeficiente de atrito para os três aços ($a_p=0,2$ mm, $r_p=0,4$ mm, $n= 500$ rpm).

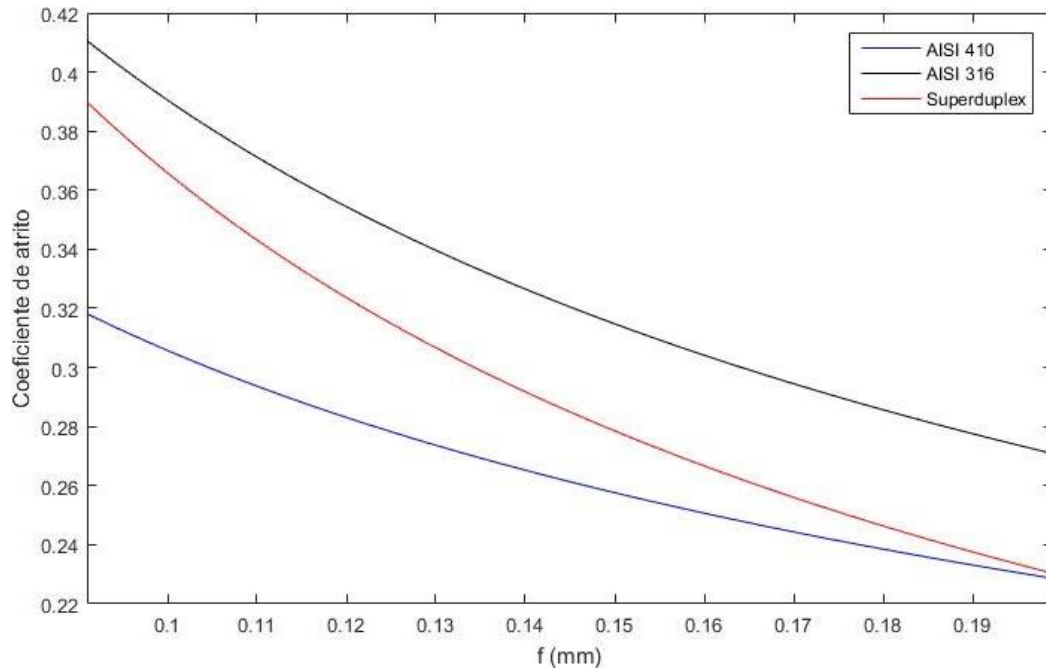


Figura 4.19 – Curvas do coeficiente de atrito para os três aços ($a_p=0,2$ mm, $r_p=0,4$ mm, $n= 800$ rpm).

4.5 Análise da rugosidade

O estudo da integridade da superfície dos materiais usinados é realizado pela análise da rugosidade. Para uma análise mais precisa das influências dos parâmetros de corte na rugosidade, também foi realizada uma Análise de Variância (ANOVA) e aplicado o método Taguchi. Para esta análise foram considerados os valores indicados nas Tabelas A.1, A.2 e A.3 do Apêndice B para os aços duplex, AISI 316 e AISI 410, respectivamente.

Assim, para a análise da influência dos parâmetros na força de usinagem, foram considerados como parâmetros o numerador igual a 1, o denominador igual a 11 e $\alpha = 0,05$, logo, tem-se $F_{crítico} = 4,844$. Os resultados estão indicados na Tabela 4.15.

Tabela 4.15 – Análise de variância – Rugosidade média do aço duplex.

Fonte	G L	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor P
f (mm)	1	42,12	42,12	55,80	0,00
n (rpm)	1	0,32	0,32	0,42	0,53
a_p (mm)	1	0,45	0,45	0,59	0,46
r_p (mm)	1	7,16	7,16	9,48	0,01
Erro	11	8,30	0,75	-	-
Total	15	58,34	-	-	-

- Para o avanço, como $F > F_{crítico}$ ($55,80 > 4,844$), identifica-se que o fator irá influenciar nos valores da rugosidade média. É possível também verificar que este é o parâmetro de maior influência, como previsto na revisão bibliográfica apresentada anteriormente;
- Para a velocidade de rotação, como $F < F_{crítico}$ ($0,42 < 4,844$), identifica-se que o fator não irá influenciar nos valores da rugosidade média;
- Para a profundidade de corte, como $F < F_{crítico}$ ($0,59 < 4,844$), identifica-se que o fator não irá influenciar nos valores da rugosidade média;
- Para o raio de ponta, como $F > F_{crítico}$ ($9,48 > 4,844$), identifica-se que o fator irá influenciar nos valores da rugosidade média.

Na análise de variância para os outros dois aços apresentadas nas Tabelas 4.16 e 4.17 é, também, possível observar que, somente, o avanço e o raio de ponta influenciam os valores da rugosidade média.

Tabela 4.16 – Análise de variância – Rugosidade média do AISI 316.

Fonte	G L	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor P
<i>f</i> (mm)	1	39,32	39,32	67,32	0,00
<i>n</i> (rpm)	1	0,41	0,41	0,70	0,42
<i>a_p</i> (mm)	1	0,12	0,11	0,19	0,67
<i>r_p</i> (mm)	1	7,59	7,59	13,00	0,004
Erro	11	6,43	0,58	-	-
Total	15	53,86	-	-	-

Tabela 4.17 – Análise de variância – Rugosidade média do AISI 410.

Fonte	G L	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor P
<i>f</i> (mm)	1	54,92	54,92	185,86	0,00
<i>n</i> (rpm)	1	0,20	0,20	0,68	0,43
<i>a_p</i> (mm)	1	0,28	0,28	0,96	0,35
<i>r_p</i> (mm)	1	7,24	7,24	24,51	0,00
Erro	11	3,25	0,30	-	-
Total	15	65,90	-	-	-

O método Taguchi (L16 [24]; 4 fatores; 16 ensaios) aplicado para analisar os parâmetros de influência na integridade da superfície dos três aços foi realizado com base na Tabela 4.18.

Tabela 4.18 – Valores da Análise Taguchi para a rugosidade média dos aços.

	f (mm)	n (rpm)	a_p (mm)	r_p (mm)	Rugosidade média UNS S31803 (microns)	Rugosidade média AISI 316 (microns)	Rugosidade média AISI 410 (microns)
1	1	1	1	1	1,132	1,258	1,040
2	1	1	1	2	2,213	0,883	0,553
3	1	1	2	1	1,125	1,362	1,206
4	1	1	2	2	0,656	1,551	0,601
5	1	2	1	1	1,108	1,348	1,053
6	1	2	1	2	0,899	0,866	0,542
7	1	2	2	1	1,166	1,394	1,171
8	1	2	2	2	0,732	0,931	0,550
9	2	1	1	1	5,865	5,800	5,331
10	2	1	1	2	3,191	3,354	3,142
11	2	1	2	1	5,914	5,803	5,617
12	2	1	2	2	3,045	3,402	3,150
13	2	2	1	1	5,797	5,883	5,532
14	2	2	1	2	3,141	3,407	3,278
15	2	2	2	1	5,255	4,799	5,971
16	2	2	2	2	2,783	2,229	4,339

Os resultados obtidos com base na Tabela 4.18 são apresentados nas Figuras 4.20, 4.21 e 4.22. Como se pode observar, esses resultados ratificam os resultados obtidos na análise de variância.

