

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

**Análise Experimental das Forças de Usinagem em
Torneamento de Aço Inoxidável Super Duplex**

Paulo Fernando dos Santos Fernandes

Prof.^a Orientadora: Tatiane de Campos Chuvas

Rio de Janeiro

Junho de 2018

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

Análise Experimental das Forças de Usinagem em Torneamento de Aço Inoxidável Super Duplex

Paulo Fernando dos Santos Fernandes

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

Prof.^a Orientadora: Tatiane de Campos Chuvás

**Rio de Janeiro
Junho de 2018**

FICHA CATALOGRÁFICA

CEFET/RJ – Sistema de Bibliotecas / Biblioteca Central

F363 Fernandes, Paulo Fernando dos Santos
Análise experimental das forças de usinagem em torneamento
de aço inoxidável super duplex / Paulo Fernando dos Santos
Fernandes.—2018.
xiv, 72f. : il. (algumas color.) , grafs. , tabs. ; enc.

Projeto Final (Graduação) Centro Federal de Educação
Tecnológica Celso Suckow da Fonseca , 2018.
Bibliografia : f. 70-72
Orientadora : Tatiane de Campos Chuvás

1. Engenharia mecânica. 2. Usinagem. 3. Torneamento. 4. Aço
inoxidável. I. Chuvás, Tatiane de Campos (Orient.). II. Título.

CDD 621

Elaborada pela bibliotecária Lívia Lima CRB-7/5904

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à minha família, em especial a minha mãe Letícia, meu pai Mário Fernando e Meu avô, Mário José, por todo amor e educação que me foram dados desde a minha infância.

Dedico também à minha companheira Stephany, que me presenteou da maneira mais sublime da vida, me dando minha filha Lavínia, grande inspiração para a confecção deste estudo.

Ao meu querido professor José Paulo Vogel (*In memorian*), que me ensinou muito não só a nível acadêmico, mas em relação à vida.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus por proporcionar tudo que preciso em minha vida no tempo certo, inclusive episódios que à primeira vista não são agradáveis, mas com certeza vêm para ensinar algo.

Aos meus pais e meu avô por me darem todo o apoio necessário para que pudesse ter chegado até este ponto, sem eles nada disso teria sido possível.

À minha companheira Stephany Reis, por toda a compreensão e ajuda prestadas nos momentos de maior tensão durante a confecção deste projeto.

Em especial, à minha orientadora Tatiane de Campos Chuvvas, por todo o ensinamento durante a faculdade, pela paciência e compreensão em determinados momentos.

Ao meu professor José Paulo Vogel, por ter plantado a idéia inicial deste trabalho, há tempos atrás.

A todos os professores da Engenharia Mecânica do CEFET, pois sem exceção todos tiveram importância à suas maneiras.

Ao meu professor de física do ensino médio, Joel José de Medeiros, por me despertar o interesse por esta disciplina ainda na adolescência, de vital importância para a escolha da carreira.

Aos meus verdadeiros amigos, pois sem eles nada sou.

Agradeço também aos técnicos do CEFET/RJ, Brenno Duarte e Hiron Akira por todo o auxílio na execução da parte experimental deste projeto e ao professor Luís Felipe por ceder a oportunidade de realizar os experimentos no LAMAT.

RESUMO

Os aços inoxidáveis super duplex fazem parte da família dos aços duplex, compartilhando desta forma o mesmo tipo de microestrutura bifásica composta por austenita e ferrita com altos teores de cromo, propiciando adequada proteção a diversos tipos de corrosão. A principal diferença reside no fato de os super duplex possuírem maiores teores de determinados elementos de liga, conferindo maior resistência à corrosão por pitting como vantagem, por outro lado, eles possuem a sua usinabilidade diminuída. Estes materiais são utilizados em aplicações de alta exigência, em ambientes altamente corrosivos, predominantemente na indústria de petróleo e gás e petroquímica. A usinagem destes aços é dificultada principalmente pelo comportamento não-linear devido a sua microestrutura heterogênea, que induz vibrações durante a operação, propiciando a formação instável de cavacos, além de uma alta taxa de encruamento superficial e alta resistência à fratura, que facilita a formação de arestas postiças de corte. Desta forma, visando a otimização do processo de torneamento do material, é de extrema importância determinar empiricamente a magnitude dos esforços de usinagem, além da verificação do encruamento superficial gerado pelo processo. O objetivo deste trabalho foi realizar a análise destes esforços no torneamento do aço inoxidável super duplex UNS S32750 através de um dinamômetro de cristais piezoelétricos e a verificação do encruamento superficial através de ensaios de dureza Rockwell A. Foram utilizadas 4 superfícies de usinagem, mantendo constantes a rotação da máquina e conseqüentemente da velocidade de corte, a profundidade de corte, variando o avanço. Os avanços utilizados foram de 0,116; 0,223; 0,297 e 0,490 mm/revolução, um para cada superfície usinada. Em todas as condições, a força passiva figurou como a mais alta entre os esforços de usinagem, enquanto a força de avanço se manteve a menor. Todas as superfícies usinadas sofreram endurecimento por deformação plástica em comparação com a superfície não usinada nos testes. As maiores durezas foram verificadas nas superfícies onde os esforços de corte foram os mais elevados, especificamente nos dois avanços intermediários, indicando que assim como nos aços inoxidáveis duplex, possivelmente existam faixas de avanço, e conseqüentemente de velocidades efetivas de corte ideais para este material, que minimizam os esforços e o encruamento superficial, aumentando a sua usinabilidade.

Palavras-chave: *Usinagem; Torneamento; Aço Inoxidável Super Duplex; Forças de Usinagem; Usinabilidade; Encruamento Superficial.*

ABSTRACT

The super duplex stainless steels are part of the duplex stainless steels family, therefore they share the same kind of biphasic microstructure composed by austenite and ferrite with high contents of chromium, providing them a proper protection against several types of corrosion. The main difference lies in fact that the super duplex stainless steels own higher levels of alloying elements, granting them higher resistance against pitting corrosion as an advantage, on the other hand, they have a lower machinability. These materials are used in applications of high accountability, under severe corrosive atmospheres, mainly in petrochemical and oil and gas industries. The machining process of these steels is complicated mainly due to the non-linear behavior caused by their heterogeneous microstructure, that induces chattering during the operation, causing an unstable chip formation, besides a high surface strain-hardening rate and high resistance to fracture, that favors the formation of built up edges. Thus, aiming an optimization of the turning process of this material, it is highly relevant to determine the magnitude of these forces empirically, besides the checking of the surface strain-hardening induced by this process. The main goal of this research was to perform the assessment of these forces in the super duplex stainless steel UNS S32750 turning process by using a piezoelectric crystals dynamometer and the inspection of surface strain hardening through Rockwell A hardness tests. Four machining surfaces were used, keeping the cutting speed and cutting depth constants, varying the feed rate. The feed rates used were 0,116; 0,223; 0,297; 0,490 mm/revolution, one for each machining surface. In all conditions, the passive force was higher than the other components of the machining forces whilst the feed force kept being the lower amongst them. All the machined surfaces were strain-hardened in comparison with the not machined one. The two greatest hardness were verified on the surfaces where the two greatest cutting forces were measured, specifically in the two intermediate feed rates, indicating that it should exist feed rate zones that minimize the machining forces and the surface hardening in turning, increasing the material machinability.

Keywords: *Machining; Turning Process; Super Duplex Stainless Steel; Machining Forces; Machinability; Surface Strain-Hardening.*

Sumário

| | |
|---|----|
| Capítulo 1 | 1 |
| Introdução | 1 |
| 1.1 – Motivação | 2 |
| 1.2 – Justificativa | 2 |
| 1.3 – Objetivo | 3 |
| 1.4 – Metodologia | 3 |
| 1.5 – Organização do trabalho | 4 |
| Capítulo 2 | 5 |
| Revisão Bibliográfica | 5 |
| 2.1 – Usinagem | 5 |
| 2.1.1 – Principais Operações de Usinagem | 7 |
| 2.1.2 – Grandezas Físicas e Parâmetros de Usinagem | 9 |
| 2.1.3 – Geometria da Cunha Cortante | 14 |
| 2.2 – Torneamento | 21 |
| 2.2.1 - Generalidades | 21 |
| 2.2.2 – Forças de Usinagem | 24 |
| 2.3 – Medição das Forças de Usinagem | 29 |
| 2.3.1 – Princípio de Medição por Cristais Piezoelétricos | 30 |
| 2.4 – Aços Inoxidáveis Super Duplex | 32 |
| 2.4.1 – Efeito dos Elementos de Liga nos Aços Inoxidáveis | 34 |
| 2.4.2 – Fases Secundárias nos Aços Inoxidáveis | 35 |
| 2.4.3 – Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis Super Duplex | 37 |
| 2.4.4 – Encruamento Superficial | 42 |
| Capítulo 3 | 45 |
| Materiais e Métodos | 45 |
| 3.1 – Aço Inoxidável Super Duplex UNS S32750 | 45 |

| | |
|---|----|
| 3.2 – Torneamento | 46 |
| 3.3 – Aquisição das forças de usinagem..... | 49 |
| 3.4 – Ensaio de Dureza | 52 |
| Capítulo 4 | 53 |
| Resultados e Discussão..... | 53 |
| 4.1 – Análise das Forças de Usinagem | 53 |
| 4.2 – Análise da Pressão Específica de Corte..... | 64 |
| 4.3 – Análise do Encruamento Superficial | 65 |
| Capítulo 5 | 68 |
| Conclusões..... | 68 |
| Capítulo 6 | 69 |
| Sugestões para Trabalhos Futuros | 69 |
| Capítulo 7 | 70 |
| Referências Bibliográficas..... | 70 |

Lista de Figuras

| | |
|---|----|
| Figura 1 – Classificação dos processos de fabricação | 6 |
| Figura 2 – Principais operações executadas no torno | 8 |
| Figura 3 – Direção dos movimentos de corte, avanço e efetivo no torneamento | 11 |
| Figura 4 – Superfícies de usinagem no torneamento | 13 |
| Figura 5 - Plano de referência da ferramenta | 16 |
| Figura 6 - Plano de referência da ferramenta | 16 |
| Figura 7 - Plano ortogonal da ferramenta | 17 |
| Figura 8 - Plano admitido de trabalho | 17 |
| Figura 9 - Plano de trabalho | 17 |
| Figura 10 - Ângulos medidos no plano de referência da ferramenta | 19 |
| Figura 11 - Ângulo de inclinação da ferramenta | 19 |
| Figura 12 - Ângulos da ferramenta medidos no plano ortogonal | 20 |
| Figura 13 - Principais ângulos em uma ferramenta monocortante | 20 |
| Figura 14 - Elementos da cunha de corte para uma ferramenta de torneamento | 21 |
| Figura 15 - Vista superior e lateral do processo de torneamento | 22 |
| Figura 16 - Representação do corte ortogonal no torneamento | 23 |
| Figura 17 - Componentes da força de usinagem no torneamento | 26 |
| Figura 18 - Esquema de construção de um dinamômetro de cristais piezoelétricos | 32 |
| Figura 19 - Diagrama TTT das fases secundárias em aços inoxidáveis | 37 |
| Figura 20 - Desgaste de cratera | 41 |
| Figura 21 - Desgaste de entalhe | 41 |
| Figura 22 - Aresta postiça de corte | 42 |
| Figura 23 - Desgaste de flanco | 42 |
| Figura 24 - Perfil das microdurezas em função da distância à superfície | 44 |
| Figura 25 - Corpo de prova a ser usinado com as dimensões iniciais..... | 46 |
| Figura 26 - Pastilha de Metal Duro Kennametal modelo DCMT11T304-LF KC5010 | 47 |
| Figura 27 - Visão geral do torno mecânico paralelo do LABUS. | 47 |
| Figura 28 – Torneamento para aquisição das forças de corte no LABUS. | 48 |
| Figura 29 - Dinamômetro KISTLER de cristais piezoelétricos modelo 9257BA | 50 |
| Figura 30 - Unidade de controle KISTLER modelo 5233A1..... | 51 |
| Figura 31 - Placa de aquisição de dados NI USB-6221. | 51 |

| | |
|--|----|
| Figura 32 - Durômetro INSTRON WOLPERT durante um ensaio de dureza Rockwell. | 52 |
| Figura 33 - Média das forças de usinagem adquiridas em função do avanço. | 55 |
| Figura 34 - Variação das forças médias de avanço em função do avanço | 55 |
| Figura 35 - Força de corte para o avanço de 0,116 mm/rotação | 56 |
| Figura 36 - Força passiva para o avanço de 0,116 mm/rotação | 56 |
| Figura 37 - Força de avanço para o avanço de 0,116 mm/rotação. | 56 |
| Figura 38 - Força de corte para o avanço de 0,223 mm/rotação | 57 |
| Figura 39 - Força passiva para o avanço de 0,223 mm/rotação | 58 |
| Figura 40 - Força de avanço para o avanço de 0,223 mm/rotação | 58 |
| Figura 41 - Força de corte para o avanço de 0,297 mm/rotação | 58 |
| Figura 42 - Força passiva para o avanço de 0,297 mm/rotação | 59 |
| Figura 43 - Força de avanço para o avanço de 0,297 mm/rotação | 59 |
| Figura 44 - Força de corte para o avanço de 0,490 mm/rotação | 59 |
| Figura 45 - Força passiva para o avanço de 0,490 mm/rotação | 60 |
| Figura 46 - Força de avanço para o avanço de 0,490 mm/rotação. | 60 |
| Figura 47 - Variação das forças passivas médias e desvio padrão | 61 |
| Figura 48 - Variação das forças de corte médias e desvio padrão..... | 62 |
| Figura 49 - Forças de usinagem para avanço de 0,116 mm/rotação | 63 |
| Figura 50 - Forças de usinagem para avanço de 0,223 mm/rotação | 63 |
| Figura 51 - Forças de usinagem para avanço de 0,297 mm/rotação | 63 |
| Figura 52 - Forças de usinagem para avanço de 0,490 mm/rotação | 64 |
| Figura 53 - Variação da pressão específica de corte com o aumento do avanço. | 65 |

Lista de Tabelas

| | |
|--|----|
| Tabela 1 - Teores médios dos elementos de liga do SDSS UNS S32750 | 45 |
| Tabela 2 - Propriedades Mecânicas do SDSS UNS S32750 | 46 |
| Tabela 3 - Parâmetros do inserto de metal duro. | 47 |
| Tabela 4 - Parâmetros de usinagem utilizados nos testes. | 48 |
| Tabela 5 - Média e desvio padrão das forças de usinagem adquiridas no teste. | 54 |
| Tabela 6 - Pressão específica de corte. | 64 |
| Tabela 7 - Dureza Rockwell A das superfícies do corpo de prova..... | 65 |
| Tabela 8 - Análise das durezas Rockwell A com todas as medidas e a média das mesmas, junto a um gráfico de barras. | 66 |

Lista de Símbolos, Abreviaturas e Siglas

| | |
|----------------|---|
| SDSS | Super Duplex Stainless Steel |
| DSS | Duplex Stainless Steel |
| PREN /PRE | Pitting Resistance Equivalent Number |
| L_c | Percurso de corte |
| L_f | Percurso de avanço |
| L_e | Percurso efetivo de corte |
| D | Diâmetro da peça |
| n | Rotação do torno |
| V_f | Velocidade de avanço |
| V_c | Velocidade de corte |
| f | Avanço |
| \mathbf{v}_e | Vetor velocidade efetiva de corte |
| \mathbf{v}_c | Vetor velocidade de corte |
| \mathbf{v}_f | Vetor velocidade de avanço |
| CNC | Computer Numeric Control |
| A_D | Seção transversal nominal de corte |
| $A_{D_{tot}}$ | Seção transversal nominal total de corte |
| b_D | Largura nominal de corte |
| h_D | Espessura nominal de corte |
| h_i | Espessura local de corte |
| a_p | Largura ou Profundidade de usinagem/Profundidade de corte |
| P_r | Plano de referência da ferramenta |
| P_s | Plano de corte da ferramenta |
| P_o | Plano ortogonal da ferramenta |
| P_f | Plano admitido de trabalho |
| P_{fe} | Plano de trabalho |
| P_p | Plano dorsal da ferramenta |
| P_{re} | Plano de referência efetivo |
| P_{se} | Plano de corte efetivo |
| P_{pe} | Plano dorsal efetivo |
| P_{oe} | Plano ortogonal efetivo |

| | |
|--------------|---|
| κ_r | Ângulo de posição da ferramenta |
| ϵ_r | Ângulo de ponta da ferramenta |
| κ'_r | Ângulo de posição lateral da ferramenta |
| λ_s | Ângulo de inclinação da ferramenta |
| α | Ângulo de folga da ferramenta |
| β | Ângulo de cunha da ferramenta |
| γ | Ângulo de saída da ferramenta |
| HSS | High Speed Steel |
| MD | Metal Duro |
| rpm | rotações por minuto |
| HRA | Hardness Rockwell A |
| HRB | Hardness Rockwell B |
| P_u | Força de Usinagem |
| P_t | Força Ativa |
| P_a | Força de Avanço (Teórica) |
| F_x | Força de Avanço (Dinamômetro) |
| P_c | Força de Corte (Teórica) |
| F_z | Força de Corte (Dinamômetro) |
| P_{ap} | Força de Apoio |
| P_n | Força de Compressão |
| P_p | Força Passiva (Teórica) |
| F_y | Força Passiva (Dinamômetro) |
| s | Área de seção de Corte |
| k_s | Pressão específica de corte |
| k_a | Constante do material |
| τ_r | Tensão de ruptura |
| R_c | Grau de recalque |
| k | Constante de mola |
| m | Massa |
| f_n | Frequência natural de oscilação |
| Na | Sódio |
| K | Potássio |
| C | Carbono |

| | |
|------------|----------------------|
| H | Hidrogênio |
| O | Oxigênio |
| Ba | Bário |
| Ti | Titânio |
| Cr | Cromo |
| Mo | Molibdênio |
| N | Nitrogênio |
| Ni | Níquel |
| Nb | Nióbio |
| W | Tungstênio |
| σ | Fase Sigma |
| α' | Fase Alfa Linha |
| γ_s | Austenita Secundária |
| χ | Fase Chi |
| R | Fase R |
| II | Fase Pi |

Capítulo 1

Introdução

Na grande maioria das operações *off-shore* de petróleo e gás, são requisitados materiais com grande resistência mecânica aliada à uma adequada capacidade anticorrosiva devido às intempéries presentes neste tipo de ambiente. Neste contexto, os aços inoxidáveis duplex foram desenvolvidos, porém, com a maior necessidade de proteção contra corrosão por *pitting*, trabalhou-se no sentido de aumentar este tipo de proteção chegando-se aos aços super duplex [1].

Aços duplex e super duplex possuem composições químicas semelhantes, porém, a adição de maiores percentuais de determinados elementos de liga, como o cromo, níquel, molibdênio e nitrogênio, confere ao último uma maior proteção contra corrosão por *pitting*, explicitado em seu maior PRE (*pitting resistance equivalent number*) [2].

Se por um lado a resistência mecânica e à corrosão são aumentadas, a usinabilidade deste material é diminuída, por ser inversamente proporcional ao PRE, pois além de maiores teores de elementos que endurecem o material, a estrutura heterogênea bifásica austeno-ferrítica promove comportamentos dissimilares na usinagem devido às fases presentes [2]. A usinagem de aços inoxidáveis super duplex é dificultada pelas altas taxas de encruamento com mudanças no comportamento mecânico durante o processo, bem como a sua baixa condutividade térmica, formação instável de cavacos induzidas por vibrações e arestas postiças de corte (APC) [3].

Na indústria de fabricação de bombas hidráulicas, o processo de torneamento é o mais utilizado para se obter superfícies de revolução, e o aço inoxidável super duplex (SDSS) largamente empregado. Por isso, é de suma importância entender o comportamento desse material quando submetido a processos de fabricação por usinagem, pois dependendo dos parâmetros aplicados pode-se prejudicar as propriedades dos materiais e/ou inviabilizar o processo de usinagem do mesmo [4,5].

1.1 – Motivação

Os aços inoxidáveis super duplex são materiais destinados a aplicações com alto nível de exigência tanto em relação à corrosão quanto a propriedades mecânicas. Estes aços aliam as desejáveis características dos aços inoxidáveis ferríticos e austeníticos, como alta resistência à corrosão, notável resistência mecânica com ductilidade satisfatória. Devido ao fato de estes aços acomodarem mais elementos de liga que os aços inoxidáveis duplex, possuem também menor usinabilidade. Desta forma, a obtenção de tolerâncias dimensionais e de forma micro e macrogeométricas possui relativa dificuldade [2,5].

A usinagem se constitui de um conjunto de operações de fabricação dos mais difundidos na indústria da manufatura, por se tratar de um grupo de processos altamente versáteis, que reproduzem com repetitividade, relativa rapidez, baixo custo e em grande quantidade componentes desde geometrias simples até as mais complexas com as tolerâncias dimensionais e de forma desejadas. [6]

O conhecimento das forças de usinagem possui considerável importância pois as mesmas estão diretamente ligadas a usinabilidade de um material, com elas pode-se definir a ferramenta adequada para o processo, bem como as faixas de velocidades admissíveis para que um processo de remoção de cavaco ocorra com sucesso. A escolha de uma determinada ferramenta baseada nas forças de corte de um determinado processo garante uma maior vida útil da ferramenta, retardando desgastes da mesma [7].

Devido à característica baixa usinabilidade do aço inoxidável super duplex, torna-se essencial a determinação dos esforços de usinagem atuantes no processo, pois além de poder detectar a faixa de velocidades ótimas de usinagem, auxilia no projeto e evolução de novas ferramentas, além de, em diversas ocasiões, poder definir a viabilidade do processo [1].

1.2 – Justificativa

Muito embora a determinação dos esforços de usinagem seja imprescindível para o adequado projeto das ferramentas de corte e definição da viabilidade do processo, o assunto possui certa complexidade, justificada pela imensa gama de possibilidades de combinação de parâmetros de corte, ferramentas, condições de lubri-refrigeração e materiais a serem usinados.

A evolução tecnológica do maquinário e de possíveis materiais a serem usinados torna o tema pouco conclusivo, apesar de, atualmente, existirem alguns estudos realizados neste campo.

É percebido um aumento nos métodos analíticos e numéricos para a determinação das forças de usinagem. Os modelos analíticos utilizam a teoria tribológica (atrito, desgaste da ferramenta e lubrificação) para descrever as interações peça-ferramenta. Já as análises computacionais utilizam métodos numéricos, principalmente o método dos elementos finitos, para prever situações experimentais, com maior ou menor assertividade, dependendo da qualidade do modelo e do refino da malha.

Mesmo assim, ainda que algum modelo preveja com certa exatidão as forças de usinagem, é desejável sempre que possível adquirir as forças experimentalmente, pois, por vezes, diversas circunstâncias não contempladas no modelo podem ser explicitadas com valores discrepantes entre a análise numérica e experimental.

1.3 – Objetivo

Este trabalho visa a avaliação da influência das condições de corte na geração das forças de usinagem resultantes na ferramenta em um torneamento de aço inoxidável super duplex, considerados de baixa usinabilidade.

1.4 – Metodologia

A usinagem foi realizada em quatro superfícies distintas, com diferentes avanços, mantendo constante a rotação do eixo da máquina e a profundidade de corte. As velocidades de corte foram consideradas constantes pois apesar de haver uma pequena variação de diâmetro entre as quatro superfícies, as velocidades de corte nas superfícies de maior e menor diâmetro variaram em aproximadamente 1%, com isso, para o cálculo da velocidade de corte nas operações foi utilizado o diâmetro médio das mesmas.

Os esforços de usinagem foram determinados com instrumentação adequada, utilizando como transdutor um dinamômetro de cristais piezoelétricos, uma placa de aquisição de dados e uma unidade eletrônica com filtro de sinais espúrios e amplificador de sinais, devido ao sinal elétrico de saída ser bastante reduzido.

Devido ao fato destes aços possuírem altas taxas de encruamento, foi verificada através de ensaios de dureza Rockwell A a possível ocorrência do encruamento superficial, a fim de corroborar com os resultados das forças de usinagem adquiridas.

1.5 – Organização do trabalho

O trabalho foi organizado em capítulos, onde o primeiro capítulo traz uma pequena introdução ao assunto, motivação, justificativa para escolha do tema e objetivos.

Como introdução ao assunto, foi realizada uma revisão bibliográfica com uma visão geral sobre os processos de usinagem, uma breve explicação sobre o processo de torneamento e suas particularidades, bem como o histórico e principais características dos aços inoxidáveis super duplex.

Posteriormente, em materiais e métodos, detalha-se o passo-a-passo do que foi executado no experimento, com a metodologia da obtenção das grandezas envolvidas no trabalho.

Na análise dos resultados, os mesmos são discutidos, com embasamento na revisão bibliográfica e, sinteticamente, aglutinando conhecimentos adquiridos no curso, com análises gráficas e tabelas referentes ao estudo.

Na seção seguinte, é feito um resumo sobre o que pôde ser concluído das análises realizadas no trabalho, utilizando o embasamento teórico como referência.

O sexto capítulo sugere temas para o aprofundamento do estudo em trabalhos futuros, com ideias de abordagens diferentes para o mesmo tema, que possam vir a complementar o presente trabalho.

Por fim, o sétimo capítulo traz todas as referências bibliográficas utilizadas da confecção do estudo, como embasamento teórico. Este trabalho também possui como anexos os gráficos das forças de corte aquisitadas no projeto.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

Neste capítulo do trabalho são apresentados inicialmente os principais conceitos e terminologias utilizados em usinagem. Posteriormente são apresentadas as características mais importantes do processo de torneamento e na parte final da seção serão discutidas as principais características dos aços inoxidáveis super duplex, iniciando com questões inerentes à sua composição química e a respectiva relação com a usinabilidade do material, bem como os possíveis defeitos relacionados com o aumento da temperatura no processo de usinagem.

2.1 – Usinagem

A fabricação se configura como o ato de transformar matérias primas em produtos, com o acabamento desejado, seguindo planos bem organizados sob diversos aspectos [7].

Os processos de fabricação apresentam características que possibilitam classificá-los de maneiras distintas. Uma delas é a classificação como processos de conformação, onde se é obtido o produto final praticamente sem remoção ou perda de material, baseados apenas na deformação plástica, e os processos com arrancamento de cavaco, como a usinagem, foco deste trabalho [8].

Dentre os processos de usinagem, existem os convencionais e os não-convencionais. Nos processos de usinagem convencional, incluindo os abrasivos, o cisalhamento ocorre devido à ação de uma ferramenta de corte, provocando remoção do material em forma de cavaco, os processos de usinagem convencional possuem ferramentas mono ou multicortantes, com geometria definida, com exceção dos processos de usinagem por abrasão, onde é utilizada uma imensa quantidade de grãos abrasivos com gumes cortantes, conhecidos como ferramentas de geometria não-definida [6,8].

Na usinagem não-convencional, como a eletroerosão, laser, plasma, jateamento, entre outros, a remoção de material é feita com o emprego de outras formas de energia, sem haver necessariamente o contato entre a peça a ser usinada e o dispositivo para remoção de material [6,8].

A figura 1 demonstra uma esquematização que sumariza os principais processos de fabricação, de acordo com suas características:

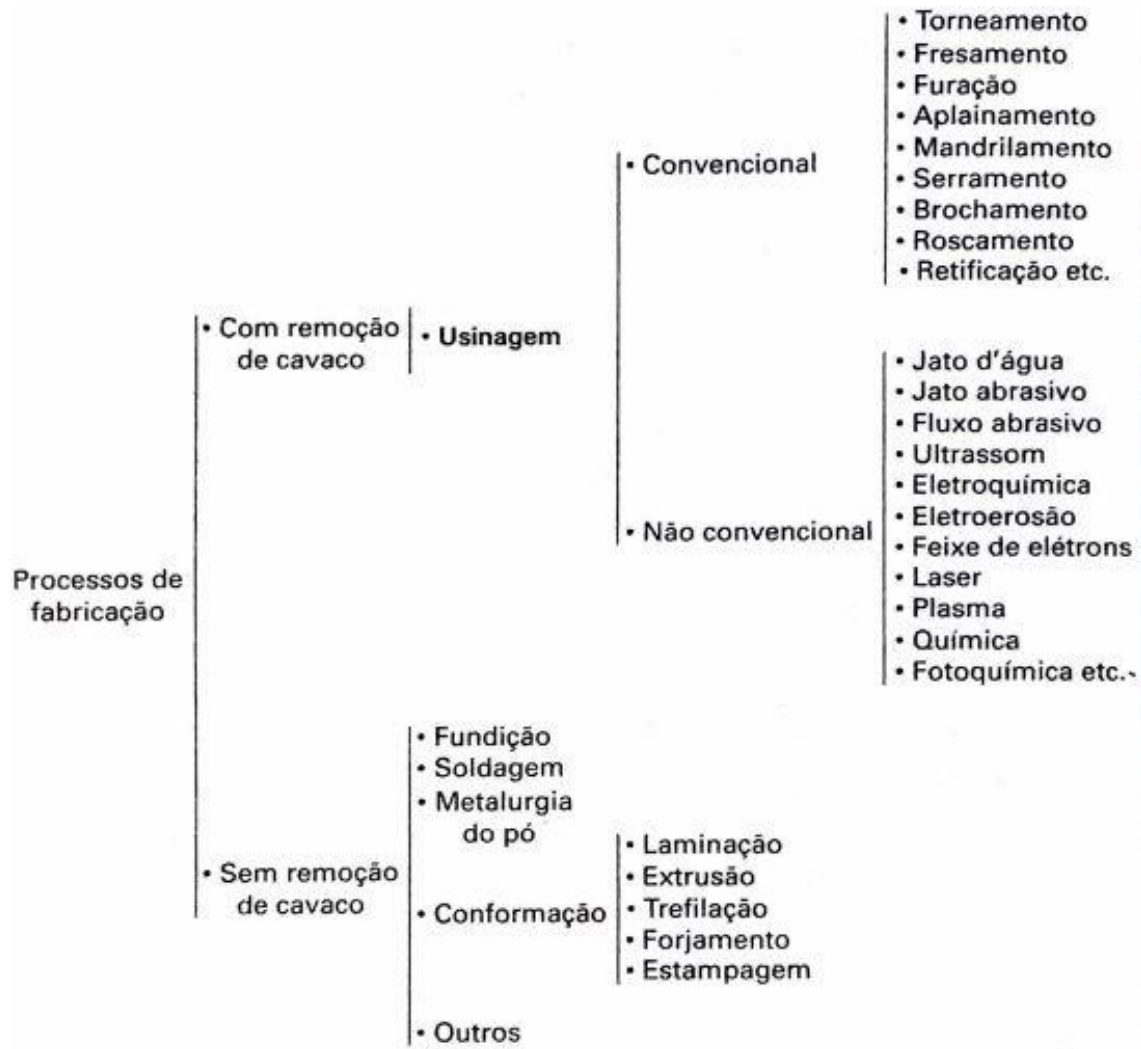


Figura 1 – Classificação dos processos de fabricação [6].

A usinagem é o processo de fabricação mais popular na indústria, transformando aproximadamente 10% da produção em cavacos [9]. Este processo, apesar de popular, é considerado complexo e simples simultaneamente. Complexo pelas dificuldades de se conhecer as condições de corte ideais, e simples pois uma vez determinadas essas condições, o cavaco se forma sem maiores problemas, dispensando a intervenção do operador. Entende-se por condições ideais de corte, os parâmetros de usinagem para a produção de peças com as tolerâncias macro e microgeométricas de forma e dimensionais ao menor custo possível. [6]

A usinagem é um processo essencialmente empírico, envolvendo um elevado número de variáveis. Shaw (1994) afirma que é praticamente impossível prever o desempenho na usinagem dos metais, no entanto, cada estudo detalhado dos processos de usinagem possui sua significância, pois os mesmos contribuem para o entendimento do processo, aumentando cada vez mais a assertividade das previsões acerca de seu comportamento [10].

Black (1995) afirma que a aleatoriedade do resultado final da usinagem é devida à mesma ser o único processo de deformação plástica em que sua restrição é devida somente à ferramenta de corte, além disso, as grandes deformações aliadas às altas taxas de deformação são somadas à imensa gama de possibilidades de combinações de parâmetros de corte [11].

Existem três possibilidades de abordagem para lidar com esta complexidade: através da experiência prática adquirida na área, baseada em sucessos e fracassos; a partir da experimentação, que por vezes é onerosa, vagarosa e restrita àquelas condições específicas do ensaio; ou através de modelos analíticos desde os mais simples até modelos numéricos com alto nível de refinamento, exigindo uma adequada capacidade de programação e impreterivelmente máquinas com *hardwares* poderosos para diminuir o tempo de simulação. De uma maneira geral, a utilização de apenas umas destas metodologias não apresenta um resultado satisfatório, tornando-se requerido a combinação de duas ou até mesmo as três para obtenção de resultados factíveis [6].

2.1.1 – Principais Operações de Usinagem

Todas as operações a seguir podem ser divididas em no mínimo duas etapas, conhecidas por desbaste e acabamento [6]. Nas operações de desbaste, a principal preocupação é a alta taxa de remoção de volume de material, não se preocupando com a qualidade superficial da peça, limitando a taxa máxima de remoção pela potência disponível na máquina-ferramenta. Já no acabamento, é removido apenas o sobremetal deixado pela operação anterior, e a principal preocupação é quanto à qualidade superficial da peça, traduzindo-se em menores rugosidades [6].

As principais operações de usinagem com geometria definida da ferramenta são: torneamento, furação, fresamento, mandrilamento, brochamento e roscamento.

O torneamento é o processo de usinagem responsável pela obtenção de superfícies de revolução, que utiliza uma máquina-operatriz chamada *torno* para sua realização. No torno

mecânico, a peça gira em torno de seu próprio eixo e a ferramenta de corte é responsável pelos movimentos de avanço longitudinal e/ou transversal [6].

As principais operações realizadas no torno mecânico são:

- Torneamento cilíndrico ou cônico interno e externo
- Faceamento
- Perfilamento
- Sangramento
- Recartilhamento (Conformação mecânica utilizando recartilha)

A figura 2 mostra as principais operações realizadas no torno mecânico:

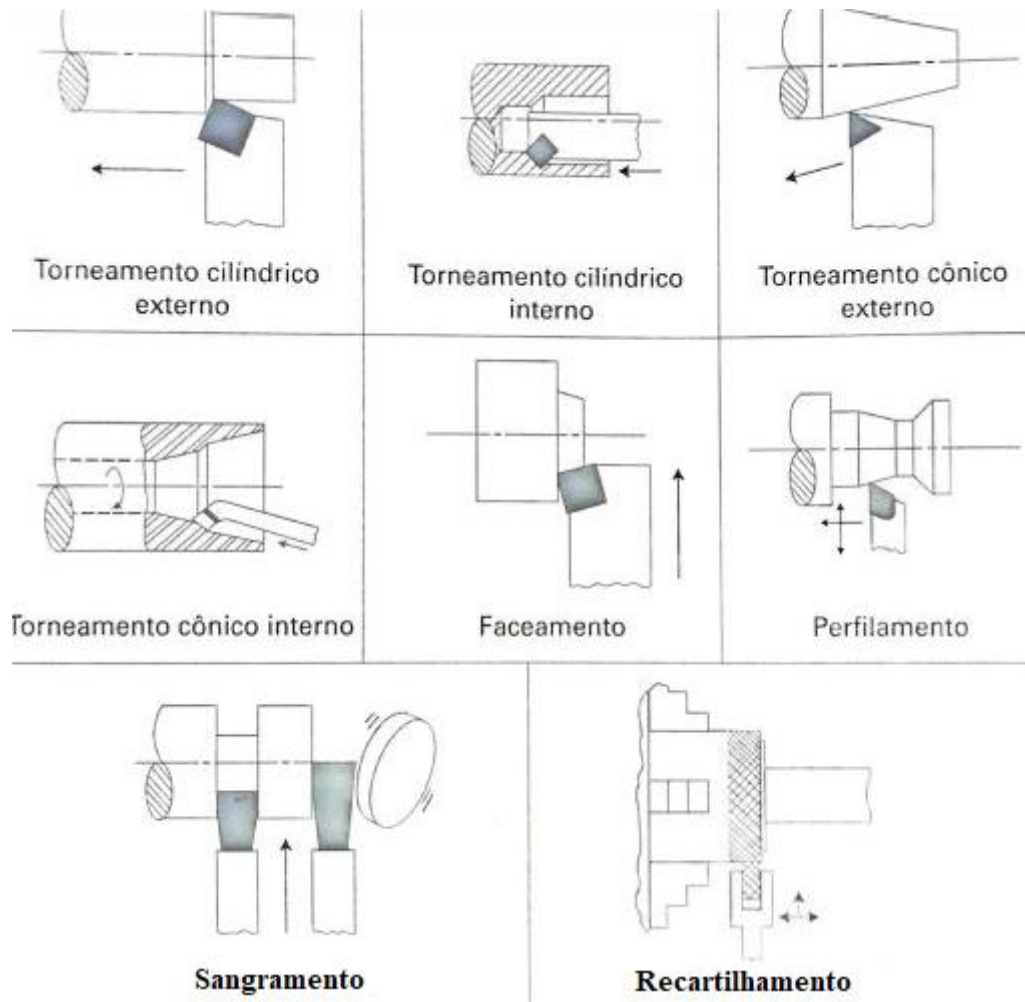


Figura 2 – Principais operações executadas no torno [6].