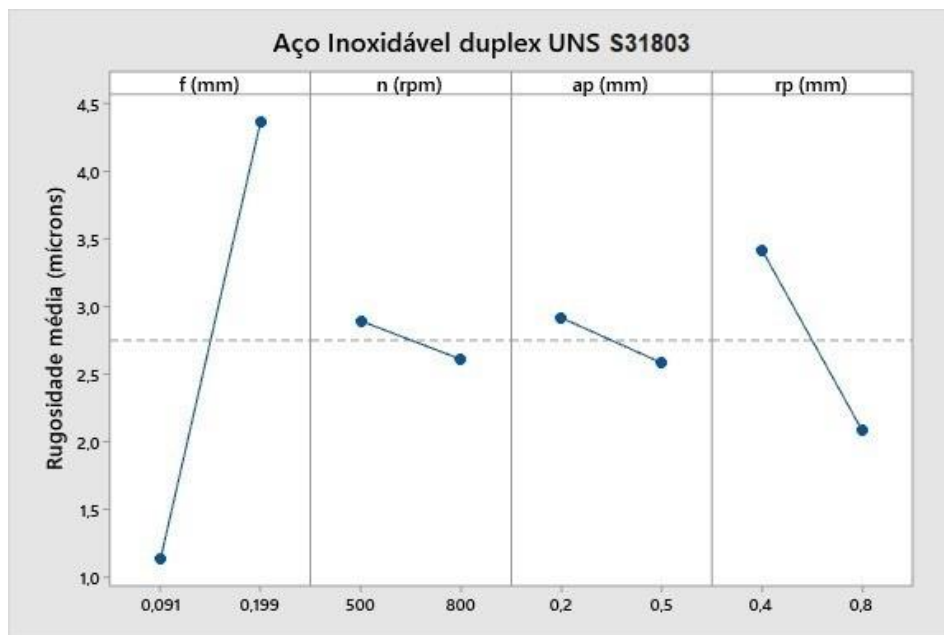


Figura 4.20 – Análise Taguchi para a rugosidade média no aço duplex.

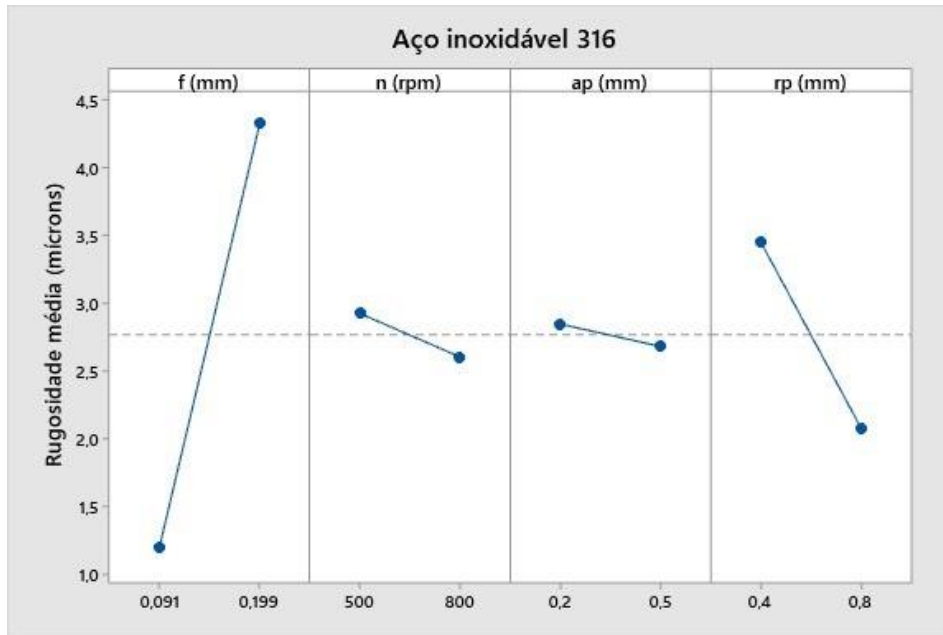


Figura 4.21 – Análise Taguchi para a rugosidade média no AISI 316.

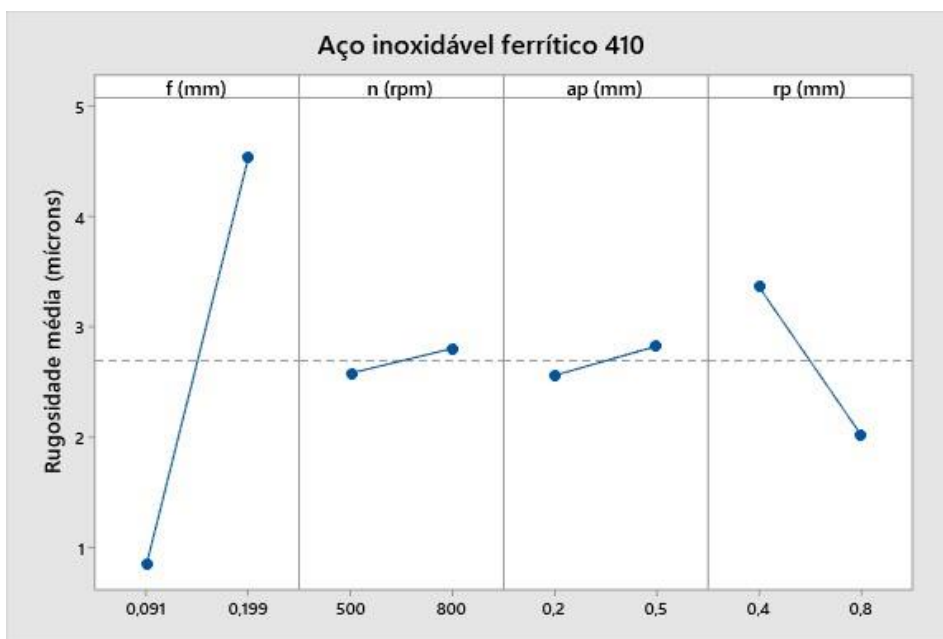


Figura 4.22 – Análise Taguchi para a rugosidade média no AISI 410.

Analisando os resultados apresentados acima, pode-se observar que, assim como, para o aço duplex, o avanço e o raio de ponta da ferramenta de corte influenciam na qualidade superficial do aço ferrítico 316 e austenítico 410, sendo o avanço o parâmetro de maior influência na qualidade das superfícies usinadas. E, também, para todos os aços, a velocidade de rotação e a profundidade de corte são fatores que não influenciam na qualidade superficial.

5 CONCLUSÕES

O presente estudo realizado teve como foco a usinabilidade entre três diferentes tipos de aço. Foi utilizado o aço inox duplex UNS S31803 e os aços inoxidáveis austenítico AISI 316 e ferrítico AISI 410 para comparação e elaboração do modelo combinado das duas fases: ferrítica e austenítica. Foram apresentados os principais modelos da força de corte no corte ortogonal.

O processo de usinagem foi realizado variando quatro fatores: a velocidade de rotação da peça, o avanço da ferramenta, a profundidade de corte e o raio de ponta da ferramenta. Para todos os quatro fatores foram considerando dois níveis diferentes. A análise dos dados experimentais foi realizada pelos perfis das forças de corte e pela pressão específica de corte em função dos parâmetros de usinagem. A partir dos dados experimentais da força foi realizada a calibração de um modelo homogêneo para o cálculo da pressão específica de corte do aço duplex. A integridade da peça foi analisada pela rugosidade média.