2.1.2 – Grandezas Físicas e Parâmetros de Usinagem

O processo de usinagem é possibilitado pela ocorrência de movimentos entre a ferramenta e a peça a ser trabalhada, sendo sempre considerados durante o projeto e utilização das máquinas operatrizes. Convencionalmente, supõe-se que a peça esteja estacionária e todo o movimento do processo seja realizado pela ferramenta, com a finalidade de padronizar os sinais algébricos nas relações, usando a peça como referencial inercial [7,8]. Esta convenção facilita o estudo dos mesmos, mesmo quando a ferramenta possui geometria complexa [7].

Os conceitos descritos a seguir são referentes ao denominado “ponto de referência”, um ponto genérico localizado na aresta cortante (gume). Em ferramentas de barra, o ponto de referência é fixado no local da aresta cortante localizado próximo à ponta da ferramenta [6].

Existem duas classificações para os movimentos relativos entre a peça e a aresta cortante da ferramenta, os que fazem parte da retirada de material, denominados ativos, e os que não participam diretamente desta remoção, ditos movimentos passivos [6,7,8]. Os movimentos que tomam parte direta na remoção do cavaco, ou movimentos ativos são [6,7,8]:

- **Movimento de corte:** movimento realizado entre a peça e a ferramenta, sem a ocorrência simultânea do movimento de avanço, que promove a remoção do cavaco em uma única rotação ou um curso da ferramenta.
- **Movimento de avanço:** movimento realizado entre a peça e a aresta de corte, o qual, simultaneamente com o movimento de corte promove a retirada contínua de cavaco. Este movimento pode ser contínuo, como nas operações de torneamento e furação ou intermitente, como no aplainamento.
- **Movimento efetivo de corte:** movimento resultante dos movimentos de corte e avanço realizados concomitantemente, ou seja, é o movimento entre a aresta de corte e a peça, a partir do qual é resultante o processo de usinagem. Se o movimento de avanço for contínuo, o movimento efetivo de corte é o resultante entre o movimento de corte e o de avanço. Quando o movimento de avanço é intermitente, o movimento efetivo de corte é devido apenas ao movimento de corte.

Os movimentos passivos apesar de não tomarem parte direta na remoção de cavaco possuem grande importância na realização do processo de usinagem [7]. Eles podem ser classificados como [6,7,8]:

- **Movimento de ajuste:** movimento que ocorre entre a ferramenta e a peça onde se determina a espessura de material a ser removida, ou seja, onde se ajusta a profundidade de corte. Nos processos de sangramento, furação e brochamento este movimento não ocorre, pois a espessura de material removida é determinada pela geometria da ferramenta.
- **Movimento de correção:** movimento realizado entre a aresta de corte e a peça, que tem a finalidade de compensar os efeitos de alterações de posicionamento devidos ao desgaste da ferramenta, variações térmicas, deformações plásticas, entre outras.
- **Movimento de aproximação:** movimento realizado entre a peça e a aresta de corte, antes da usinagem, com o intuito de aproximar a ferramenta da peça a ser usinada.
- **Movimento de recuo:** movimento realizado entre a peça e a aresta de corte após a usinagem, que tem a finalidade de afastar a ferramenta da peça.

A todos esses movimentos descritos acima estão associadas direções, sentidos, percursos e velocidades. Os sentidos são os resultantes considerando a peça estacionária com a ferramenta realizando todos os movimentos. As velocidades de todos os movimentos são as velocidades instantâneas [7]. Existem três direções que causam diretamente a retirada do cavaco e que devem ser distinguidas [6,8]. Estas direções são descritas abaixo [7]:

- **Direção de corte:** É a direção instantânea do movimento de corte.
- **Direção de avanço:** É a direção instantânea do movimento de avanço.
- **Direção efetiva:** É a direção instantânea do movimento efetivo de corte.

A figura 3 apresenta as direções dos movimentos citados acima na operação de torneamento:

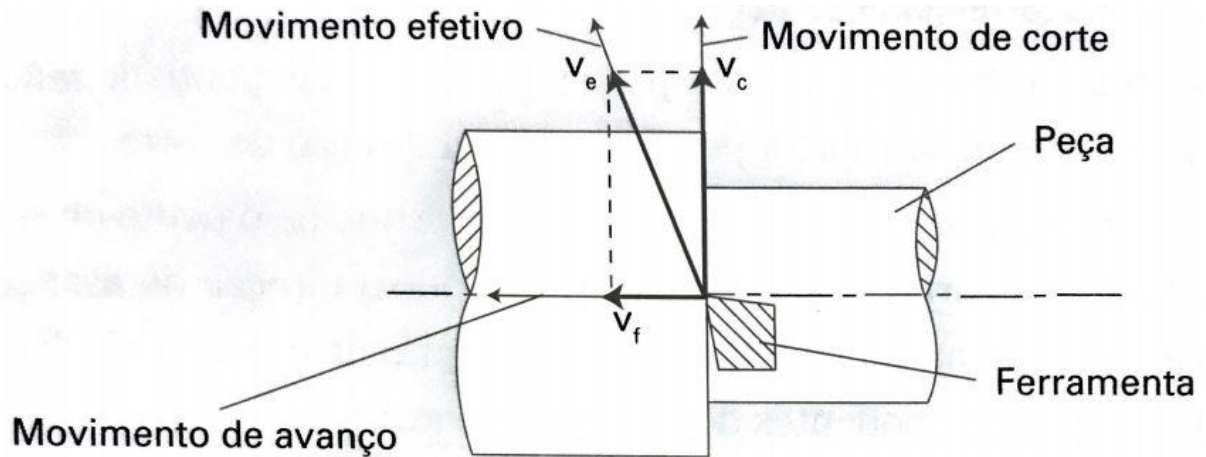


Figura 3 – Direção dos movimentos de corte, avanço e efetivo no torneamento [6].

Os percursos da ferramenta na peça são tomados segundo as direções dos movimentos ativos definidos anteriormente, eles são classificados como: [6,8]

- **Percorso de corte (L_c):** É o percurso percorrido pelo ponto de referência da aresta cortante da ferramenta sobre a peça, segundo a direção de corte.
- **Percorso de avanço (L_f):** É o espaço percorrido pelo ponto de referência da aresta cortante da ferramenta sobre a peça, segundo a direção de avanço. Nos casos em que houverem avanços longitudinais e transversais, o percurso de cada avanço deve ser distinguido segundo sua direção.
- **Percorso efetivo (L_e):** É o caminho percorrido pelo ponto de referência da aresta cortante segundo a direção efetiva de corte.

Para os movimentos passivos, podem ser feitas definições análogas, essenciais para o cálculo dos tempos de usinagem total [6,8]. Com a definição dos movimentos, direções e percursos em usinagem, é possível conceituar as velocidades na usinagem.

A velocidade de corte é definida como a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte segundo a direção e o sentido de corte [6]. Para os processos onde ocorre simultaneidade dos movimentos de corte e de avanço, a velocidade de corte é dada pela equação 1 descrita abaixo [6]:

$$v_c = \frac{\pi D n}{1000} [m/min] \quad (1)$$

Onde: v_c - Velocidade de corte [m/min]

D – Diâmetro da peça [mm]

n – Rotação da máquina [rpm]

A velocidade de avanço é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte em relação à peça, segundo a direção e o sentido de avanço [6,8]. A equação 2 mostra o produto que resulta na velocidade de avanço:

$$v_f = f \cdot n = \frac{1000 \cdot v_c}{\pi \cdot d} \cdot f \quad (2)$$

Onde: v_f – Velocidade de avanço [mm/min]

f – Avanço [mm/rotação]

A velocidade efetiva de corte é definida como a velocidade instantânea no ponto de referência da aresta cortante da ferramenta em relação à peça medido segundo a direção e o sentido efetivo de corte [6]. Para obtê-la, soma-se vetorialmente as velocidades de corte e de avanço, como demonstrado na equação 3:

$$\mathbf{v}_e = \mathbf{v}_c + \mathbf{v}_f \quad (3)$$

Onde: \mathbf{v}_e – Vetor velocidade efetiva de corte

\mathbf{v}_c – Vetor velocidade de corte

\mathbf{v}_f – Vetor velocidade de avanço

As velocidades citadas acima são referentes aos movimentos ativos de usinagem. Existem também velocidades relacionadas com os movimentos passivos, como as velocidades de aproximação, ajuste, correção e recuo, que não tomam parte direta na remoção de cavaco, porém, são muito importantes na fabricação através de máquinas comandadas numericamente (CNC), pois um aumento nestas velocidades se traduz num tempo menor de usinagem, facilitando a operação em condições econômicas [6].

As velocidades de corte e avanço, e conseqüentemente as velocidades efetivas de corte ideais dependem do material da ferramenta e da peça, como também se a operação é de desbaste ou de acabamento [6].

As superfícies de usinagem são as formas geradas pelo processo, podemos distingui-las no torneamento como a superfície principal, usinada pela aresta principal de corte e a superfície secundária, gerada pela aresta secundária de corte, como podemos verificar na figura 4, abaixo [6].

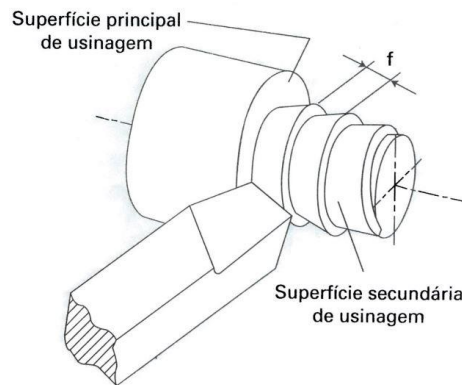


Figura 4 – Superfícies de usinagem no torneamento [6].

As grandezas de corte devem ser ajustadas na máquina direta ou indiretamente [6,8]. Estas grandezas são informadas à máquina operatriz antes do processo ocorrer, com a definição da quantidade de material a ser removido [7]. Estas grandezas só podem ser medidas após a usinagem ocorrer, porém estarão com os seus valores alterados devido à deformação plástica que ocorre no material da peça durante o processo de usinagem [7].

As grandezas nominais de corte são definidas no plano de medida (P_d) e são classificadas como [7]:

- **Seção transversal nominal de corte A_D :** Área da seção transversal de um cavaco, obtida no plano de medida P_d .
- **Seção transversal nominal total de corte A_{Dtot} :** Obtida através das somas das áreas transversais nominais de corte, geradas por arestas de corte que trabalham simultaneamente, em ferramentas multicortantes.
- **Largura nominal de corte b_D :** Medida pela distância entre dois pontos extremos da aresta principal de corte no plano de medida P_D .
- **Espessura nominal de corte h_D :** É a razão entre a seção transversal nominal de corte A_D e a largura nominal de corte b_D , dada pela equação 4.

$$h_D = \frac{A_D}{b_D} \quad (4)$$

- **Espessura local de corte h_i :** É a espessura do cavaco a ser removido, em um ponto genérico da aresta de corte, perpendicular à aresta no plano de medida P_D . Esta definição possui importância no caso de operações em que a espessura de corte seja variável, caso contrário, a espessura local de corte é constante e de valor igual a espessura nominal de corte h_D .

Na prática em usinagem, estas grandezas variam ao longo do processo, porém, pode-se considerá-las constantes, levando em consideração a magnitude do erro obtido. Em geral, erros em torno de 10 a 15% são aceitáveis [7]. Na simplificação da análise, é considerada uma ferramenta de aresta de corte retilínea, com ponta de corte em canto vivo, ângulo de inclinação de 0° e ângulo de posição da aresta secundária também de 0° [7].

A largura de corte (b) relativa ao cavaco, é a largura da seção transversal de corte a ser removida, medida na superfície principal em usinagem, segundo a direção normal à direção de corte [6]. Em condições ideais, a largura de corte é igual a dimensão da aresta de corte ativa e à largura nominal de corte (b_D). A equação 5 é relativa à largura de corte [7]:

$$b = \frac{a_p}{\text{sen } \kappa_r} \quad (5)$$

Onde:

- κ_r – Ângulo de posição da ferramenta da aresta principal de corte
- b – Largura de corte
- a_p – Profundidade ou largura de usinagem

2.1.3 – Geometria da Cunha Cortante

A geometria da ferramenta de corte é de grande importância para o sucesso das operações de usinagem. Mesmo que seja escolhido o melhor material para a fabricação da ferramenta para determinado tipo de operação, se a mesma não possuir uma geometria adequada, a operação pode estar fadada ao fracasso. Para que isto não ocorra, é essencial a normalização, de maneira conveniente, os ângulos da cunha cortante, visando a uniformização da nomenclatura entre os profissionais de usinagem e a literatura especializada [6].

As partes construtivas de uma ferramenta de usinagem são divididas em [6,7]:

- **Parte de corte:** Parte da ferramenta considerada ativa, composta pelas cunhas de corte, construída ou fixada sobre um suporte ou cabo, onde é possível fixar a ferramenta para construção, afiação, reparo, controle e trabalho
- **Cunha de corte:** Cunha da ferramenta, formada pelo encontro das superfícies de saída do cavaco e de folga
- **Superfície de saída:** É a superfície sobre a qual o cavaco é formado e se move, através dessa superfície o cavaco escoia durante a saída da zona de corte
- **Superfícies de folga:** Constituída por duas superfícies, a principal de folga (A_α) e secundária de folga ($A_{\alpha'}$). A superfície principal de folga contém a aresta principal de corte e se encontra com a superfície principal em usinagem da peça. A superfície secundária de folga contém a aresta secundária de corte e encontra a superfície secundária da peça em usinagem.
- **Aresta principal de corte (S):** É a aresta formada pela interseção das superfícies de saída e de folga principal, gerando na peça a superfície principal em usinagem.
- **Aresta secundária de corte (S'):** Analogamente a S, gera na peça a superfície secundária em usinagem. É composta pela interseção das superfícies de saída e de folga secundária.
- **Ponta de corte:** Pode ser considerada a interseção das arestas, a concordância de duas arestas através de um arredondamento ou de um chanfro. Faz parte da cunha de corte e é o ponto onde se encontram as arestas principal e secundária de corte. O ponto de corte escolhido serve como referência para a determinação das superfícies e dos ângulos da cunha de corte.

A diferenciação entre as geometrias das ferramentas é feita através de seus ângulos, definidos a partir de planos do sistema de referência da cunha cortante, que por sua vez podem ser divididos entre *sistema de referência da ferramenta* e *sistema de referência efetivo* [8].

Os planos do sistema de referência da ferramenta são [8]:

- **Plano de referência da ferramenta (P_r)** – É o plano que passa pelo ponto de corte e é perpendicular à direção de corte (Figura 5).

- **Plano de corte da ferramenta (P_s)** – É o plano que, tangente à aresta cortante da ferramenta, passa pelo ponto de corte, sendo perpendicular ao plano de referência da ferramenta (Figura 6).
- **Plano ortogonal da ferramenta (P_o)** – É o plano que passa pelo ponto de corte e é perpendicular ao plano de referência e de corte (Figura 7).
- **Plano admitido de trabalho (P_f)** – Passando pelo ponto de corte, é o plano perpendicular ao plano de referência e paralelo à direção de avanço (Figura 8).
- **Plano de trabalho (P_{fe})** – Plano que passa através do ponto de corte escolhido e que contém as direções de corte e de avanço (Figura 9).
- **Plano dorsal da ferramenta (P_p)** – É o plano que passa pelo ponto de corte de escolha e é simultaneamente perpendicular ao plano admitido de trabalho e de referência.

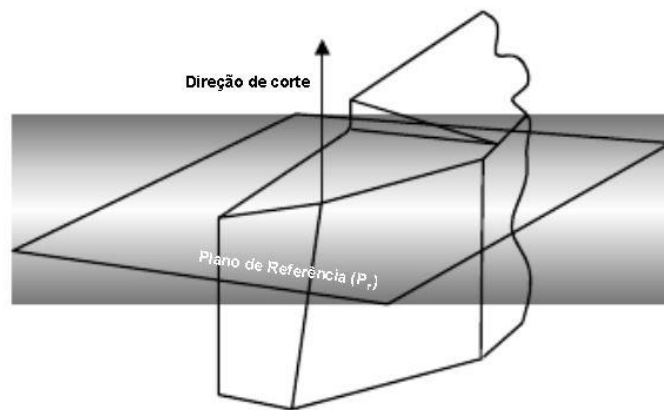


Figura 5 - Plano de referência da ferramenta [8].

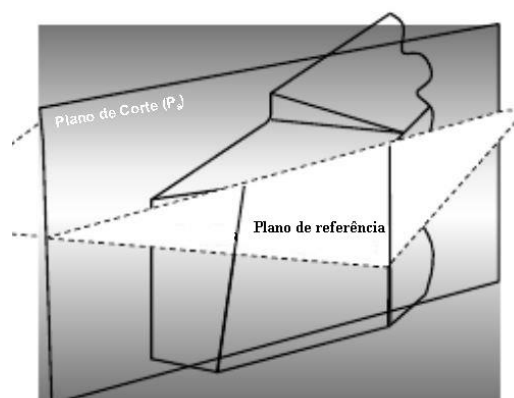


Figura 6 - Plano de referência da ferramenta [8] (Modificado).

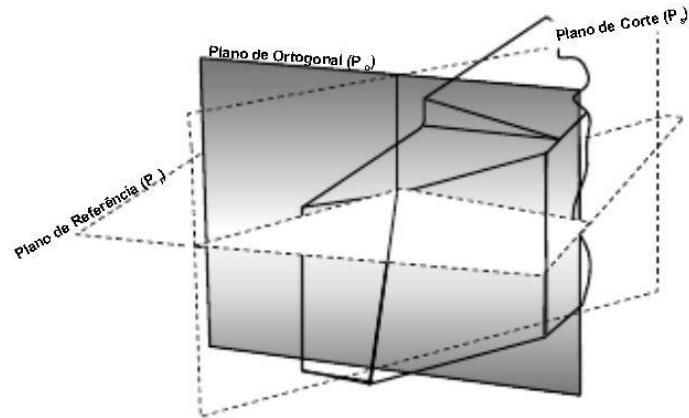


Figura 7 - Plano ortogonal da ferramenta [8].