Assim, apresentam-se a seguir as principais conclusões obtidas no presente estudo:

- Ao observar a média das forças de corte para 20 rotações da ferramenta obtidas no torneamento dos três aços, indicadas na Figura 4.3, fica evidente a possibilidade de correlacionar as forças de corte do aço duplex com os aços austenítico AISI 316 e ferrítico AISI 410. Os gráficos indicam que a força máxima de corte para o AISI 316 é de 134N, para o AISI 410 de 98N e para o aço duplex de 106N. Ou seja, o valor médio da força de corte para o duplex fica entre os valores médios obtidos para os outros dois aços.
- Pela análise de variância realizada e pelo método Taguchi aplicado, pode-se observar que os parâmetros que influenciam nas forças de corte para o aço duplex são: o avanço da ferramenta, a profundidade de corte e o raio de ponta. Sendo a profundidade de corte o parâmetro de maior influência e o raio de ponta o de menor influência. Já para o AISI 316 e AISI 410 apenas o avanço da ferramenta e a profundidade de corte influenciam nas forças de corte, sendo, também, a profundidade de corte o parâmetro de maior influência.
- Analisando a pressão específica de corte para o duplex a partir do modelo homogêneo para todas as condições de corte a_p/r_p , como apresentado na Figura 4.7, é possível

observar que quando o valor da profundidade de corte é muito inferior ao valor do raio de ponta, a pressão específica de corte tende a ser maior pelo seguinte fato: quanto menor é a profundidade de corte, menor é a área do cavaco removido e, assim, a pressão específica aumenta devido à parcela de força de *ploughing* que existe nesse cenário.

- A Figura 4.8 compara a pressão específica de corte para os três aços. Analisando a figura, pode-se observar que, para certas condições de corte, a curva do aço duplex fica entre as curvas dos dois aços. Na Figura 4.9, que apresenta o comportamento da pressão específica de corte do aço duplex no modelo heterogêneo e homogêneo, pode-se observar a proximidade dos modelos para certas condições de corte, deixando evidente a possibilidade de calcular a pressão específica do aço duplex a partir da pressão específica dos outros dois aços.
- Os valores da força resultante do aço duplex, obtidos pelo modelo homogêneo, apresentaram um erro máximo e mínimo de 54,10% e 2,30%, respectivamente, quando comparada aos resultados experimentais. Os valores da força resultante do aço duplex, obtidos pelo modelo heterogêneo, apresentaram um erro máximo e mínimo de 107,80% e 3,40%, respectivamente. Ao observar estes resultados encontrados e indicados na Tabela 4.8, observa-se alguns valores altos para o erro. Porém, para certas condições de corte o erro encontrado é inferior a 10%. Estes resultados indicam, nessas condições, ser possível considerar os modelos homogêneo e heterogêneo para prever a força do aço duplex. Em relação aos grandes erros encontrados, existem muitas maneiras de atenuá-los e que serão sugeridas para trabalhos futuros, como por exemplo: utilizar uma equação própria para o cálculo de h (espessura de corte), sem considerar que esta grandeza seja igual ao avanço f , da mesma maneira que, foi feito com o comprimento de corte b , onde não foi utilizado o valor de a_p diretamente no cálculo de A_c ; considerar a parcela de força de *ploughing*; utilizar, para cada experimento, uma aresta nova; entre outros.
- A partir dos resultados experimentais obtidos pode-se observar que, quanto maior é a razão entre a profundidade de corte a_p e o raio de ponta da ferramenta r_p , maior serão os valores do coeficiente de atrito, independente do material, como se pode observar nas Figuras 4.10, 4.11 e 4.12. Esse comportamento pode ser explicado pelo fato de que quando essa razão é elevada, o cavaco sofre uma curvatura lateral, formando um cavaco

curto do tipo espiral e, devido ao material sofrer maior deformação quando passa pelo plano de cisalhamento primário, a sua espessura aumenta. Esse efeito faz com que a área do cavaco, em contato com a superfície de saída, também aumente, gerando o aumento do coeficiente de atrito aparente nesta zona secundária. Na Figura 4.13 é possível observar as características indicadas para os cavacos para as diferentes relações entre a_p e r_p .

- Ao comparar as curvas do coeficiente de atrito dos três aços para as mesmas condições de corte, como apresentado nas Figuras 4.18 e 4.19, observa-se que a curva do aço duplex se apresenta entre as curvas dos aços 316 e 410 para os dois níveis de velocidade de corte. Isso indica que, quando o processo é realizado na escala convencional, a usinabilidade do aço duplex pode ser estudada a partir dos dados obtidos dos outros dois aços.
- Pela análise de variância realizada e pelo método Taguchi aplicado, pode-se observar que os parâmetros que influenciam na rugosidade média do aço duplex, AISI 316 e AISI 410 são: o avanço e o raio de ponta da ferramenta. Sendo o avanço da ferramenta o parâmetro de maior influência e o raio de ponta o de menor influência.

6 PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

O estudo da usinabilidade, quando referente ao aço duplex frente aos aços inoxidáveis comercialmente mais baratos no mercado, os aços AISI 316 e AISI 410, que podem simular, separadamente, as fases presentes no aço duplex, ainda é um campo de pesquisa que precisa ser mais explorado. Por esse motivo, são diversas as possibilidades de propostas para trabalhos futuros.

No decorrer do trabalho é mencionada uma parcela de força conhecida como força de *ploughing* (F_p), um fenômeno que ocorre quando há um aumento de deformação plástica de cavacos sem corte de material para valores de espessura de cavacos pequenos, fazendo com que parte do material adira ou seja empurrado à frente da aresta de corte. Não considerar essa parcela de força pode explicar o fato dos altos valores dos erros obtidos para a razão de 0,25 de a_p/r_p , onde a profundidade de corte é bem menor que o raio de ponta da ferramenta, frente à razão de 1,25.

Diversos autores já publicaram resultados experimentais sobre a comparação entre a usinagem destes três aços. No entanto, estes resultados focaram principalmente na usinabilidade dada às forças de corte durante o corte ortogonal em macro ou microescala. Existem diversas publicações de dados experimentais e modelos que consideram a rugosidade como função da geometria da ferramenta e dos parâmetros de corte. No entanto, poucos se arriscam a considerar nos modelos as características próprias de cada material.

A partir destas considerações, são apresentadas abaixo algumas propostas para trabalhos futuros:

- Considerar o cálculo da parcela de força de *ploughing* (F_p) no cálculo da força de corte, principalmente quando a profundidade de corte a_p é muito inferior ao valor do raio de ponta r_p , ou quando a espessura do cavaco é igual ou menor que a espessura mínima para a formação do cavaco.
- Considerar o cálculo da tensão cisalhante no cálculo da força de corte.
- Realizar outros experimentos com valores de n , f , a_p e r_p entre os limites de calibração e validar os modelos heterogêneo e homogêneo propostos neste trabalho. Considerando-se, também, a parcela de *ploughing* nos dois modelos.