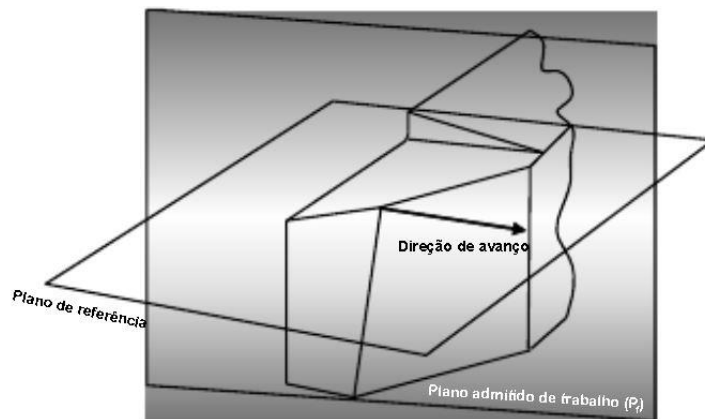


Figura 8 - Plano admitido de trabalho [8].

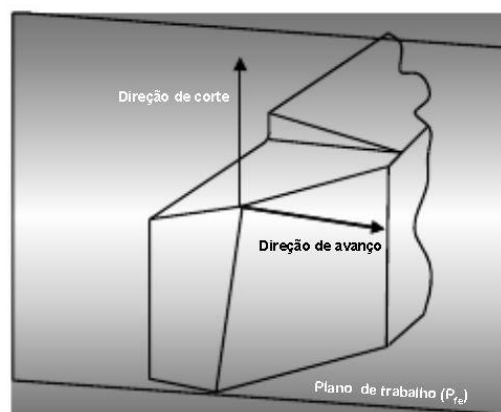


Figura 9 - Plano de trabalho [8].

Os planos do sistema de referência efetivo são definidos analogamente aos do sistema de referência da ferramenta, são eles [8]:

- **Plano de referência efetivo (P_{re})** – Plano perpendicular à direção efetiva de corte passando pelo ponto de corte.
- **Plano de corte efetivo (P_{se})** – Plano perpendicular ao plano de referência efetivo e tangente à aresta de corte no ponto de corte escolhido.
- **Plano dorsal efetivo (P_{pe})** – Plano perpendicular ao plano de trabalho e ao efetivo de referência passando pelo ponto de corte.
- **Plano ortogonal efetivo (P_{oe})** – Plano que, passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular simultaneamente aos planos efetivos de referência e de corte.

Com a definição dos planos nos sistemas de referência efetivo e da ferramenta, é possível determinar os ângulos da cunha cortante, que podem ser medidos nos planos de referência, corte e ortogonal da ferramenta [8].

Os ângulos medidos no plano de referência da ferramenta são (Figura 10) [8]:

- **Ângulo de posição da ferramenta (κ_r)** – Ângulo formado entre o plano de corte da ferramenta e o plano admitido de trabalho, medido no plano de referência da ferramenta.
- **Ângulo de ponta da ferramenta (ϵ_r)** – Ângulo formado pela interseção da aresta principal e secundária de corte, medido no plano de referência da ferramenta.
- **Ângulo de posição lateral da ferramenta (κ'_r)** – Ângulo formado entre o plano da superfície secundária de corte e o plano admitido de trabalho, medido no plano de referência da ferramenta.

O índice “r” que aparece subscrito em cada ângulo, indica que estes são tomados em relação ao plano de referência da ferramenta. A equação 6 demonstra a relação entre estes ângulos.

$$\kappa_r + \epsilon_r + \kappa'_r = 180^\circ \quad (6)$$

Onde:

- κ_r - Ângulo de posição da ferramenta
- ϵ_r - Ângulo de ponta da ferramenta
- κ'_r - Ângulo de posição lateral da ferramenta

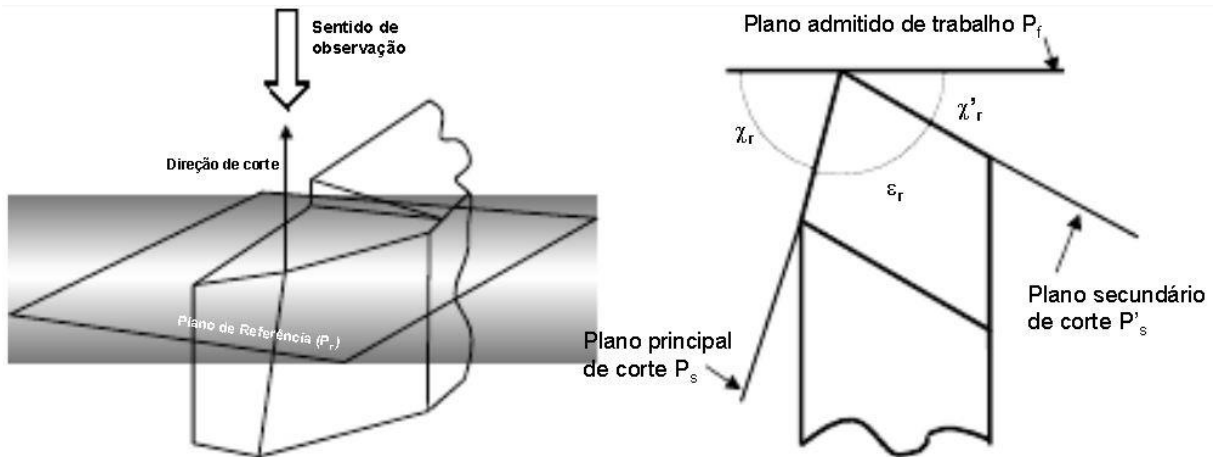


Figura 10 - Ângulos medidos no plano de referência da ferramenta [8].

No plano de corte é definido um único ângulo, denominado ângulo de inclinação (λ_s), formado entre a aresta de corte e o plano de referência da ferramenta. O índice “s” é relativo ao plano ao qual ele é definido, o de corte, do inglês “shear”. A figura 11 mostra este ângulo:

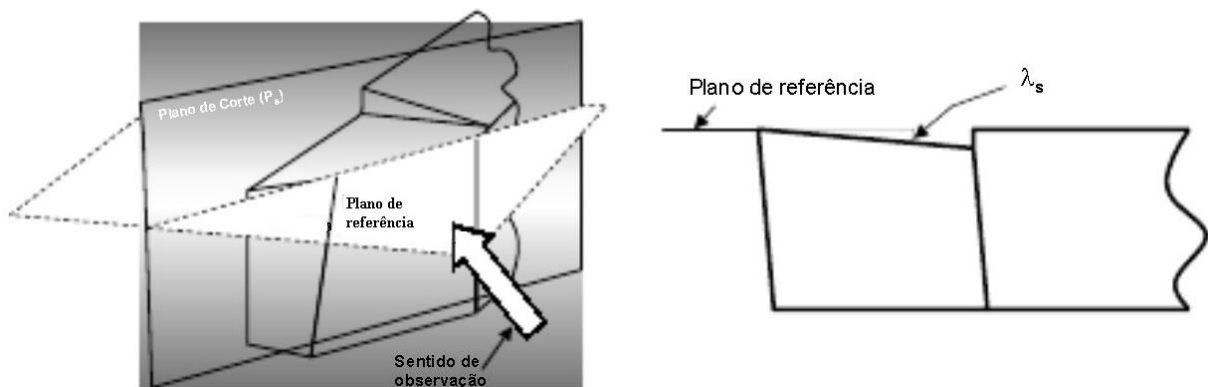


Figura 11 - Ângulo de inclinação da ferramenta [8] (modificado).

No plano ortogonal da ferramenta, são verificados os ângulos de folga, cunha e saída da ferramenta. Para eles vale a relação descrita pela equação 7.

$$\alpha + \beta + \gamma = 90^\circ \quad (7)$$

Onde:

- α – Ângulo de folga da ferramenta
- β – Ângulo de cunha da ferramenta
- γ – Ângulo de saída da ferramenta

- Ângulo de folga da ferramenta (α) – É formado entre a superfície de folga e o plano de corte da ferramenta, medido no plano ortogonal.
- Ângulo de cunha da ferramenta (β) – É formado pelas superfícies de folga e de saída da ferramenta, medido no plano ortogonal
- Ângulo de saída da ferramenta (γ) – É formado pela superfície de saída e o plano de referência da ferramenta, medido no plano ortogonal.

A figura 12 mostra a esquematização destes ângulos:

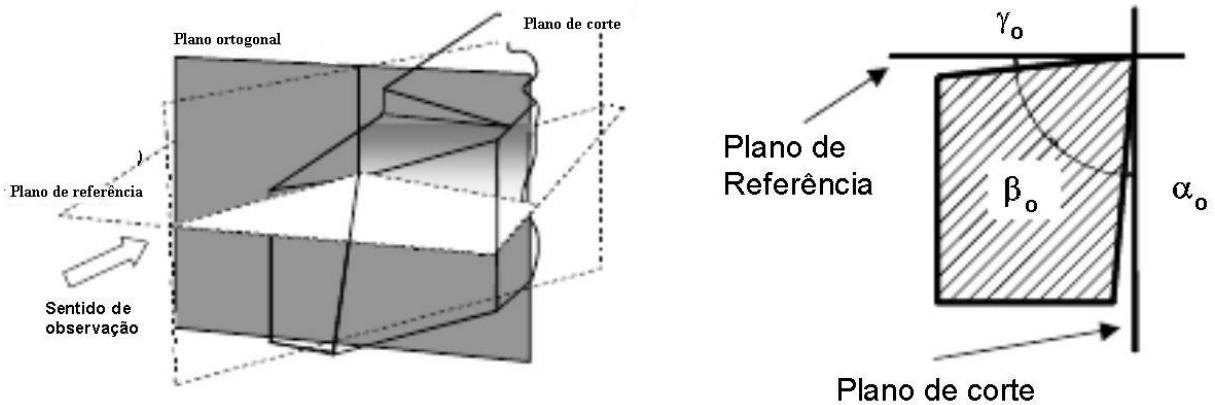


Figura 12 - Ângulos da ferramenta medidos no plano ortogonal [8] (modificado).

As figuras 13 e 14 mostram respectivamente os principais ângulos e as partes constituintes de uma ferramenta monocortante.

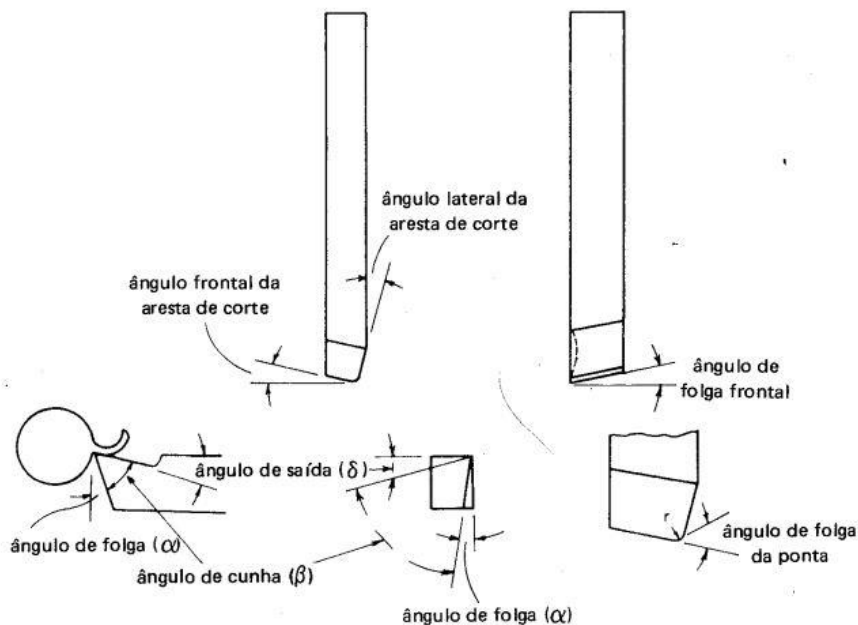


Figura 13 - Principais ângulos em uma ferramenta monocortante [12].

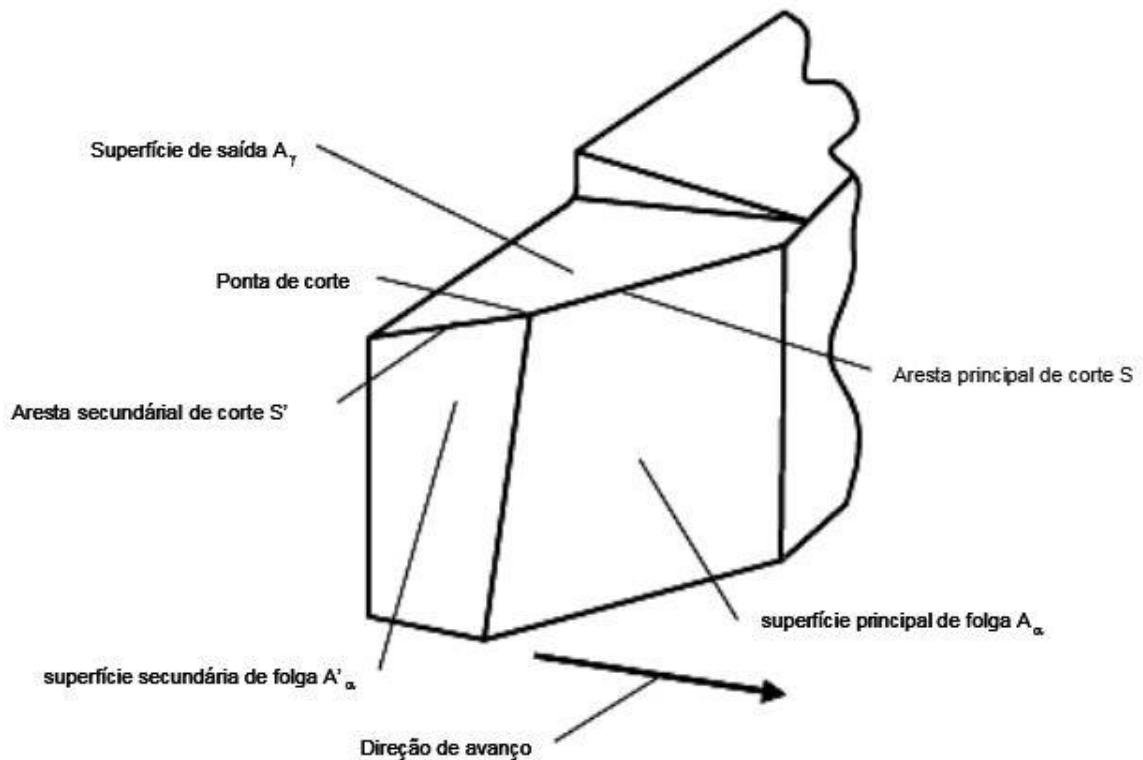


Figura 14 - Elementos da cunha de corte para uma ferramenta de torneamento [8].

2.2 – Torneamento

2.2.1 - Generalidades

Segundo Chiaverini, o torneamento é o processo de usinagem em que um sólido com geometria indefinida é posto para girar ao redor do eixo de uma máquina operatriz denominada *torno mecânico*, ao mesmo tempo em que uma ferramenta de corte remove material de sua periferia, provendo uma forma bem definida à peça [12]. De acordo com Chang, o torneamento é o processo mais popular entre as operações de usinagem, responsável por 80% das peças usinadas [13].

Segundo Shaw, este processo utiliza uma ferramenta monocortante e é destinado a produzir superfícies de revolução. Os parâmetros de corte utilizados na operação de torneamento são a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte [10]. Os dois primeiros parâmetros foram demonstrados anteriormente, enquanto a profundidade de corte é dada pela equação 8 [12].

$$a_p = \frac{D_1 - D_2}{2} \quad (8)$$

Onde: D_1 = Diâmetro inicial da peça
 D_2 = Diâmetro da peça após o passe no torneamento
 a_p = Profundidade de corte

Como a profundidade de corte é no mínimo 5 vezes maior que o avanço, o cavaco é formado no plano de deformação, com isso, a espessura do cavaco real pode ser aproximada pela espessura do cavaco não deformado, com boa aproximação [10].

A velocidade de corte e o avanço, em situações reais, variam ao longo da aresta de corte, causando a saída do cavaco da superfície torneada. Também é percebida uma variação na espessura do cavaco formado. Estas pequenas variações ao longo da aresta de corte são usualmente ignoradas, utilizando-se para fins práticos os valores máximos de velocidade de corte e médios do avanço. A figura 15 mostra a operação de torneamento [10].

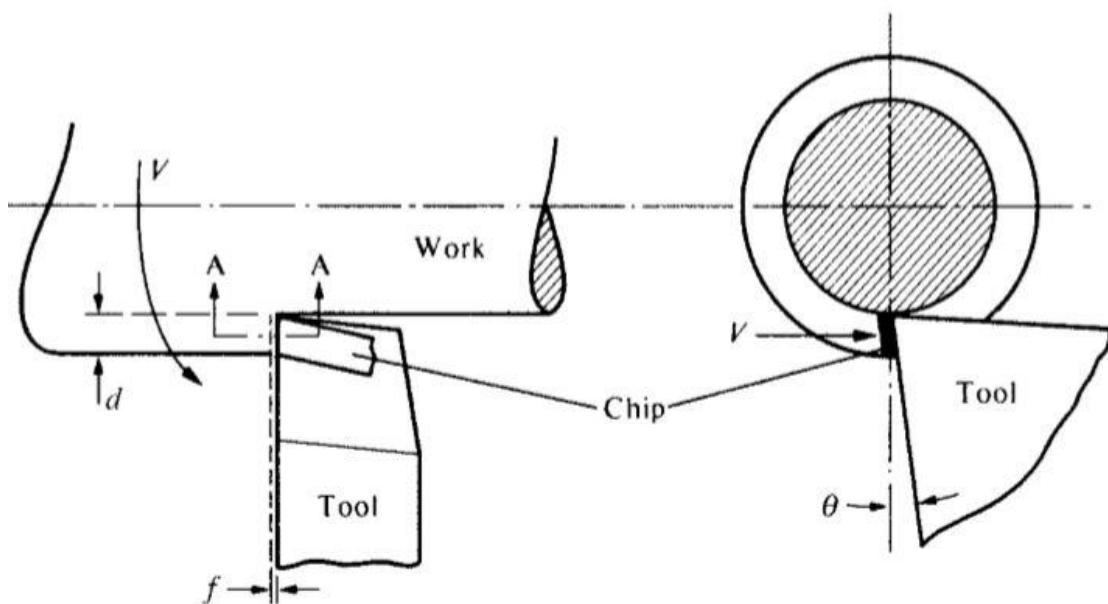


Figura 15 - Vista superior e lateral do processo de torneamento [10].