- Considerar nos modelos a serem propostos as características próprias de cada material, como a dureza, o grau de encruamento, o coeficiente de atrito, a recuperação elástica, entre outros.
- Além de propor uma análise experimental da rugosidade, como realizado no presente trabalho, modelar a rugosidade (variável de saída) a partir da compreensão da influência das variáveis de entrada.
- Desenvolver um modelo capaz de prever a rugosidade de materiais heterogêneos, principalmente para processos de acabamento.
- Para atenuar os erros máximos encontrados na comparação entre os resultados obtidos pelos modelos homogêneo e heterogêneo com os resultados experimentais, utilizar uma equação própria para o cálculo da espessura de corte sem considerar que esta grandeza é igual ao avanço.
- Também para atenuar os erros máximos encontrados na comparação entre os resultados obtidos pelos modelos homogêneo e heterogêneo com os resultados experimentais, utilizar para cada experimento uma aresta de corte nova.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Ferraresi, D. (1970). Fundamentos da usinagem dos metais. São Paulo: E. Blücher.
- [2] Walker, J. R., & Dixon, B. (2019). Machining fundamentals. Tinley Park, IL: The Goodheart-Willcox Company.
- [3] Tan, H., Jiang, Y., Deng, B., Sun, T., Xu, J., & Li, J. (2009). Effect of annealing temperature on the pitting corrosion resistance of super duplex stainless steel UNS S32750. *Materials Characterization*, 60(9), 1049-1054. doi:10.1016/j.matchar.2009.04.009.
- [4] Tavares, S., Silva, V., Pardal, J., & Corte, J. (2013). Investigation of stress corrosion cracks in a UNS S32750 superduplex stainless steel. *Engineering Failure Analysis*, 35, 88-94. doi:10.1016/j.engfailanal.2012.12.013.
- [5] Bordinassi, E. C., Stipkovic, M. F., Batalha, G. F., Delijaicov, S., & Lima, N. B. (2008). Surface integrity analysis in the super duplex stainless steel ASTM-A890 after machining. *International Journal of Materials and Product Technology*, 33(3), 198. doi:10.1504/ijmpt.2008.020582.
- [6] Vogel, J. P., Nery, W. S., Araujo, A. C. (2013). Estudo do efeito do avanço nas forças e no acabamento de um torneamento de aço superduplex. In: V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Penedo - RJ, Brasil.
- [7] Junior, C. A., Diniz, A. E., & Bertazzoli, R. (2013). Correlating tool wear, surface roughness and corrosion resistance in the turning process of super duplex stainless steel. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 36(4), 775-785. doi:10.1007/s40430-013-0119-6.
- [8] Fonseca, M. C., Barbosa, M. F. M., Bartholo, R. N., et al. (2008). Estudo das tensões residuais geradas na usinagem por fresamento de amostras de aço superduplex. In: V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, Salvador - BA, Brasil.
- [9] Nery, W. S. (2013). Investigação experimental da variação da rugosidade com o aumento das forças de usinagem no torneamento. Ph.D. dissertation, CEFET/RJ, Rio de Janeiro - RJ, Brasil.

- [10] Shaw, M. C. (2005). *Metal cutting principles*. New York: Oxford University Press.
- [11] Diniz, A. E., Marcondes, F. C., & Coppini, N. L. (2008). *Tecnologia da usinagem dos materiais*. São Paulo: Artliber.
- [12] Groover, M. P. (2010). *Fundamentals of modern manufacturing: Materials, processes, and systems*. Hoboken, NJ: John Wiley & Sons.
- [13] Stemmer, C. E. (1995). *Ferramentas de corte II: Brocas, alargadores, ferramentas de roscar, fresas, brochas, rebolos e abrasivos*. Florianópolis, SC: Ed. da UFSC.
- [14] Davim, J. P. (2008). *Machining: Fundamentals and Recent Advances*.
- [15] Toenshoff, H. K., & Denkena, B. (2013). *Basics of cutting and abrasive processes*. Heidelberg: Springer.
- [16] Machado, Á. R., Abrão, A. M., Coelho, R. T., Silva, M. B. da, & Ruffino, R. T. (2009). *Teoria da usinagem dos materiais*. São Paulo: E. Blücher.
- [17] Junior, F., Almeida, E., Carneiro, M., Samad, R., Júnior, N., Rossi, W., Barbosa, P. (n.d.) Efeito da texturização de ferramentas de corte de metal duro por laser de femtossegundos nas características do cavaco de aço inoxidável austenítico. 9º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. Joinville, Santa Catarina, Brasil.
- [18] Shaw, M. C., Ber, A., & Mamin, P. A. (1960). Friction Characteristics of Sliding Surfaces Undergoing Subsurface Plastic Flow. *Journal of Basic Engineering*, 82(2), 342-345. doi:10.1115/1.3662595.
- [19] Merchant, M. E. (1945). Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics*, 16(5), 267-275. doi:10.1063/1.1707586
- [20] Oxley, P. L. (1989). *The mechanics of machining: An analytical approach to assessing machinability*. Chichester: Ellis Horwood.
- [21] Budak, E., Altintas, Y., & Armarego, E. J. (1996). Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 118(2), 216-224. doi:10.1115/1.2831014.

- [22] Altintas, Y. (2012). *Manufacturing automation: Metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. Cambridge: Cambridge University Press.
- [23] Yen, Y., Jain, A., & Altan, T. (2004). A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *Journal of Materials Processing Technology*, 146(1), 72-81. doi:10.1016/s0924-0136(03)00846-x.
- [24] Ceretti, E., Taupin, E., & Altan, T. (1997). Simulation of Metal Flow and Fracture Applications in Orthogonal Cutting, Blanking, and Cold Extrusion. *CIRP Annals*, 46(1), 187-190. doi:10.1016/s0007-8506(07)60805-1.
- [25] Lee, E. H., & Shaffer, B. W. (1949). *The theory of plasticity applied to a problem of machining*. Providence, RI: Division of Applied Mathematics, Brown.
- [26] Stewart, V. A., & Brown, R. H. (1973). The Interrelationship of Shear and Friction Processes in Machining Under Regenerative Chatter Conditions. *Proceedings of the Thirteenth International Machine Tool Design and Research Conference*, 13-18. doi:10.1007/978-1-349-01857-4_2.
- [27] Fang, N. (2005). Tool-chip friction in machining with a large negative rake angle tool. *Wear*, 258(5-6), 890-897. doi:10.1016/j.wear.2004.09.047.
- [28] Moufki, A., Molinari, A., & Dudzinski, D. (1998). Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10), 2103-2138. doi:10.1016/s0022-5096(98)00032-5.
- [29] Tao, Z., Lovell, M., & Yang, J. (2004). Evaluation of interfacial friction in material removal processes: The role of workpiece properties and contact geometry. *Wear*, 256(7-8), 664-670. doi:10.1016/s0043-1648(03)00511-8.
- [30] Xie, W., Meter, E. D., & Trethewey, M. (2000). An experimental evaluation of coefficients of static friction of common workpiece–fixture element pairs. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(4), 467-488. doi:10.1016/s0890-6955(99)00082-6
- [31] Philippon, S., Sutter, G., & Molinari, A. (2004). An experimental study of friction at high sliding velocities. *Wear*, 257(7-8), 777-784. doi:10.1016/j.wear.2004.03.017