Numa simplificação do processo, denominada *corte ortogonal*, uma representação bidimensional da operação é realizada, onde o sentido de escoamento do cavaco é perpendicular à aresta de corte em todos os pontos ao longo da mesma. Nesta aproximação bidimensional, a

espessura do cavaco não é mais igual ao avanço, e a largura do cavaco não é mais equivalente à profundidade de corte d mostrada na figura 8, no entanto, estas grandezas no corte bidimensional são mostradas na figura 16, que utiliza b para a largura de corte (perpendicular ao plano da folha) e t para a espessura do cavaco indeformado. [10]

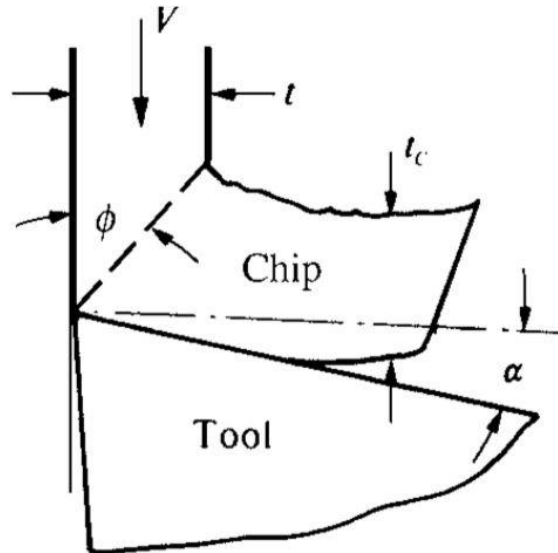


Figura 16 - Representação do corte ortogonal no torneamento [10].

Quando a aresta de corte não é perpendicular ao eixo de trabalho, o ângulo formado entre estas direções é denominado *ângulo de inclinação*. O ângulo de inclinação na figura 15 é 0° , quando o mesmo é diferente de zero, o cavaco muda o sentido de escoamento devido à variação da velocidade de corte e do avanço em cada ponto da largura do cavaco. Quando o sentido de escoamento do cavaco não é perpendicular à aresta de corte, como demonstrado na figura 15, possibilita uma mudança no ângulo de inclinação efetivo da ferramenta, por onde o cavaco escoar [10].

As ferramentas de torneamento costumam ser, em geral, monocortantes. São obtidas por conformação de aços com alto teor de carbono ou aços com alto teor de elementos de liga, conhecidos por *aços rápidos* ou *HSS* do inglês *High Speed Steel*. Elas podem também ser confeccionadas através de um cabo de aço de menor custo, com a ferramenta de corte fabricada através de sinterização de carbonetos e materiais cerâmicos, formando as chamadas pastilhas de *metal duro* (MD) [12].

2.2.2 – Forças de Usinagem

Nas considerações sobre as forças de usinagem, embora as mesmas atuem sobre toda a área da aresta cortante, considera-se que elas atuem sobre um ponto [4].

Nos processos de usinagem por abrasão, como a retífica, a força de usinagem não pode ser referida a uma única aresta cortante, portanto, é considerada a parte ativa do rebolo que tem contato instantâneo com a peça [4].

A força de usinagem pode ser decomposta em componentes em relação ao plano de trabalho e ao plano efetivo de referência, mediante uma decomposição ortogonal do vetor \mathbf{P}_u sobre estes planos [4].

Outras componentes da força de usinagem que não são passíveis de obtenção através da decomposição nestes planos, possuem uma norma especial, que leva em conta considerações tecnológicas e físicas da formação do cavaco [4].

As *forças de usinagem* decompostas sobre o plano de trabalho contribuem para a potência de usinagem, levada em consideração no dimensionamento da potência necessária à máquina operatriz para realizar determinada operação [4].

Estas forças são classificadas como *força ativa*, *força de corte*, *força de avanço* e *força de apoio*, definidas abaixo [4]:

- **Força Ativa (\mathbf{P}_t)** – É a projeção da *força de usinagem* sobre o *plano de trabalho*.
- **Força de Corte (\mathbf{P}_c)** – Esta força é também conhecida como *força principal de corte*, é a projeção da *força de usinagem* sobre a *direção de corte* (dada pela velocidade de corte).
- **Força de avanço (\mathbf{P}_a)** – É a projeção da *força de usinagem* sobre a *direção de avanço*.
- **Força de Apoio (\mathbf{P}_{ap})** – É a projeção da força de usinagem sobre a direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho.

A relação entre a *força ativa*, *força de apoio* e a força de avanço são dadas pelas equações 9 e 10 [4].

$$P_t = \sqrt{P_{ap}^2 + P_a^2} \quad (9)$$

$$P_{ap} = \sqrt{P_t^2 - P_a^2} \quad (10)$$

Onde: P_t – Força ativa
 P_{ap} – Força de apoio
 P_a – Força de avanço

Em operações onde o ângulo de direção de avanço (φ) é igual a 90° , como no torneamento, podem ser utilizadas as equações 11 e 12 [4].

$$P_t = \sqrt{P_c^2 + P_a^2} \quad (11)$$

$$P_c = \sqrt{P_t^2 - P_a^2} \quad (12)$$

Onde: P_t – Força ativa
 P_c – Força de corte
 P_a – Força de avanço

A figura 17 mostra as componentes da força de usinagem decompostas nos *planos efetivo de referência e de trabalho* [4]:

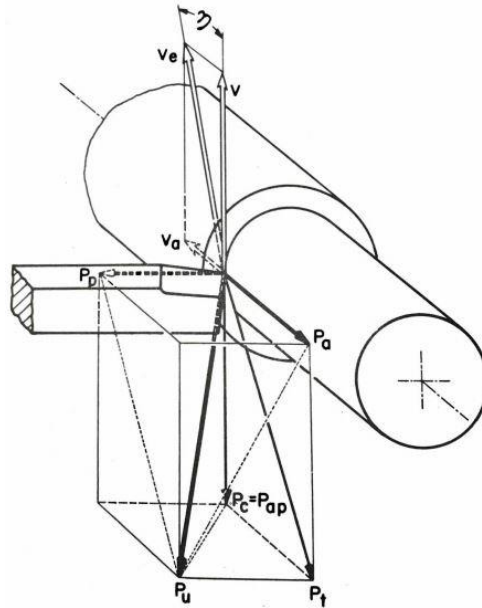


Figura 17 - Componentes da força de usinagem no torneamento [4].

As componentes da *força de usinagem* decompostas no *plano efetivo de referência* não contribuem para o cálculo da potência de usinagem, estão são definidas como [4]:

- **Força de compressão (P_n)** – Projeção da *força de usinagem* sobre uma direção perpendicular à superfície principal de corte.
- **Força passiva (P_p)** – Também conhecida como *força de profundidade*, é a projeção da *força de usinagem* sobre uma perpendicular ao *plano de trabalho*.

As equações 13, 14 e 15 explicitam a relação da força de corte, avanço, passiva, de apoio e usinagem.

$$P_p = \sqrt{P_u^2 - P_t^2} \quad (13)$$

A partir da relação estabelecida pela equação 8, substituindo na equação 12, chega-se à equação 13:

$$P_p = \sqrt{P_u^2 - (P_{ap}^2 + P_a^2)} \quad (14)$$

Nos processos de usinagem onde o ângulo da direção de avanço (ϕ) é igual a 90° , como no torneamento, podemos simplificar a relação para a equação 14, devido ao fato de, neste caso, a força ativa se constituir apenas da soma vetorial das forças de corte e de avanço. [4]

$$P_p = \sqrt{P_u^2 - (P_c^2 + P_a^2)} \quad (15)$$

A força de usinagem total depende de uma série de fatores, tais como [4]:

- Material da peça
- Área da seção de corte
- Espessura de corte
- Geometria da ferramenta e ângulo de posição
- Estado de afiação da ferramenta
- Material da ferramenta
- Condições de lubrificação
- Velocidade de corte

Em geral, a força principal de corte é maior do que as outras duas componentes, porém em algumas situações estas relações podem sofrer variação, dependendo principalmente dos ângulos de posição e dos ângulos da ferramenta [4]. O tipo de comportamento do material usinado também pode alterar a intensidade de cada componente.

De uma maneira alternativa, é possível expressar a força principal de corte através do conceito da pressão específica de corte, que é a força de corte para a unidade de área da seção de corte, explicitado na equação 16 [4].

$$P_c = k_s \cdot s \quad (16)$$

Onde: s – Área da seção de corte
 k_s – Pressão específica de corte

A área da seção de corte é dada pelo produto da profundidade de corte pelo avanço, nas operações de torneamento [4].

Segundo Ferraresi (1970), foram verificados experimentalmente alguns fatores que influenciam a pressão específica de corte, são eles [4]:

- **Material da peça** – Quanto à composição química do material, em geral, para aços, um aumento no teor de carbono tende a aumentar a pressão específica de

corde, por outro lado, um aumento no teor de fósforo possibilita o efeito inverso. A relação entre a resistência mecânica, o grau de recalque, e a pressão específica de corte é dada aproximadamente pela equação 17, abaixo:

$$k_s \cong k_a \tau_r R_c \quad (17)$$

Onde:

- k_s – Pressão específica de corte
- k_a – Constante do material
- τ_r – Tensão de ruptura do material
- R_c – Grau de recalque

Esta equação explicita o fato da pressão específica de corte não ser diretamente proporcional à resistência mecânica do material. Com o aumento da resistência mecânica do material, sua plasticidade tende a diminuir, diminuindo o grau de recalque [4].

- **Seção de corte** – Um aumento na área da seção de corte implica na diminuição da pressão específica de corte, esta diminuição é principalmente verificada com o aumento do avanço, que diminui o grau de recalque. Um aumento na profundidade de corte não costuma alterar a pressão específica de corte, embora aumente a seção de corte. Para pequenas profundidades este efeito é melhor percebido.
- **Geometria da ferramenta** – Quanto maior o ângulo de saída γ , menor a pressão específica de corte. Há de se levar em conta que quando ocorre um aumento no ângulo γ , diminui-se a resistência da ferramenta e aumenta-se sua sensibilidade ao choque.

Quando o ângulo de folga α é muito pequeno, ocorre um aumento do atrito entre a peça e a superfície de corte da ferramenta, aumentando a pressão específica de corte, porém, um aumento exagerado nesse ângulo diminui o ângulo de cunha, diminuindo a capacidade de corte da ferramenta.

A influência do ângulo de inclinação λ ocorre apenas para valores negativos elevados, nestes casos força passiva aumenta consideravelmente, podendo deslocar a ferramenta transversalmente ou fletir a peça em usinagem.

Entre outros fatores que alteram a pressão específica de corte, podemos destacar o estado de afiação da ferramenta, onde dentro do desgaste admissível da ferramenta a força de corte pode chegar a valores 25% superiores; a velocidade de corte, onde um aumento desta causa

uma diminuição da pressão específica de corte; a presença ou não de fluidos de corte, onde a presença dos mesmos em operações a baixas velocidades diminui a pressão específica de corte; e a rigidez da ferramenta, em que um aumento desta diminui a pressão específica de corte [4].

2.3 – Medição das Forças de Usinagem

Na análise da usinagem de metais em termos quantitativos, certas observações podem ser feitas antes, durante e depois da operação. O número de observações possivelmente realizadas durante a operação é limitado. Uma das análises mais importantes durante a operação é a aquisição das componentes da força de usinagem [10].

O instrumento utilizado para aquisição de forças é o dinamômetro, e suas características desejáveis são: *rigidez*, *sensibilidade* e *precisão* [10].

A *sensibilidade* de um instrumento de medição pode ser definida como a razão entre a variação da indicação e a variação da grandeza a ser medida. O aumento da *sensibilidade* não deve ser confundido com o aumento da *precisão* de um aparelho. A *sensibilidade* de um instrumento pode ser aumentada através da amplificação do sinal de saída de um transdutor, porém, no caso de um dinamômetro, podem existir erros devidos à deformação da estrutura do mesmo, bem como a variações não desejadas de temperatura, e estes erros amplificados diminuem a *precisão* do instrumento [4].

A *precisão* de um instrumento de medida é caracterizada como a proximidade do resultado da medição com o verdadeiro valor da grandeza a ser medida, excluindo os erros do padrão ou da grandeza de referência. Esta definição exclui os erros de aferição da medida, quando incluídos os erros de aferição reserva-se o termo *exatidão* [4].

O termo *rigidez* se refere a uma qualidade imprescindível num dinamômetro, pois uma rigidez adequada garante a não-influência ou a diminuição desta pelo próprio instrumento na medida a ser executada. Na medida das componentes das forças no processo de torneamento, a operação de corte não deve sofrer influência pelo deslocamento excessivo do instrumento de medição. Quando esta influência é ínfima, diz-se que o dinamômetro é suficientemente rígido. A alta rigidez implica em uma alta constante de mola k , acarretando uma alta *frequência natural de oscilação* f_n [4]. Esta frequência natural de oscilação é dada pela equação 18.

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (18)$$

Onde: f_n – Frequência natural de oscilação [Hz]
 k – constante de mola [N/m]
 m – Massa [kg]

Quando a constante de mola for alta e a massa não for suficientemente grande, a frequência natural de oscilação do instrumento de medição também será alta, sofrendo pouca ou praticamente nenhuma influência de elementos externos em suas medições [4].

A medida da força de usinagem através de instrumentação pode ser direta ou indireta. A medição indireta é realizada através do deslocamento de molas, podendo ser utilizados princípios mecânicos, pneumáticos, hidráulicos ou elétricos. A medida através de princípios elétricos contempla os métodos de variação da indutância, capacitância ou da resistência elétrica [4].

Já os princípios diretos de medição incluem a magnetoestricção ou magneto-elasticidade e o princípio da piezoelectricidade [4].

É importante salientar que mesmo os dinamômetros projetados com o mais alto nível de qualidade terão pouco valor se o sistema de medição não for preciso ou sensível o bastante, bem como tiver frequência natural de oscilação baixa podendo sofrer influências na medição. Uma característica em comum entre todos os tipos de dinamômetro é um amplificador, que produz o ganho necessário no sinal de saída do transdutor, para que a leitura seja realizada de forma conveniente, sem a interferência de sinais espúrios [10].

Na avaliação experimental das componentes da força de usinagem neste trabalho, foi utilizado um dinamômetro de cristais piezoelétricos, razão pela qual será aprofundada a revisão apenas deste tipo de instrumento.

2.3.1 – Princípio de Medição por Cristais Piezoelétricos

Denomina-se *piezoelectricidade*, a capacidade que certos materiais possuem de se polarizar eletricamente quando submetidos a esforços mecânicos, e de maneira análoga, se deformarem elasticamente caso excitados por uma polarização elétrica [4].

Este efeito foi demonstrado pela primeira vez em 1880 pelos irmãos Pierre e Jacques Curie, porém, sua aplicação prática pioneira ocorreu em 1917, na França, durante a primeira

guerra mundial, por Paul Langevin, no desenvolvimento de um sonar que consistia num transdutor feito de finas camadas de cristais aderidos entre duas chapas de aço e um fone para detectar sinais de reverberação [6].

A polarização é dada pela libertação no cristal de cargas elétricas iguais e contrárias com soma algébrica nula. Os cristais mais sensíveis a esta polarização são [4,6]:

- Quartzo
- Turmalina
- Açúcar de cana
- Sal de Rochele – $\text{NaKC}_4\text{H}_4\text{O}_6 \cdot 4\text{H}_2\text{O}$
- Tartarato de Potássio – $\text{K}_2\text{C}_4\text{H}_4\text{O}_6$
- Titanato de Bário – BaTiO_3

Para a medição dos esforços em usinagem através deste tipo de dinamômetro, cristais piezoelétricos são introduzidos entre partes metálicas, medindo a tensão elétrica gerada durante a aplicação do esforço. Em geral, um invólucro com cristais e pólos é montado na direção do esforço a ser medido, de modo a sofrer a carga, transformando em proporcional tensão elétrica [6].

Os dinamômetros de cristais piezoelétricos, em comparação com os baseados em extensômetros elétricos, ou *Strain Gages*, sofrem menos intrusão de fatores externos em suas medições, por possuírem maior rigidez e serem mais compactos, resultando numa frequência natural mais alta, permitindo a realização de medições em que hajam componentes dinâmicos de força com altas frequências [6].

A utilização de deste dinamômetro não dispensa o uso de amplificadores de sinal, visto que as cargas e conseqüentemente as tensões elétricas geradas são muito baixas. Em geral, são utilizados cabos e amplificadores fornecidos pelo fabricante do dinamômetro, pois estes são muito sensíveis a variações de temperatura e à umidade [6].

A figura 14 mostra o esquema de construção deste tipo de dinamômetro.

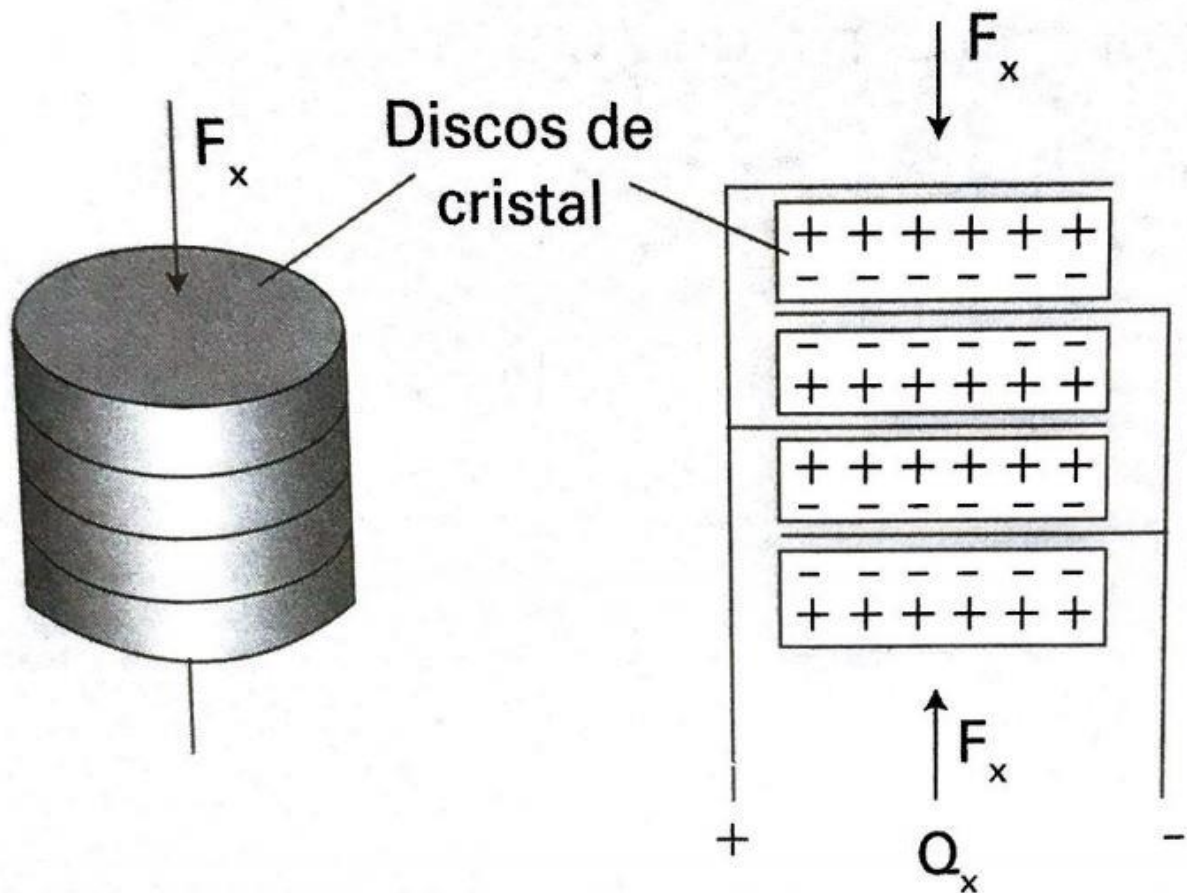


Figura 18 - Esquema de construção de um dinamômetro de cristais piezoelétricos [6].