- [32] Moufki, A., Molinari, A., & Dudzinski, D. (1998). Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10), 2103-2138. doi:10.1016/s0022-5096(98)00032-5.
- [33] Parida, A. K., & Maity, K. (2019). Numerical and experimental analysis of specific cutting energy in hot turning of Inconel 718. *Measurement*, 133, 361-369. doi:10.1016/j.measurement.2018.10.033.
- [34] Boujelbene, M. (2018). Investigation and modeling of the tangential cutting force of the Titanium alloy Ti-6Al-4V in the orthogonal turning process. *Procedia Manufacturing*, 20, 571-577. doi:10.1016/j.promfg.2018.02.085.
- [35] Gao, Y., Sun, R., & Leopold, J. (2018). An analytical force model for modulation-assisted turning. *Journal of Manufacturing Processes*, 31, 712-730. doi:10.1016/j.jmapro.2017.12.024.
- [36] Salehi, M., Schmitz, T., Copenhaver, R., Haas, R., & Ovtcharova, J. (2018). Probabilistic Prediction of Cutting and Ploughing Forces using Extended Kienzle Force Model in Orthogonal Turning Process. *Procedia CIRP*, 77, 90-93. doi:10.1016/j.procir.2018.08.228.
- [37] Zhang, G., & Guo, C. (2016). Modeling Flank Wear Progression Based on Cutting Force and Energy Prediction in Turning Process. *Procedia Manufacturing*, 5, 536-545. doi:10.1016/j.promfg.2016.08.044.
- [38] Campocasso, S., Poulachon, G., Bissey-Breton, S., Costes, J., & Outeiro, J. (2017). Towards cutting force evaluation without cutting tests. *CIRP Annals*, 66(1), 77-80. doi:10.1016/j.cirp.2017.04.023
- [39] Kline, W., Devor, R., & Lindberg, J. (1982). The prediction of cutting forces in end milling with application to cornering cuts. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 22(1), 7-22. doi:10.1016/0020-7357(82)90016-6.
- [40] Kline, W. A., Devor, R. E., & Shareef, I. A. (1982). The Prediction of Surface Accuracy in End Milling. *Journal of Engineering for Industry*, 104(3), 272-278. doi:10.1115/1.3185830.
- [41] Williams, J. (1988). Fundamentals of metal cutting and machine tools. *Materials & Design*, 9(5), 303. doi:10.1016/0261-3069(88)90021-0.

- [42] Shaw, M. C., & Cookson, J. (1985). Metal cutting principles. *Tribology International*, 18(1), 55. doi:10.1016/0301-679x(85)90013-1.
- [43] Whitehouse, D., King, T., & Stout, K. (1978). Surface metrology: Its relevance to marginally lubricated bearing performance. *Surface Technology*, 6(4), 259-270. doi:10.1016/0376-4583(78)90041-9.
- [44] Dagnall, H. (1986). *Exploring surface texture*. Leicester: Rank Taylor Hobson.
- [45] Smith, G. T. (2002). *Industrial metrology: Surfaces and roundness*. London: Springer.
- [46] Bonifácio, M. E. (1983). *Monitoramento do processo de torneamento de acabamento via sinais de vibração* (Unpublished master's thesis). Faculdade de Engenharia Mecânica, Unicamp.
- [47] Asiltürk, I., & Akkuş, H. (2011). Determining the effect of cutting parameters on surface roughness in hard turning using the Taguchi method. *Measurement*. doi:10.1016/j.measurement.2011.07.003.
- [48] Zheng, G., Xu, R., Cheng, X., Zhao, G., Li, L., & Zhao, J. (2018). Effect of cutting parameters on wear behavior of coated tool and surface roughness in high-speed turning of 300M. *Measurement*, 125, 99-108. doi:10.1016/j.measurement.2018.04.078.
- [49] Singh, D., & Rao, P. V. (2006). A surface roughness prediction model for hard turning process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 32(11-12), 1115-1124. doi:10.1007/s00170-006-0429-2.
- [50] Chavoshi, S. Z., & Tajdari, M. (2010). Surface roughness modelling in hard turning operation of AISI 4140 using CBN cutting tool. *International Journal of Material Forming*, 3(4), 233-239. doi:10.1007/s12289-009-0679-2.
- [51] Aslan, E., Camuşcu, N., & Birgören, B. (2007). Design optimization of cutting parameters when turning hardened AISI 4140 steel (63 HRC) with Al₂O₃+TiCN mixed ceramic tool. *Materials & Design*, 28(5), 1618-1622. doi:10.1016/j.matdes.2006.02.006.
- [52] Ribeiro, J., Lopes, H., Queijo, L., & Figueiredo, D. (2017). Optimization of Cutting Parameters to Minimize the Surface Roughness in the End Milling Process Using the Taguchi Method. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*, 61(1), 30-35. doi:10.3311/ppme.9114.

- [53] Ribeiro, J. E., César, M. B., & Lopes, H. (2017). Optimization of machining parameters to improve the surface quality. *Procedia Structural Integrity*, 5, 355-362. doi:10.1016/j.prostr.2017.07.182.
- [54] American Society of Mechanical Engineers. *ASM B – 46.1-1995; Surface Texture (Surface Roughness, Waviness, and Lay)*. 1995. 50p.
- [55] Kumar, T. B., Panda, A., Sharma, G. K., Johar, A. K., Kar, S. K., & Boolchandani, D. (2020). Taguchi DoE and ANOVA: A systematic perspective for performance optimization of cross-coupled channel length modulation OTA. *AEU - International Journal of Electronics and Communications*, 116, 153070. doi:10.1016/j.aeue.2020.153070.
- [56] Albetran, H., Dong, Y., & Low, I. (2015). Characterization and optimization of electrospun TiO₂/PVP nanofibers using Taguchi design of experiment method. *Journal of Asian Ceramic Societies*, 3(3), 292-300. doi:10.1016/j.jascer.2015.05.001.
- [57] Paiva, A. P. (2006). *Metodologia de Superfície de Resposta e Análise de Componentes Principais em Otimização de Processos de Manufatura com Múltiplas Respostas Correlacionadas* (Unpublished doctoral thesis). Universidade Federal de Itajubá.
- [58] Penteado, R. B. (2015). *Utilização de Metaheurísticas Combinada a diferentes Métodos de Aglutinação para a Otimização de um Processo de Torneamento com Múltiplas Respostas* (Unpublished doctoral thesis). Universidade Estadual Paulista.
- [59] Mattos, V. L., Barbeta, P. A., & Samohyl, R. W. (2004). *Identificação de efeitos de dispersão em experimentos com poucas replicações* (Unpublished master's thesis). Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-graduação em Engenharia de Produção.
- [60] Zhou, J., Wu, D., & Guo, D. (2010). Optimization of the production of thiocarbohydrazide using the Taguchi method. *Journal of Chemical Technology & Biotechnology*, 85(10), 1402-1406. doi:10.1002/jctb.2446.
- [61] Sinha, A. K., & Das, P. P. (2020). Multi-Response optimization of a light guide plate printing process using Taguchi based super ranking method. *Materials Today: Proceedings*. doi:10.1016/j.matpr.2019.12.234.

[62] Fonseca, M., Mougo, A. (2018). Forças de corte durante o torneamento dos aços AISI 316, AISI 410 e UNS S32760. 10.26678/ABCM.CONEM2018.CON18-1085.

APÊNDICES

APÊNDICE A – Programa MATLAB utilizado para os cálculos das forças de corte

```
% Entrada de dados

clear all;
close all;
clc;

%Entrada de dados do arquivo de força
input_file1=load('ArquivoTeste1.txt');

for i=1:3
    input_file01(:,i)=input_file1(:,i);
end

freq=1000;
len = length(input_file1);
timex=1/freq:(1/freq):len/freq;

figure(1)
plot(timex,input_file01)
legend('Fx', 'Fy', 'Fz')
xlabel('Tempo (s)')
ylabel('Forças (N)')

% Primeiro ponto para contar as revoluções da ferramenta
p1_01=p1;

% Dados do experimento
rpm1=800;
freq_acq=1000;
```

```

% Cálculos Iniciais
spindle1=rpm1/60;          %rot/s Hz
pprev1=(freq_acq/spindle1); % pontos adquiridos por rotação

% Cálculo das Cutting Forces em X e Y e Z, de acordo com o especifica para o
minidinamômetro
Fx1_1=input_file01(p1_01:20*pprev1+p1_01-1,1);
Fy1_1=input_file01(p1_01:20*pprev1+p1_01-1,2);
Fz1_1=input_file01(p1_01:20*pprev1+p1_01-1,3);

% Número de Pontos
len = length(Fx1_1);

% Vetor do tempo
time=1/freq_acq:(1/freq_acq):len/freq_acq;

time2=1/freq_acq:(1/freq_acq):75/freq_acq;

% Plotagem dos gráficos dos dados de 20 rotações da ferramenta
figure(2)
plot(time,Fx1_1,'r-',time,Fy1_1,'b-',time,Fz1_1,'g-');
legend('Fx','Fy','Fz');
title('Cutting Forces - n800 and fz0.199');
xlabel('Time (s)');
ylabel('Cutting Forces (N)');

%Força resultante de 20 rotações
Fres1_1=(((Fx1_1).^2)+((Fy1_1).^2)+((Fz1_1).^2)).^0.5;

figure(3)
plot(time,Fres1_1);

% Inicialização dos vetores das médias das forças de corte