2.4 – Aços Inoxidáveis Super Duplex

A família de aços duplex (DSS) é composta pelos aços de microestrutura bifásica austeno-ferrítica, com ambas as fases consideradas inoxidáveis por conterem mais de 13% de cromo [2]. Em termos práticos, este termo se refere a ligas onde a ferrita e a austenita estão presentes em frações volumétricas aproximadamente iguais, de aproximadamente 50% cada, em oposição a ligas em que um dos constituintes aparece na forma de pequenos precipitados. A descoberta desta microestrutura foi descrita pioneiramente por Bain e Gritifhs, no ano de 1927, porém, apenas em 1930 este material se tornou disponível para utilização comercial. Este aço foi largamente empregado em aplicações onde eram utilizados os aços inoxidáveis austeníticos, por possuírem vantagens como maior resistência mecânica, superior resistência à corrosão e menor preço, devido aos menores teores de níquel. Foi notado posteriormente que a

utilização dos DSS em ambientes que sofriam com trincamento por corrosão sob tensão apresentava melhor performance que os aços inoxidáveis austeníticos. Nos últimos anos, percebeu-se que os DSS de alta liga possuíam alta resistência à corrosão induzida pela presença de cloretos, tornando-o adequado a aplicações marítimas e petroquímicas. Uma outra grande vantagem é que este material possui baixos teores de carbono e alto teor de nitrogênio, o que aumenta a soldabilidade, facilitando o trabalho à quente [2].

Os aços inoxidáveis super duplex (SDSS) foram desenvolvidos a partir do DSS, sendo considerado um tipo de DSS que por possuir maiores teores de elementos de liga, principalmente o molibdênio, possui uma maior resistência à corrosão por pitting em ambientes com presença de cloretos. Este cálculo da equivalência contra corrosão por pitting é definida por seu PRE (Pitting Resistance Equivalent Number) [2]. Aços DSS possuem PRE maior que 20 e menor que 40, já os SDSS possuem PRE maior que 40 [2]. A equação 19 mostra como é feito o cálculo do PRE em função de certos elementos de liga [2].

$$PRE = \% Cr + 3,3 \% Mo + 16 \% N \quad (19)$$

As principais características do aço inoxidável super duplex são [1]:

- Alta resistência mecânica
- Alta resistência à corrosão por fadiga e erosão
- Elevada resistência à corrosão em ambientes com cloretos
- Elevada resistência à fadiga
- Baixa condutividade térmica, embora maior do que nos aços austeníticos
- Alta tenacidade ao impacto
- Comportamento magnético

Os aços inoxidáveis duplex e consequentemente os super duplex, em relação aos aços inoxidáveis austeníticos possuem diversas vantagens, são elas [1]:

- Maior resistência à corrosão sob tensão em ambientes com cloretos
- Maior resistência à corrosão por pitting

- Tensão de ruptura maior do que o dobro, possuindo em média metade do teor de níquel, tornando-se uma opção economicamente mais viável

Existe uma limitação com relação à aplicação dos aços DSS e SDSS com relação à temperatura. É sugerido que as temperaturas de operação em componentes destes aços não superem 315°C pois a fase ferrítica presente sofre fragilização dos 475°C. Existem estudos que aconselham que não se ultrapasse a temperatura de 280°C, já outros citam que a temperatura limite de trabalho é de 250°C. Para o trabalho em baixas temperaturas, recomenda-se que não se ultrapasse -40° C, devido ao comportamento de transição dúctil-frágil da ferrita [1]. Além disso, se não respeitado o limite superior de temperatura, pode ocorrer a formação de fases secundárias, que são deletérias tanto às propriedades mecânicas quanto a de resistência à corrosão do material [2].

2.4.1 – Efeito dos Elementos de Liga nos Aços Inoxidáveis

Abaixo segue uma breve explicação sobre os efeitos de cada elemento de liga nos aços inoxidáveis [1]:

- **Cromo (Cr)** -A resistência à corrosão de um aço inoxidável está intimamente ligada ao teor de Cromo no material, o cromo livre combina-se com o oxigênio, formando uma película passiva de óxido de cromo.
- **Níquel (Ni)** – É um elemento estabilizador de austenita, aumenta a ductilidade da liga. Aumenta a proteção contra corrosão somente junto com o cromo. Torna o aço não magnético.
- **Molibdênio (Mo)** – Estabiliza o filme de passivação sob presença de cloretos quando ligado ao cromo. É um elemento importantíssimo na proteção contra corrosão por pitting
- **Carbono (C)** – Aumenta a resistência mecânica da liga, com aumento de dureza e da fragilidade. Atua como elemento gamageno, assim como o níquel.
- **Titânio (Ti)** e **Nióbio (Nb)** – Formam carbonetos preferenciais relação ao Cromo, evitando a sensitização em aços inoxidáveis austeníticos.

- **Tungstênio (W)** – Melhora a resistência à corrosão por pitting da liga. Quando adicionado em teores de 1 a 3 %, melhora o comportamento do aço inoxidável quanto ao surgimento da fase σ .
- **Nitrogênio (N)** – Junto com o cromo e o molibdênio, propicia grande proteção contra corrosão. Teores de 0,1 a 0,3 % deste elemento aumenta significativamente a proteção contra corrosão por pitting.

2.4.2 – Fases Secundárias nos Aços Inoxidáveis

Em altas temperaturas, os aços inoxidáveis podem vir a formar fases secundárias que prejudicam sua integridade mecânica ou contra proteção à corrosão, por isto é muito importante que haja uma refrigeração adequada nos processos de usinagem. [1]

As principais fases formadas são enunciadas a seguir [2]:

- σ – A precipitação da fase sigma ocorre mais frequentemente nos SDSS do que nos DSS, visto que o cromo, níquel e molibdênio são ricos nesta fase e os SDSS possuem maiores teores destes elementos. É uma fase altamente deletéria nos aços inoxidáveis pois diminui catastroficamente a tenacidade e a resistência à corrosão destes materiais. Esta fase costuma surgir nos contornos das fases austenita/ferrita, causando aumento da resistência mecânica e dureza, porém, diminuindo bastante a tenacidade à fratura e a ductilidade. É uma fase extremamente dura e frágil, e por ser rica em cromo, causa um efeito de depleção semelhante ao da sensitização nos aços inoxidáveis austeníticos, diminuindo severamente a resistência à corrosão do material. Estudos demonstram que uma quantidade de apenas 1% desta fase causa uma queda de aproximadamente 50 % na tenacidade ao impacto.
- α' – A precipitação desta fase é a principal responsável pela fragilização aos 475°. Esta fase é responsável pelo aumento da temperatura de transição dúctil-frágil, aumento exagerado da dureza e do limite de escoamento com respectiva diminuição na tenacidade ao impacto e na ductilidade. O surgimento desta fase ocorre na segregação da ferrita delta em dois compostos. O primeiro composto

é a α , rico em ferro e magnético, o segundo é a α' , rico em cromo e não-magnético.

- **Nitretos de Cromo** – Em aços inoxidáveis com alto teor de nitrogênio, na faixa de 700 a 900° C, devido a supersaturação de nitrogênio na ferrita, esta fase costuma surgir nos contornos δ - δ ou δ - γ , quando ocorre rápido resfriamento da solução inicialmente em alta temperatura. Esta fase influencia negativamente a proteção contra corrosão por pitting.
- γ_s – A fase *Austenita Secundária* ocorre em uma ampla faixa de temperaturas através da decomposição de ferrita em austenita, ocorrendo porque o aço inoxidável duplex é temperado em altas temperaturas, zona em que a quantidade de ferrita delta é maior. Quando a temperatura é muito alta, a ferrita delta pode se transformar diretamente em austenita. Além deste mecanismo, esta fase pode surgir de uma reação eutética, precipitação de *Widmannstätten* ou cisalhamento martensítico.
- χ – A precipitação da fase *Chi* pode ocorrer entre 700 e 900° C, embora seja menos comum que a fase sigma. A precipitação desta fase piora a tenacidade e a resistência à corrosão. Devido ao fato de aparecer em geral em conjunto com a fase sigma, seus efeitos são difíceis de distinguir.
- **R** – Esta fase aparece tanto em DSS quanto em SDSS. É uma fase intermetálica rica em Molibdênio. Seu surgimento diminui a tenacidade e abaixa a temperatura crítica à corrosão por pitting. Pode ser intergranular ou intragranular, sendo a primeira responsável por maior efeito na corrosão por pitting.
- **II** – Precipita no meio dos grãos e semelhante à fase R, prejudica o comportamento na corrosão por pitting em materiais aquecidos a 600° C.
- **Carbonetos** – Precipitam entre 950 e 1050° C, porém, seus efeitos são mais pronunciados em DSS do que nos SDSS, devido ao fato de que os SDSS possuem menor teor de carbono. O surgimento de carbonetos compromete a resistência mecânica, ao aumentar a dureza diminuindo a tenacidade ao impacto.

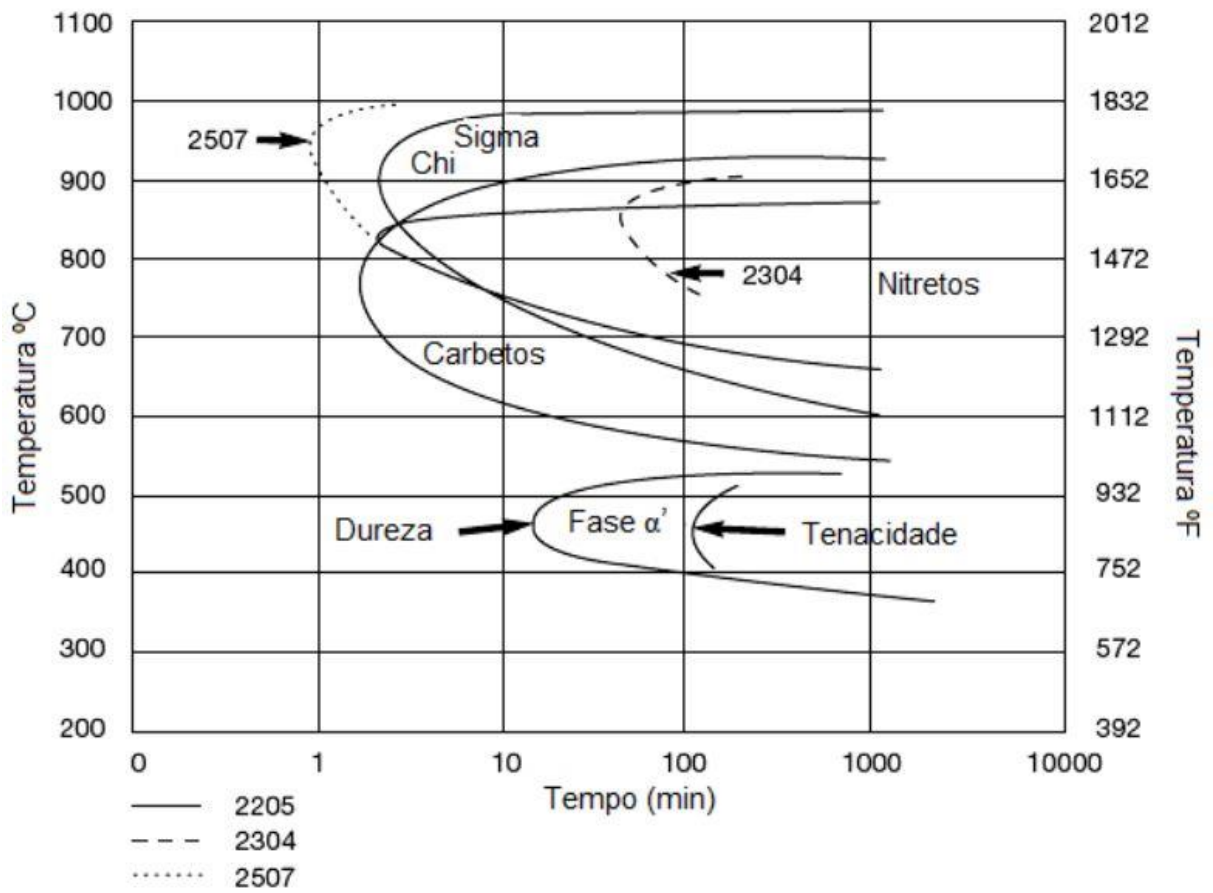


Figura 19 - Diagrama TTT das fases secundárias em aços inoxidáveis [14].

2.4.3 – Usinabilidade dos Aços Inoxidáveis Super Duplex

A usinabilidade de um material é definida basicamente em termos de quatro fatores [15], são eles:

- Acabamento e integridade da superfície usinada
- Vida da ferramenta
- Força e potência requeridas para a operação
- Nível de dificuldade no controle do cavaco

Com isso, um material de boa usinabilidade tende a produzir superfícies íntegras e bem-acabadas, com uma longa vida da ferramenta, gerar pequenas forças de usinagem na ferramenta com conseqüente pequena potência consumida para a realização da operação e fornecer um bom nível de controle do cavaco [15].

Uma alta usinabilidade é um requisito que os fabricantes buscam em seus materiais, pois esta implica diretamente em sua produtividade [2]. O termo usinabilidade é demasiadamente amplo, a começar pelo número de operações de usinagem possível, cada uma com suas particularidades, como o torneamento, fresamento, rosqueamento, entre outros [2].

A usinabilidade é fortemente afetada pelas características do material da peça a ser usinada, tais como [3]:

- **Dureza e resistência mecânica** – Baixos valores de dureza e resistência mecânica, porém não tão baixos para que não ocorra a formação da APC.
- **Ductilidade** - Baixos valores de ductilidade, formam cavacos curtos. Por outro lado, o abaixamento da ductilidade se configura como um aumento da dureza.
- **Condutividade térmica** – Uma alta condutividade térmica do faz com que o calor seja eliminado rapidamente pela região de corte, assim a ferramenta dissipa menos calor, diminuindo o desgaste
- **Taxa de encruamento** – Quanto mais alta for a susceptibilidade de endurecimento por deformação plástica, maiores as forças de corte e mais difícil a obtenção de boa qualidade superficial.

Em geral, as classes de aços inoxidáveis possuem grandes diferenças em seus respectivos comportamentos na usinagem. Os aços austeníticos possuem baixa usinabilidade, com alta possibilidade de ocorrer vibrações induzidas no processo, necessitando de ferramentas com alta rigidez. Aços ferríticos, dentre a classe dos inoxidáveis, são os que possuem maior usinabilidade, não havendo grandes problemas na operação. Já os martensíticos são altamente abrasivos, tendem a formar arestas postiças de corte e as ferramentas para este tipo de material devem possuir alta dureza à quente e alta resistência ao desgaste de cratera [15].

A adição de inclusões não metálicas como o enxofre, melhora a usinabilidade de aços inoxidáveis duplex, por outro lado, a adição deste elemento piora as características mecânicas e em relação à resistência contra a corrosão destes materiais. Em suma, um aço otimizado para usinagem dificilmente possuirá propriedades mecânicas e contra a corrosão muito nobres, e vice-versa [2].

De uma maneira geral, aços inoxidáveis possuem características em usinagem bem diferentes de outros tipos de aços, principalmente caracterizadas por [1]:

- Altas taxas de encruamento, induzindo modificações mecânicas durante o processo de usinagem, bem como heterogeneidades superficiais, levando à formação instável de cavacos e vibrações.
- Baixa condutividade térmica, de aproximadamente $\frac{1}{4}$ do aço carbono comum, o que concentra o calor na ferramenta, principalmente nas arestas de corte.
- Alta resistência à fratura, com difícil quebra de cavacos e elevação da temperatura, tendo como consequência uma baixa qualidade superficial.
- Formação de arestas postiças de corte (APC), que diferente da usinagem dos aços convencionais, pode surgir em altas velocidades de corte, devido à alta resistência à fratura aliada a altas taxas de encruamento.
- Altas forças de corte, levando a um desgaste prematuro da ferramenta. Por vezes o próprio material da ferramenta é arrancado.
- Alto coeficiente de dilatação térmica, levando a um indevido controle de qualidade superficial micro e macrogeométrica.

Problemas recorrentes na usinagem destes materiais são: longos cavacos, baixas velocidades de corte, desgaste da ferramenta com conseqüente acabamento superficial ruim [1].

As dificuldades de se usinar um SDSS são maiores ainda, visto que a usinabilidade de um material é frequentemente comparada com seu PRE. Devido à grande quantidade de austenita, nitrogênio e outros elementos de liga, faz com que a usinabilidade deste material piore rapidamente. Outro fator para a baixa usinabilidade é a estrutura bifásica aleatoriamente distribuídas, onde cada uma contribui de maneira diferente para a formação do cavaco [1].

As principais características dos aços inoxidáveis super duplex em usinagem são [3]:

- Formação de cavacos resistentes e abrasivos para a ferramenta
- Altas forças de corte
- Possível lascamento da ferramenta por impacto de cavacos
- Alto desgaste da ferramenta
- Baixa usinabilidade devido ao alto PRE
- Estrutura bifásica que induz vibrações
- Cavacos longos

Os aços inoxidáveis super duplex são produzidos com o mínimo teor de enxofre possível, com isto, este material não recebe tanto auxílio deste elemento como quebra-cavacos. Em outros aços inoxidáveis, o enxofre se combina com o manganês formando um composto

denominado sulfeto de manganês, diminuindo o coeficiente de atrito e aumentando a usinabilidade das ligas. Sem este composto, a fricção pode ser excessiva, gerando elevada quantidade de calor no processo, o que causa deformações plásticas e craterizações severas [3].