```

```

mFx1_1 = zeros(75,1);
mFy1_1 = zeros(75,1);
mFz1_1 = zeros(75,1);

```

```

% Cálculo das médias das forças de corte para vinte rotações da ferramenta (n=800rpm)
for i=1:1:75

```

```

mFx1_1(i)=((Fx1_1(i)+Fx1_1(i+75)+Fx1_1(i+150)+Fx1_1(i+225)+Fx1_1(i+300)+Fx1_1(i+
375)+Fx1_1(i+450)+Fx1_1(i+525)+Fx1_1(i+600)+Fx1_1(i+675)+Fx1_1(i+750)+Fx1_1(i+82
5)+Fx1_1(i+900)+Fx1_1(i+975)+Fx1_1(i+1050)+Fx1_1(i+1125)+Fx1_1(i+1200)+Fx1_1(i+1
275)+Fx1_1(i+1350)+Fx1_1(i+1425))/20);

```

```

mFy1_1(i)=((Fy1_1(i)+Fy1_1(i+75)+Fy1_1(i+150)+Fy1_1(i+225)+Fy1_1(i+300)+Fy1_1(i+
375)+Fy1_1(i+450)+Fy1_1(i+525)+Fy1_1(i+600)+Fy1_1(i+675)+Fy1_1(i+750)+Fy1_1(i+82
5)+Fy1_1(i+900)+Fy1_1(i+975)+Fy1_1(i+1050)+Fy1_1(i+1125)+Fy1_1(i+1200)+Fy1_1(i+1
275)+Fy1_1(i+1350)+Fy1_1(i+1425))/20);

```

```

mFz1_1(i)=((Fz1_1(i)+Fz1_1(i+75)+Fz1_1(i+150)+Fz1_1(i+225)+Fz1_1(i+300)+Fz1_1(i+3
75)+Fz1_1(i+450)+Fz1_1(i+525)+Fz1_1(i+600)+Fz1_1(i+675)+Fz1_1(i+750)+Fz1_1(i+825)
+Fz1_1(i+900)+Fz1_1(i+975)+Fz1_1(i+1050)+Fz1_1(i+1125)+Fz1_1(i+1200)+Fz1_1(i+127
5)+Fz1_1(i+1350)+Fz1_1(i+1425))/20);

```

```

end

```

```

% Cálculo das médias das forças de corte para vinte rotações da ferramenta (n=500rpm)
for i=1:1:120

```

```

mFx2_1(i)=((Fx2_1(i)+Fx2_1(i+120)+Fx2_1(i+240)+Fx2_1(i+360)+Fx2_1(i+480)+Fx2_1(i
+600)+Fx2_1(i+720)+Fx2_1(i+840)+Fx2_1(i+960)+Fx2_1(i+1080)+Fx2_1(i+1200)+Fx2_1(i
+1320)+Fx2_1(i+1440)+Fx2_1(i+1560)+Fx2_1(i+1680)+Fx2_1(i+1800)+Fx2_1(i+1920)+Fx
2_1(i+2040)+Fx2_1(i+2160)+Fx2_1(i+2280))/20);

```

```

mFy2_1(i)=((Fy2_1(i)+Fy2_1(i+120)+Fy2_1(i+240)+Fy2_1(i+360)+Fy2_1(i+480)+Fy2_1(i

```

```
+600)+Fy2_1(i+720)+Fy2_1(i+840)+Fy2_1(i+960)+Fy2_1(i+1080)+Fy2_1(i+1200)+Fy2_1(i+1320)+Fy2_1(i+1440)+Fy2_1(i+1560)+Fy2_1(i+1680)+Fy2_1(i+1800)+Fy2_1(i+1920)+Fy2_1(i+2040)+Fy2_1(i+2160)+Fy2_1(i+2280))/20);
```

```
mFz2_1(i)=(Fz2_1(i)+Fz2_1(i+120)+Fz2_1(i+240)+Fz2_1(i+360)+Fz2_1(i+480)+Fz2_1(i+600)+Fz2_1(i+720)+Fz2_1(i+840)+Fz2_1(i+960)+Fz2_1(i+1080)+Fz2_1(i+1200)+Fz2_1(i+1320)+Fz2_1(i+1440)+Fz2_1(i+1560)+Fz2_1(i+1680)+Fz2_1(i+1800)+Fz2_1(i+1920)+Fz2_1(i+2040)+Fz2_1(i+2160)+Fz2_1(i+2280))/20);
```

```
end
```

Plotagem das médias n=800rpm; usar "time2" no vetor tempo

```
figure(5);
plot(time2,mFx1_1,'r-',time2,mFy1_1,'b-',time2,mFz1_1,'g-');
legend('Fx','Fy');
title('Cutting Forces - n20000 and 0.003');
xlabel('Time (s)');
ylabel('Cutting Forces (N)');
```

%Força resultante média

```
Fr1_1=((mFx1_1).^2+(mFy1_1).^2+(mFz1_1).^2).^0.5;
```

```
figure(6);
plot(time2,Fr1_1);
legend('Força resultante média');
title('Força resultante - n800 rpm and f0.199mm');
xlabel('Tempo (s)');
ylabel('Força média resultante (N)')
```

APÊNDICE B – Valores utilizados para a análise da rugosidade – Aço duplex S31803, AISI 316 e AISI 410.

Tabela A.1 – Valores da rugosidade do aço duplex

	<i>f</i> (mm)	<i>n</i> (rpm)	<i>a_p</i> (mm)	<i>r_p</i> (mm)	Rugosidade (N)					
					Superduplex S31803					
1	1	1	1	1	1,126	1,115	1,225	1,114	1,112	1,101
2	1	1	1	2	2,280	2,244	2,242	2,169	2,188	2,156
3	1	1	2	1	1,154	1,153	1,165	1,069	1,089	1,119
4	1	1	2	2	0,646	0,649	0,660	0,658	0,663	0,662
5	1	2	1	1	1,092	1,094	1,110	1,123	1,114	1,117
6	1	2	1	2	0,955	0,978	1,259	0,734	0,733	0,737
7	1	2	2	1	1,170	1,160	1,174	1,184	1,149	1,158
8	1	2	2	2	0,644	0,663	0,655	0,994	0,790	0,648
9	2	1	1	1	6,012	5,921	5,819	5,855	5,774	5,809
10	2	1	1	2	3,204	3,190	3,205	3,153	3,189	3,205
11	2	1	2	1	6,099	5,831	5,969	5,976	5,745	5,863
12	2	1	2	2	3,094	2,998	3,018	3,075	3,007	3,081
13	2	2	1	1	5,887	5,835	5,734	5,726	5,857	5,746
14	2	2	1	2	3,054	3,172	3,194	3,146	3,138	3,144
15	2	2	2	1	4,527	4,789	4,590	5,737	6,034	5,854
16	2	2	2	2	2,513	2,597	2,554	2,995	3,045	2,993