As pressões específicas de corte também são maiores no SDSS, pois eles possuem maior tensão de escoamento e maior tensão de ruptura, exigindo máquinas e maior potência e maior rigidez na fixação de ferramentas à peça para diminuir a tendência a vibrações. As combinações destes efeitos indesejados na usinagem do SDSS geram diferentes mecanismos de desgaste, como aderência, difusão e abrasão, que ao longo do tempo se traduzem em desgaste de cratera, desgaste de entalhe, desgaste flanco e aresta postiça de corte descritos a seguir [3]:

- **Desgaste de cratera** (Figura 20) – Devido ao mínimo teor de enxofre presente do SDSS, a contribuição deste elemento para a quebra do cavaco é ínfima. Em outros tipos de aços inoxidáveis, o maior teor de enxofre e manganês permitem a formação de sulfeto de manganês, que atua como quebra cavacos, diminuindo o coeficiente de atrito e aumentando a usinabilidade do material. Na ausência destas partículas, o atrito é aumentado e conseqüentemente a temperatura também, aumentando a deformação plástica e o desgaste de cratera.
- **Desgaste de entalhe** (Figura 21) – O desgaste de entalhe surge nas regiões que coincidem com as laterais do cavaco. Esta forma de desgaste é frequentemente tratada como um mecanismo que ocorre, na maioria das vezes, relacionado a materiais resistentes em altas temperaturas. Na usinagem do SDSS, o contato da ferramenta com as rebarbas do corte altamente encruadas criam um efeito de desgaste de entalhe na ferramenta.
- **Aresta postiça de corte** (Figura 22) – A formação da APC é devida ao acúmulo de material encruado da peça na superfície de saída da ferramenta. Sua aparição decorre de determinadas condições de corte, principalmente da velocidade de corte. A literatura sugere que o surgimento da APC ocorra em baixas velocidades, porém, alguns aços inoxidáveis, como o SDSS podem formá-la em outras faixas de velocidades mais elevadas. O principal mecanismo de formação da APC é denominado *attrition*, que envolve os fenômenos de aderência e arrastamento.
- **Desgaste de flanco** (Figura 23) – Devido ao fato de a APC ser instável, quando a mesma tem fragmentos removidos, estes podem, além de arrastarem-se sobre

a superfície de saída, levar consigo partículas da aresta cortante, fazendo surgir o desgaste de flanco.



Figura 20 - Desgaste de cratera [21].



Figura 21- Desgaste de entalhe [21].



Figura 22 - Aresta postiça de corte [21].



Figura 23 - Desgaste de flanco [21].

2.4.4 – Encruamento Superficial

Os aços inoxidáveis super duplex apresentam alto nível de endurecimento por deformação plástica, principalmente devido à fase austenítica presente. Nos aços inoxidáveis

puramente austeníticos, o aumento de dureza do material não ocorre somente por encruamento, mas também ao surgimento da chamada *martensita induzida por deformação* [16].

Quando um material possui alta taxa de encruamento, sua resistência mecânica tende a aumentar devido à deformação plástica. O encruamento é devido ao aumento da densidade de discordâncias induzido por deformação plástica. No caso da usinagem, a deformação plástica causada no momento imediatamente anterior ao cisalhamento do material faz a dureza superficial da peça aumentar, criando a necessidade de maiores esforços de corte para remover material no próximo ciclo [3].

Na usinagem de aços austeníticos e duplex, incluindo os super duplex, o atrito entre a ferramenta e a peça produz elevadas forças de corte, que elevam a temperatura. Este fato combinado com a baixa condutividade térmica do material, contribuem para o aquecimento da superfície de usinagem, aumentando a dureza por deformação plástica [17].

A presença de nitrogênio facilita o encruamento da fase austenítica, devido ao alto percentual deste elemento nos materiais descritos, é sugerido utilizar ferramentas com ângulo de saída positivo, preferencialmente com cobertura de nitreto de titânio (TiN), para minimizar o atrito ferramenta-peça na operação. [17]

Num determinado estudo, Saoubi (1994, apud JESUS, p.51) analisou as durezas superficiais através ensaios de microdureza pós usinagem de aço inoxidável austenítico e duplex. Foi verificado através da taxa de severidade, que relaciona a variação da dureza com a dureza inicial na escala Vickers, que os austeníticos encruaram mais que os duplex. Os duplex demonstraram menor encruamento devido à presença de fase ferrítica, porém também sofreram encruamento devido à fase austenítica. A taxa de severidade para os aços austeníticos foi de 0,8 e para os duplex de 0,6 [18].

Num estudo realizado por Gravalos, após o torneamento de um aço inoxidável super austenítico foram medidas as microdurezas desde a superfície até 2 mm de profundidade no substrato do corpo de prova. Nesta análise, verificou-se que na superfície a peça sofreu um alto grau de encruamento, com picos severidade de até 0,8. No entanto, realizando-se a média destas aferições, obteve-se uma severidade de 0,45 [17].

A figura 23 mostra o gráfico obtido na análise:

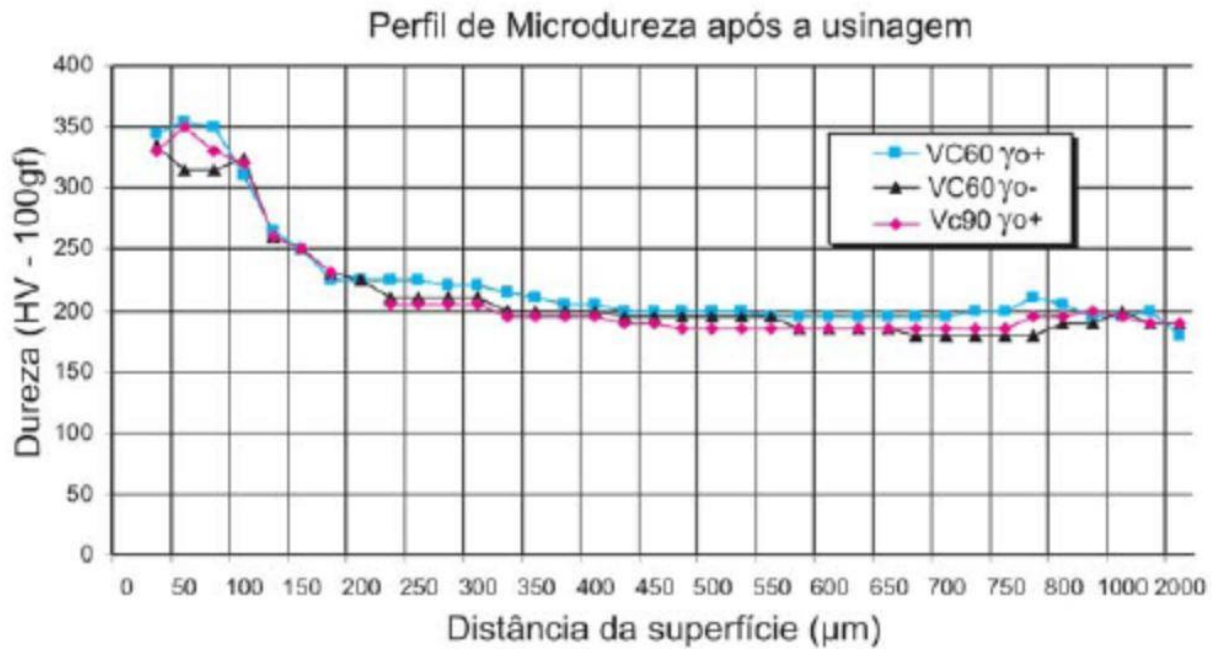


Figura 24 - Perfil das microdurezas em função da distância à superfície [17].

Capítulo 3

Materiais e Métodos

A análise experimental deste trabalho ocorreu da maneira descrita no presente capítulo. Todos os passes de torneamento foram executados utilizando a mesma rotação e profundidade de corte, variando os avanços. Para cada superfície a ser usinada foi utilizado um avanço diferente, mantendo os demais parâmetros constantes.

Além da aquisição destas forças, devido ao fato deste material apresentar alta capacidade de endurecimento por deformação plástica (encruamento), no Laboratório de Materiais (LAMAT) do CEFET/RJ foram verificadas as durezas superficiais nas quatro superfícies usinadas através de ensaio de dureza *Rockwell A*.

3.1 – Aço Inoxidável Super Duplex UNS S32750

O material utilizado no experimento foi o aço inoxidável super duplex UNS S32750 em forma de barra de seção transversal circular com canais separando as superfícies a serem usinadas no teste. As tabelas 1 e 2 especificam os teores de elementos de liga médios estimados em sua composição, assim como as propriedades mecânicas esperadas, utilizando como fonte as tabelas da *Villares Metals* [19] e da *Multi Alloys*. [20].

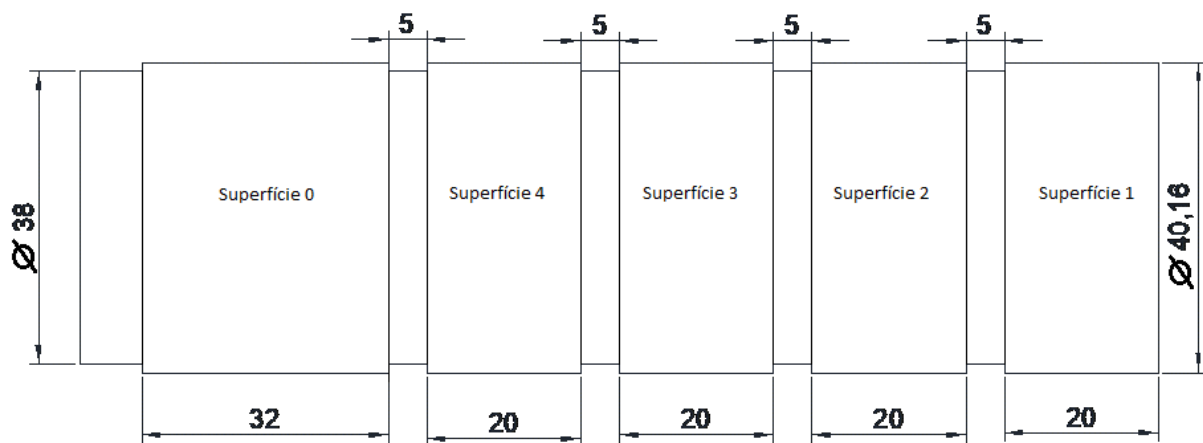
Tabela 1 – Teores médios dos elementos de liga do SDSS UNS S32750. [19]

| C % | Mn % | Cr % | Ni % | Mo % | W % | Si % | N % | P % | S % |
|--------------|------|-------|------|------|-----|-----------|------|--------------|--------------|
| Máx. 0,03 | 1,20 | 24,75 | 6,70 | 4,00 | - | ≤ 0,80 | 0,28 | 0,035 Máx | 0,020 Máx |

Tabela 2 – Propriedades Mecânicas do SDSS UNS S32750. [20]

| Propriedades Mecânicas do SDSS UNS 32750 | | |
|--|----------------------------|------------------------|
| Limite de resistência à tração (MPa) | Limite de escoamento (MPa) | Alongamento mínimo (%) |
| 900 | 393 | 25 |

A figura 25 mostra um esboço do corpo de prova que foi usinado, com as dimensões iniciais da peça.

**Figura 25** - Corpo de prova a ser usinado com as dimensões iniciais. (Unidades em mm)

3.2 – Torneamento

Para a execução dos ensaios das forças de usinagem, foi utilizado um torno mecânico paralelo existente no Laboratório de Pesquisa em Usinagem do CEFET/RJ (LABUS), da marca NARDINI, do modelo Mascote MS 205.

A operação de torneamento foi realizada com porta ferramenta modelo Screw-on SCSP 45°, utilizando pastilhas de metal duro DCMT11T304-LF KC5010 da *Kennametal* [21].

A figura 26 mostra imagens da pastilha de metal duro, enquanto a tabela 3 traz informações acerca dos parâmetros da ferramenta [21]. As figuras 27 e 28 mostram uma visão geral do torno do LABUS e uma fotografia da operação realizada.

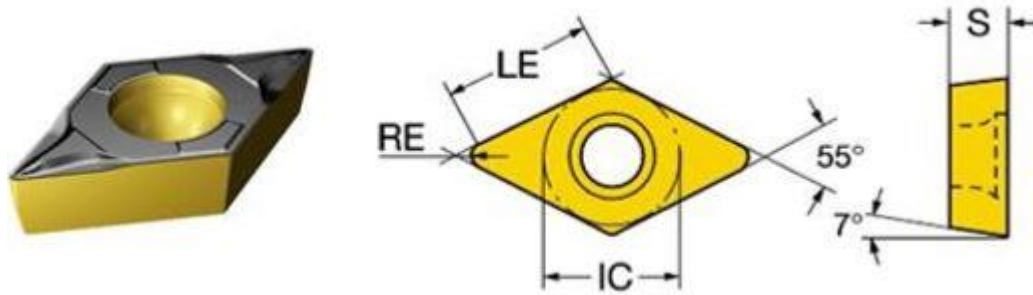


Figura 26 - Pastilha de Metal Duro *Kennametal* modelo DCMT11T304-LF KC5010 [21].

Tabela 3 – Parâmetros do inserto de metal duro [21].

| Tipo de operação | Acabamento |
|---|---|
| Diâmetro do círculo inscrito | 9,525 mm |
| Comprimento efetivo da aresta de corte (LE) | 11,228 mm |
| Raio de ponta (RE) | 0,397 mm |
| Espessura da pastilha (S) | 3,969 mm |
| Revestimento | CVD Ti(C,N)+Al ₂ O ₃ +TiN |

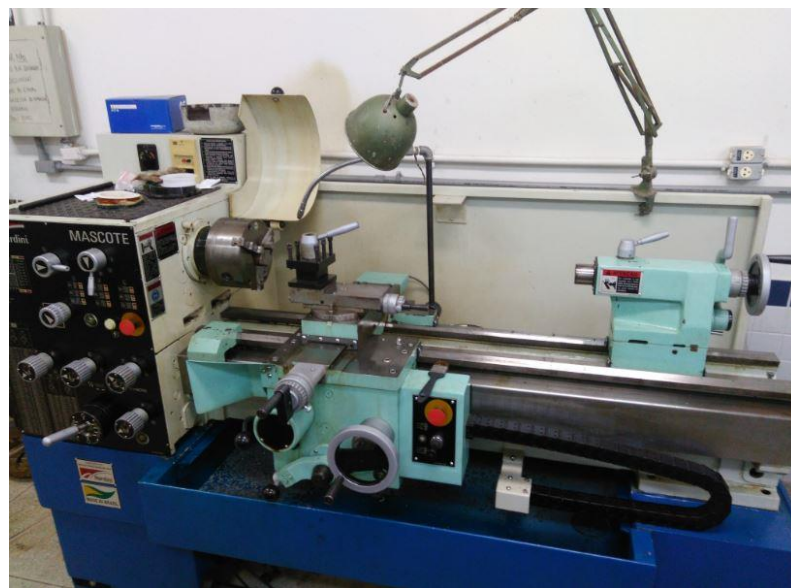


Figura 27 - Visão geral do torno mecânico paralelo do LABUS.



Figura 28 – Torneamento para aquisição das forças de corte no LABUS.

Para a realização da análise das forças de corte, das 5 superfícies do corpo de prova demonstradas na figura 25, a superfície 0 foi a única não usinada, para as demais superfícies, foi mantida a rotação de máquina em 800 rpm, a profundidade de corte em 0,25 mm e, devido a esta rotação e os diâmetros apresentados (considerados constantes mesmo com pequenas variações), a velocidade de corte de $v_c = 100 \text{ m/min}$ considerada constante.

Cada superfície foi usinada com um avanço, e conseqüentemente uma velocidade de avanço diferente. Desta forma, a tabela 4 fornece os parâmetros de usinagem de acordo com cada superfície da peça.

Tabela 4 - Parâmetros de usinagem utilizados nos testes.

| Superfície | Rotação [rpm] | Profundidade de corte [mm] | Avanço [mm/rotação] |
|------------|---------------|----------------------------|---------------------|
| 0 | Não usinada | Não usinada | Não usinada |
| 1 | 800 | 0,25 | 0,116 |
| 2 | 800 | 0,25 | 0,223 |
| 3 | 800 | 0,25 | 0,297 |
| 4 | 800 | 0,25 | 0,490 |

3.3 – Aquisição das forças de usinagem

A aquisição das forças de usinagem no torneamento foi realizada através de um dinamômetro de cristais piezoelétricos KISTLER aliado a uma unidade de controle com filtro de passa-baixa e um amplificador de sinais em conjunto com uma placa de aquisição de dados. A visualização destas forças em tempo real foi obtida através do *software* “*Labview Signal express 2011*”, que gerou gráficos da variação destas forças durante as operações de torneamento no Laboratório de Pesquisa em Usinagem (LABUS) do CEFET/RJ.

O dinamômetro KISTLER modelo 9257BA possui a vantagem de possuir rigidez muito alta, o que combinado com uma massa relativamente baixa fornece uma frequência natural demasiadamente alta, diminuindo bastante a possibilidade de interferência nas aquisições devido à ressonância com outros equipamentos ou até mesmo devido às oscilações da rede elétrica. As oscilações da rede elétrica exercem alguma interferência, porém, com o filtro de passa-baixa presente na unidade de controle (apresentada posteriormente) o nível de sinais espúrios diminui muito, pois este filtro elimina sinais acima de 200 Hz, magnitude abaixo da frequência natural deste dinamômetro, de 2 kHz para F_x e F_y e 3,5 kHz para F_z [22].

O dinamômetro mede dinamicamente as 3 componentes ortogonais F_x , F_y e F_z das forças de usinagem, podendo ser utilizado para aquisições das forças em torneamento, fresamento, retificação e outras operações de usinagem. Nas operações de torneamento, as componentes F_x , F_y e F_z são as forças de avanço, passiva e principal de corte respectivamente [22].

As medições das forças de usinagem ativas ocorrem independentemente do ponto de aplicação das mesmas, podendo ser aquisitados tanto o valor médio quanto as variações dinâmicas destas forças [22].

O princípio de funcionamento deste dispositivo são o recebimento da força em sua parte superior (*Top Plate*) e a distribuição destes esforços para quatro sensores de três componentes arranjados entre sua espessura. Cada um destes sensores possui três pares de placas com cristais de quartzo, material piezoelétrico que, quando deformado, transmite um sinal elétrico de saída, uma corrente de baixa intensidade, necessitando amplificação posterior com o auxílio da unidade de controle, que converte esta corrente em tensão elétrica. Destes três pares de placas de quartzo, uma é sensível na direção Z e as outras duas ao cisalhamento nas direções X e Y [22]. A figura 29 mostra uma imagem deste dinamômetro.