Tabela A.2 – Valores da rugosidade do AISI 316

	<i>f</i> (mm)	<i>n</i> (rpm)	<i>a_p</i> (mm)	<i>r_p</i> (mm)	Rugosidade (N)					
					AISI 316					
1	1	1	1	1	1,314	1,309	1,329	1,206	1,195	1,195
2	1	1	1	2	0,890	0,889	0,877	0,875	0,867	0,900
3	1	1	2	1	1,328	1,317	1,340	1,403	1,392	1,394
4	1	1	2	2	2,139	2,088	2,097	0,969	1,003	1,012
5	1	2	1	1	1,367	1,328	1,337	1,344	1,365	1,345
6	1	2	1	2	0,867	0,858	0,854	0,860	0,873	0,884
7	1	2	2	1	1,443	1,391	1,434	1,356	1,371	1,368
8	1	2	2	2	1,010	0,981	0,962	0,873	0,882	0,881
9	2	1	1	1	5,817	5,869	5,841	5,792	5,633	5,847
10	2	1	1	2	3,377	3,300	3,381	3,443	3,325	3,297
11	2	1	2	1	5,609	5,781	5,539	5,939	6,047	5,904
12	2	1	2	2	3,462	3,407	3,544	3,363	3,352	3,286
13	2	2	1	1	5,919	5,846	5,939	5,786	5,978	5,828
14	2	2	1	2	3,390	3,334	3,330	3,481	3,364	3,545
15	2	2	2	1	4,059	4,019	4,000	5,757	5,904	5,055
16	2	2	2	2	3,239	3,210	3,255	1,196	1,258	1,216

Tabela A.3 – Valores da rugosidade do AISI 410

	f (<i>mm</i>)	n (<i>rpm</i>)	a_p (<i>mm</i>)	r_p (<i>mm</i>)	Rugosidade (N) AISI 410					
1	1	1	1	1	1,039	1,029	1,032	1,049	1,052	1,041
2	1	1	1	2	0,553	0,550	0,549	0,561	0,555	0,552
3	1	1	2	1	1,223	1,154	1,172	1,197	1,227	1,264
4	1	1	2	2	0,651	0,642	0,633	0,561	0,555	0,566
5	1	2	1	1	1,027	1,043	1,050	1,058	1,069	1,068
6	1	2	1	2	0,546	0,539	0,534	0,546	0,545	0,544
7	1	2	2	1	1,185	1,138	1,178	1,226	1,144	1,153
8	1	2	2	2	0,557	0,546	0,561	0,544	0,550	0,542
9	2	1	1	1	5,447	5,270	5,364	5,188	5,456	5,259
10	2	1	1	2	3,151	3,178	3,168	3,122	3,180	3,050
11	2	1	2	1	5,786	5,705	5,436	5,611	5,481	5,685
12	2	1	2	2	3,183	3,190	3,250	3,012	3,160	3,103
13	2	2	1	1	5,433	5,377	5,713	5,711	5,490	5,471
14	2	2	1	2	3,334	3,375	3,405	3,185	3,135	3,234
15	2	2	2	1	5,953	6,030	5,816	5,679	5,573	6,777
16	2	2	2	2	5,346	5,413	6,248	2,985	2,966	3,077

ANEXOS

ANEXO A – Microestrutura do aço duplex UNS S31803

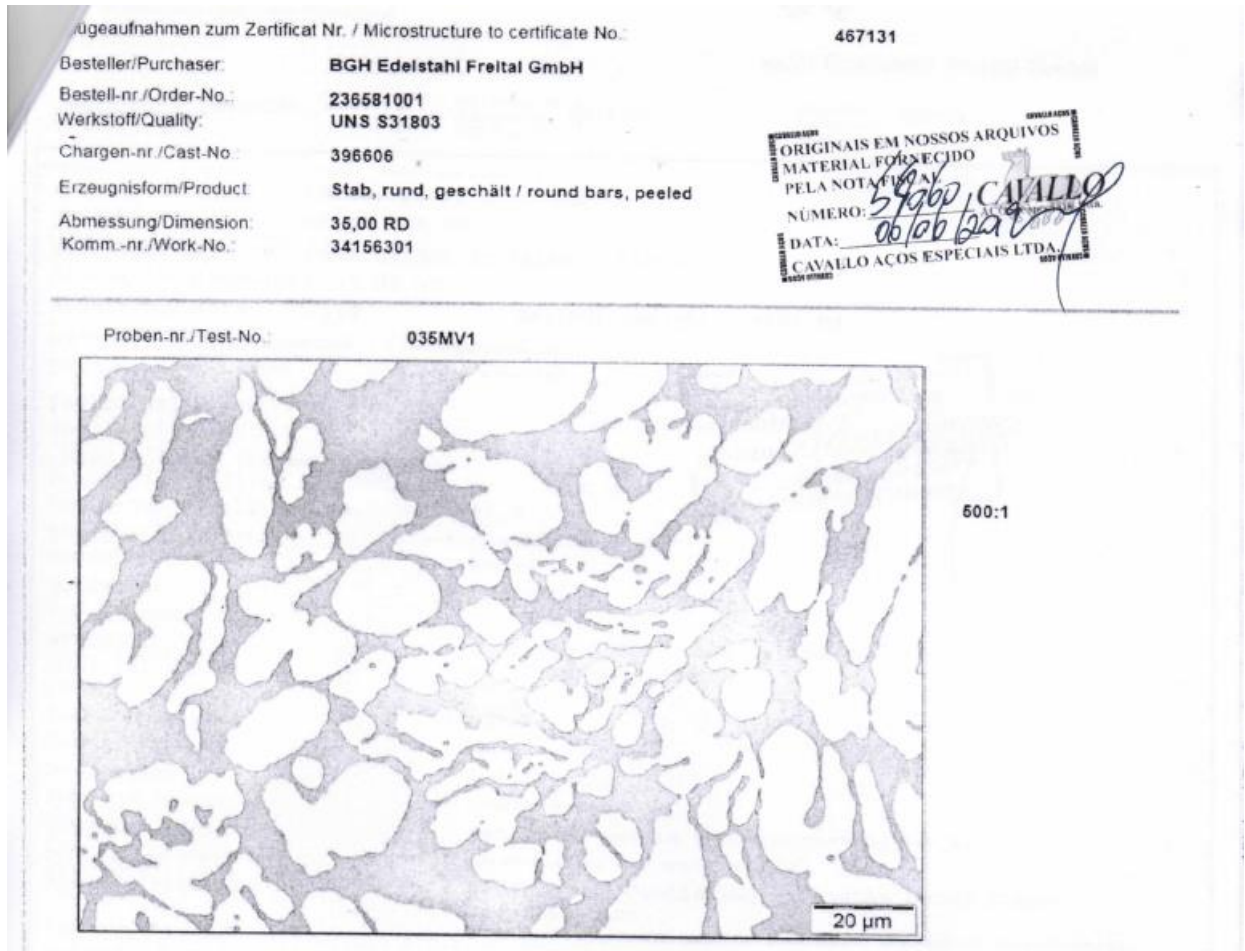


Figura A.1 – Microestrutura do aço duplex UNS S31803

ANEXO B – Tabela ANOVA.

Tabela 5. Limites unilaterais da distribuição F de Fisher-Snedecor ao nível de 5% de probabilidade.

GL V2	V1																			
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	20	40	60	120	240
1	161.4	199.5	215.7	224.6	230.2	234.0	236.8	238.9	240.5	241.9	243.0	243.9	244.7	245.4	245.9	248.0	251.1	252.2	253.3	253.8
2	18.513	19.000	19.164	19.247	19.296	19.329	19.353	19.371	19.385	19.396	19.405	19.412	19.419	19.424	19.429	19.446	19.471	19.479	19.487	19.492
3	10.128	9.552	9.277	9.117	9.013	8.941	8.887	8.845	8.812	8.785	8.763	8.745	8.729	8.715	8.703	8.660	8.594	8.572	8.549	8.538
4	7.709	6.944	6.591	6.388	6.256	6.163	6.094	6.041	5.999	5.964	5.936	5.912	5.891	5.873	5.858	5.803	5.717	5.688	5.658	5.643
5	6.608	5.786	5.409	5.192	5.050	4.950	4.876	4.818	4.772	4.735	4.704	4.678	4.655	4.636	4.619	4.558	4.464	4.431	4.398	4.382
6	5.987	5.143	4.757	4.534	4.387	4.284	4.207	4.147	4.099	4.060	4.027	4.000	3.976	3.956	3.938	3.874	3.774	3.740	3.705	3.687
7	5.591	4.737	4.347	4.120	3.972	3.866	3.787	3.726	3.677	3.637	3.603	3.575	3.550	3.529	3.511	3.445	3.340	3.304	3.267	3.249
8	5.318	4.459	4.066	3.838	3.688	3.581	3.500	3.438	3.388	3.347	3.313	3.284	3.259	3.237	3.218	3.150	3.043	3.005	2.967	2.947
9	5.117	4.256	3.863	3.633	3.482	3.374	3.293	3.230	3.179	3.137	3.102	3.073	3.048	3.025	3.006	2.936	2.826	2.787	2.748	2.727
10	4.965	4.103	3.708	3.478	3.326	3.217	3.135	3.072	3.020	2.978	2.943	2.913	2.887	2.865	2.845	2.774	2.661	2.621	2.580	2.559
11	4.844	3.982	3.587	3.357	3.204	3.095	3.012	2.948	2.896	2.854	2.818	2.788	2.761	2.739	2.719	2.646	2.531	2.490	2.448	2.426
12	4.747	3.885	3.490	3.259	3.106	2.996	2.913	2.849	2.796	2.753	2.717	2.687	2.660	2.637	2.617	2.544	2.426	2.384	2.341	2.319
13	4.667	3.806	3.411	3.179	3.025	2.915	2.832	2.767	2.714	2.671	2.635	2.604	2.577	2.554	2.533	2.458	2.339	2.297	2.252	2.230
14	4.600	3.739	3.344	3.112	2.958	2.848	2.764	2.699	2.646	2.602	2.565	2.534	2.507	2.484	2.463	2.388	2.266	2.223	2.178	2.155
15	4.543	3.682	3.287	3.056	2.901	2.790	2.707	2.641	2.588	2.544	2.507	2.475	2.448	2.424	2.403	2.328	2.204	2.160	2.114	2.090
16	4.494	3.634	3.239	3.007	2.852	2.741	2.657	2.591	2.538	2.494	2.456	2.425	2.397	2.373	2.352	2.276	2.151	2.106	2.059	2.035
17	4.451	3.592	3.197	2.965	2.810	2.699	2.614	2.548	2.494	2.450	2.413	2.381	2.353	2.329	2.308	2.230	2.104	2.058	2.011	1.986
18	4.414	3.555	3.160	2.928	2.773	2.661	2.577	2.510	2.456	2.412	2.374	2.342	2.314	2.290	2.269	2.191	2.063	2.017	1.968	1.943
19	4.381	3.522	3.127	2.895	2.740	2.628	2.544	2.477	2.423	2.378	2.340	2.308	2.280	2.256	2.234	2.155	2.026	1.980	1.930	1.905
20	4.351	3.493	3.098	2.866	2.711	2.599	2.514	2.447	2.393	2.348	2.310	2.278	2.250	2.225	2.203	2.124	1.994	1.946	1.896	1.870
21	4.325	3.467	3.072	2.840	2.685	2.573	2.488	2.420	2.366	2.321	2.283	2.250	2.222	2.197	2.176	2.096	1.965	1.916	1.866	1.839
22	4.301	3.443	3.049	2.817	2.661	2.549	2.464	2.397	2.342	2.297	2.259	2.226	2.198	2.173	2.151	2.071	1.938	1.889	1.838	1.811
23	4.279	3.422	3.028	2.796	2.640	2.528	2.442	2.375	2.320	2.275	2.236	2.204	2.175	2.150	2.128	2.048	1.914	1.865	1.813	1.785
24	4.260	3.403	3.009	2.776	2.621	2.508	2.423	2.355	2.300	2.255	2.216	2.183	2.155	2.130	2.108	2.027	1.892	1.842	1.790	1.762
25	4.242	3.385	2.991	2.759	2.603	2.490	2.405	2.337	2.282	2.236	2.198	2.165	2.136	2.111	2.089	2.007	1.872	1.822	1.768	1.740
26	4.225	3.369	2.975	2.743	2.587	2.474	2.388	2.321	2.265	2.220	2.181	2.148	2.119	2.094	2.072	1.990	1.853	1.803	1.749	1.720
27	4.210	3.354	2.960	2.728	2.572	2.459	2.373	2.305	2.250	2.204	2.166	2.132	2.103	2.078	2.056	1.974	1.836	1.785	1.731	1.702
28	4.196	3.340	2.947	2.714	2.558	2.445	2.359	2.291	2.236	2.190	2.151	2.118	2.089	2.064	2.041	1.959	1.820	1.769	1.714	1.685
29	4.183	3.328	2.934	2.701	2.545	2.432	2.346	2.278	2.223	2.177	2.138	2.104	2.075	2.050	2.027	1.945	1.806	1.754	1.698	1.669
30	4.171	3.316	2.922	2.690	2.534	2.421	2.334	2.266	2.211	2.165	2.126	2.092	2.063	2.037	2.015	1.932	1.792	1.740	1.683	1.654
40	4.085	3.232	2.839	2.606	2.449	2.336	2.249	2.180	2.124	2.077	2.038	2.003	1.974	1.948	1.924	1.839	1.693	1.637	1.577	1.544
50	4.034	3.183	2.790	2.557	2.400	2.286	2.199	2.130	2.073	2.026	1.986	1.952	1.921	1.895	1.871	1.784	1.634	1.576	1.511	1.476
60	4.001	3.150	2.758	2.525	2.368	2.254	2.167	2.097	2.040	1.993	1.952	1.917	1.887	1.860	1.836	1.748	1.594	1.534	1.467	1.430
80	3.960	3.111	2.719	2.486	2.329	2.214	2.126	2.056	1.999	1.951	1.910	1.875	1.845	1.817	1.793	1.703	1.545	1.482	1.411	1.370
100	3.936	3.087	2.696	2.463	2.305	2.191	2.103	2.032	1.975	1.927	1.886	1.850	1.819	1.792	1.768	1.676	1.515	1.450	1.376	1.333
120	3.920	3.072	2.680	2.447	2.290	2.175	2.087	2.016	1.959	1.910	1.869	1.834	1.803	1.775	1.750	1.659	1.495	1.429	1.352	1.307
240	3.881	3.033	2.642	2.409	2.252	2.136	2.048	1.977	1.919	1.870	1.829	1.793	1.761	1.733	1.708	1.614	1.445	1.375	1.290	1.237

Figura A.2 – Tabela ANOVA.