Figura 29 - Dinamômetro KISTLER de cristais piezoelétricos modelo 9257BA [23].

A unidade de controle KISTLER modelo 5233A1 é um equipamento portátil de utilização simples que trabalha em conjunto com o dinamômetro. O dispositivo possui um filtro de passa-baixa, filtrando sinais acima de 200 Hz (Frequência de corte de aproximadamente 200Hz) e amplificador de sinais, visto que o sinal de saída do dinamômetro é ínfimo. Esta combinação permite que a medida da força, transformada em sinal elétrico seja visualizada após passar por uma conversão analógica/digital num computador, com a presença de sinais espúrios (ruídos) bastante diminuída, num nível em que não afete a interpretação correta dos resultados de medição. Os fundos de escala possíveis com esta unidade de controle são de 500N, 1kN, 2kN e 5kN nas direções passiva e de avanço. Já na direção principal de corte os fundos de escala são 1kN, 2kN, 5kN e 10kN, pois na maioria dos casos a força principal de corte é a de maior intensidade. Este aparelho também possui um detector de sobrecarga, ou seja, quando o sinal de saída for maior do que o esperado, seja por uma má configuração na conversão das escalas de Volt para Newton ou por uma carga maior do que a esperada na operação, uma luz de LED acende, avisando ao operador para consertar o erro [24]. A figura 30 mostra a unidade de controle utilizada no experimento.

Foi utilizada uma placa de Aquisição de dados (Figura 31) da empresa NATIONAL INSTRUMENTS modelo NI USB-6221 com 8 canais, 16 bits e taxa de aquisição de dados de 250 kS/s (*kilo Samples per second*), isto quer dizer que este dispositivo consegue adquirir 250 mil amostras por segundo da grandeza a ser medida. Este aparelho é necessário para converter o sinal analógico (constante no tempo) em uma grandeza digital (quantizada no tempo) para a adequada visualização em software específico (LabView Signal Express 2011) [25].

Para o cálculo da taxa adequada de aquisição de dados no torneamento deve ser utilizada a rotação do torno, e o número de aquisições por segundo que se deseja.

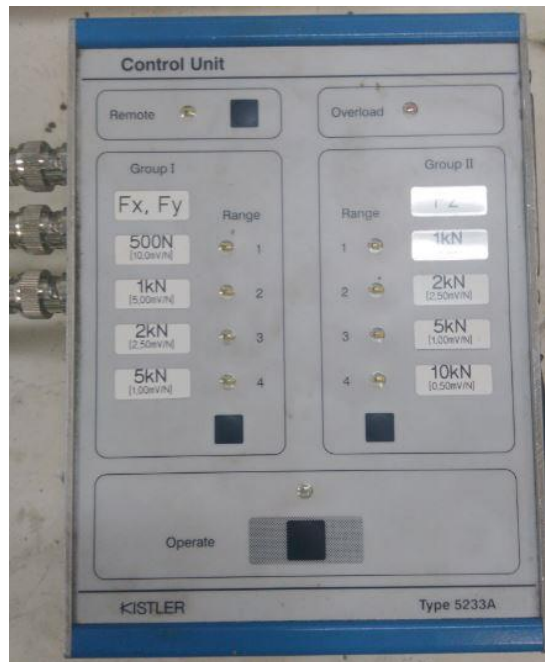


Figura 30 - Unidade de controle KISTLER modelo 5233A1.

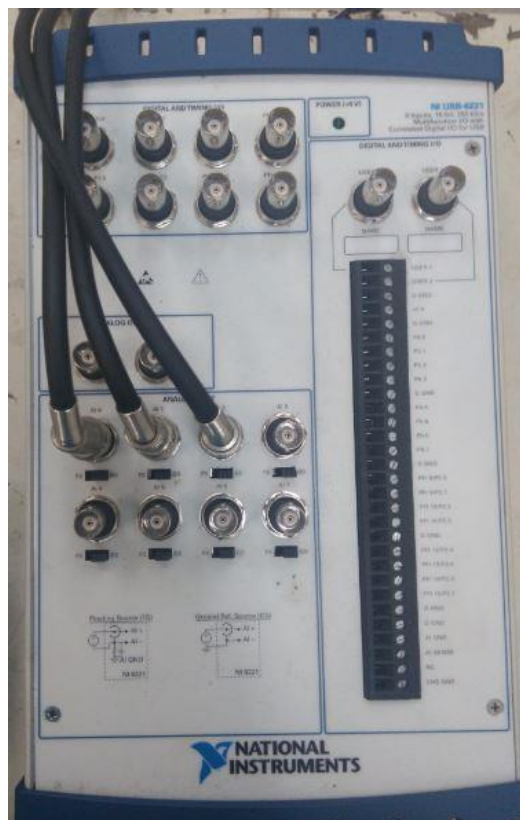


Figura 31 - Placa de aquisição de dados NI USB-6221.

3.4 – Ensaio de Dureza

Devido à alta capacidade de encruamento do material testado, foi verificada a ocorrência de encruamento superficial na condição pós-usinada do material. Os ensaios foram feitos no Laboratório de Materiais do CEFET/RJ (LAMAT).

O durômetro utilizado é da marca alemã INSTRON WOLPERT (Figura 32), com possibilidade de ensaios de dureza Rockwell, Vickers e Brinell, dependendo da carga de ensaio e do tipo de indentador.

No presente trabalho, foram realizadas medições de dureza na escala Rockwell A, com penetrador de cone de diamante nas quatro superfícies usinadas para compará-las com o valor na condição não usinada.



Figura 32 - Durômetro INSTRON WOLPERT durante um ensaio de dureza Rockwell.

Capítulo 4

Resultados e Discussão

4.1 – Análise das Forças de Usinagem

A determinação dos esforços de corte em processos de usinagem possui amplo interesse, tanto para detecção das faixas ideais de velocidade de corte quanto no desenvolvimento de melhores ferramentas, para a fabricação de peças em materiais de baixa usinabilidade, como é o caso dos aços inoxidáveis super duplex. Além disso, a amplitude destas forças está diretamente ligada ao desgaste da ferramenta e à obtenção de tolerâncias macro e microgeométricas adequadas [4].

Na tabela 5 são explicitados os valores médios das forças com os respectivos desvios padrão absolutos e percentuais das amostras, com o respectivo número de pontos utilizados na amostragem. Nesta seção do trabalho, os gráficos plotados pelo *software Origin Pro 8* a partir das tabelas geradas pelo *software Labview Signal Express 2011* são apresentados ao mesmo tempo em que são discutidas as possíveis explicações para os efeitos percebidos nos testes.

Na realização dos testes, antes de iniciar a usinagem das superfícies, foi verificado que o dinamômetro já detectava um carregamento no momento do tangenciamento, portanto, para verificar o esforço real de corte, foram subtraídos os valores médios das indicações antes da usinagem do valor da média da força durante a usinagem. Como o desvio padrão das indicações antes da usinagem foram menores que 10% dos desvios padrão das indicações durante a usinagem, eles foram desprezados, assim, os desvios padrão considerados foram somente devidos ao período em que as superfícies foram usinadas.

Tabela 5 – Média e desvio padrão das forças de usinagem aquisitadas no teste.

| Avanço [mm/rotação] | Número de aquisições na amostragem | Forças de Usinagem | Componente da Força Média [N] | Desvio Padrão Absoluto | Desvio Padrão Percentual |
|----------------------------|---|---------------------------|--------------------------------------|-------------------------------|---------------------------------|
| 0,116 | 13528 | Corte | 89,60 | 11,60 | 12,95% |
| | | Passiva | 121,60 | 10,80 | 8,88% |
| | | Avanço | 30,60 | 5,23 | 17,09% |
| 0,223 | 6787 | Corte | 108,40 | 16,10 | 14,85% |
| | | Passiva | 146,10 | 9,38 | 6,42% |
| | | Avanço | 27,70 | 7,13 | 25,74% |
| 0,297 | 5051 | Corte | 107,40 | 15,60 | 14,53% |
| | | Passiva | 158,00 | 10,40 | 6,50% |
| | | Avanço | 13,50 | 9,27 | 68,66% |
| 0,490 | 2885 | Corte | 84,00 | 12,50 | 14,88% |
| | | Passiva | 164,60 | 17,90 | 10,87% |
| | | Avanço | 0,60 | 6,29 | 1048,30% |

Em geral, a força principal de corte costuma possuir a maior magnitude dentre os esforços de usinagem, porém, como verificado neste trabalho, o aço inoxidável super duplex possui comportamento altamente não-linear, o que pode alterar as relações entre estas forças. O gráfico da figura 33 mostra em esquema bastante simplificado como variaram as forças médias aquisitadas em função do avanço utilizado (0,116; 0,223; 0,297 e 0,490 mm/rotação).

Dentre todos os desvios padrão citados na tabela, nota-se claramente que o desvio padrão percentual da força de avanço para o avanço de 0,490 mm/rotação é muito discrepante dos demais. Provavelmente ocorreu um deslocamento da ferramenta neste passe de usinagem que impossibilitou a aquisição correta desta componente da força de usinagem nesta condição de avanço, tornando a análise para este caso inconclusiva. Mesmo que em valores absolutos o desvio não tenha sido tão relevante, quando comparado com a força média aquisitada pode-se interpretar no gráfico que esta força chegaria a valores negativos, o que não seria possível na operação, como mostra a figura 34, onde as barras verticais são os desvios padrão da força média.

Foi notado também que as maiores forças médias de corte foram obtidas nos avanços intermediários (0,223 e 0,297 mm/rotação). Este fato sugere que existem faixas de avanços e consequentemente velocidades de avanço onde a usinabilidade parece ser melhorada. Como nos ensaios a velocidade de corte foi mantida constante, as velocidades efetivas de corte intermediárias proporcionaram maiores valores de força principal de corte, como os aços

inoxidáveis austeníticos e ferríticos possuem faixas próprias de velocidade de corte (e consequentemente velocidade efetiva de corte) ideal, é possível imaginar que para determinadas velocidades de avanço específicas a usinabilidade do material é melhorada, neste caso com o avanço mais baixo e com o mais alto dos utilizados nos ensaios.

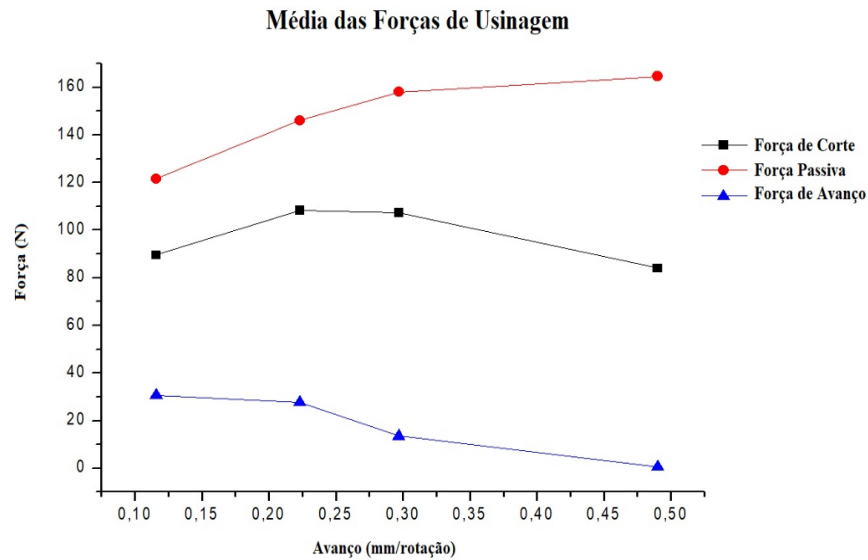


Figura 33 - Média das forças de usinagem aqisitadas em função do avanço.

[Software: Origin]

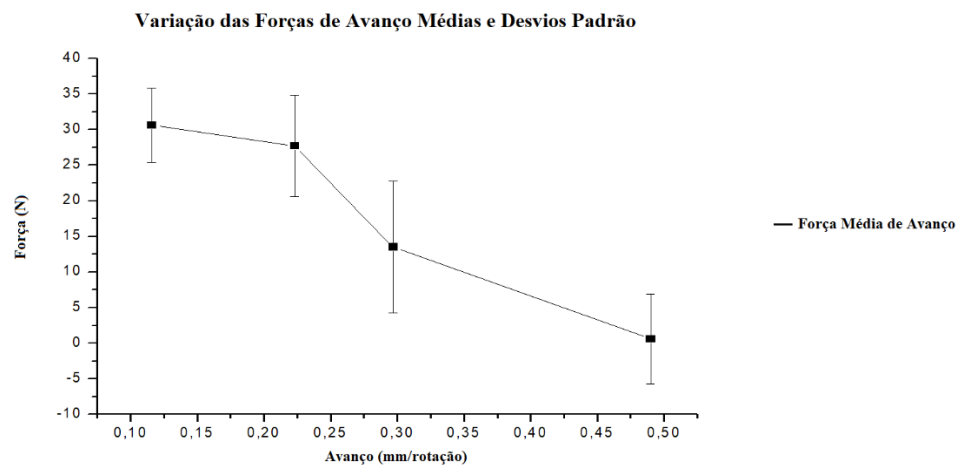


Figura 34 - Variação das forças médias de avanço em função do avanço. [Software: Origin]

Para o avanço de 0,116 mm/rotação, as figuras 35 a 37 demonstram graficamente que ao final do passe as três componentes obtiveram maior dispersão nos valores aquisitados em relação ao início do passe. Tal situação pode ser explicada pelo fato da formação instável de cavacos esperada na usinagem do *SDSS*, induzindo vibrações nesta operação.

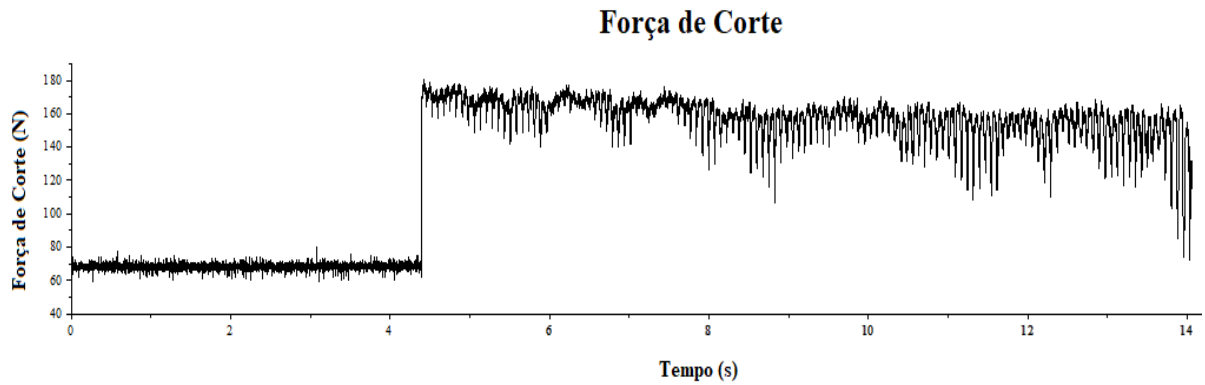


Figura 35 - Força de corte para o avanço de 0,116 mm/rotação. [Software: Origin]

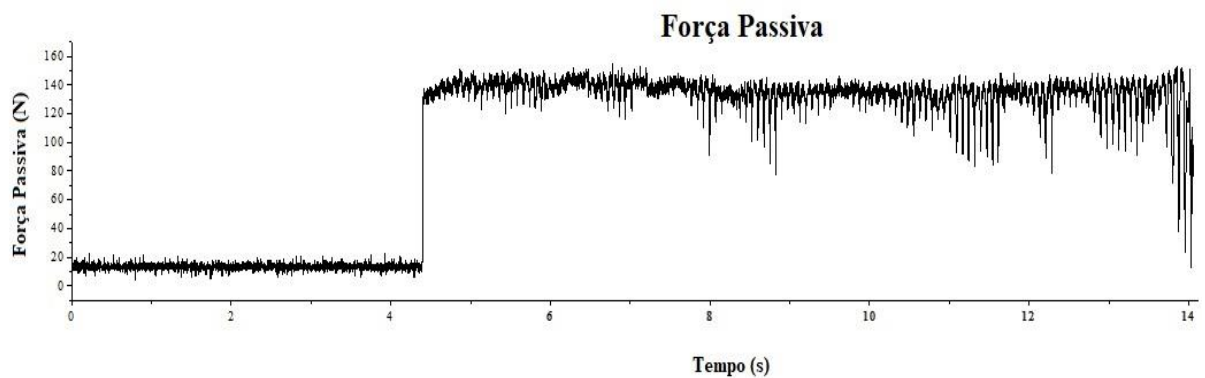


Figura 36 - Força passiva para o avanço de 0,116 mm/rotação. [Software: Origin]

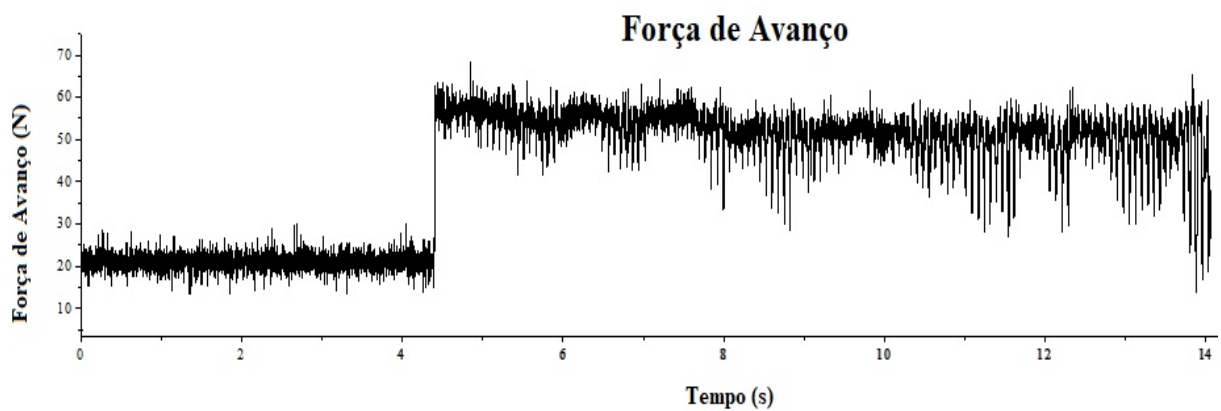


Figura 37- Força de avanço para o avanço de 0,116 mm/rotação. [Software: Origin]

De uma maneira geral, nota-se que para todas as condições de corte a força passiva superou a força principal de corte, o que à primeira vista pode parecer não usual, porém, se analisarmos sob a ótica de que ao invés de a magnitude da força passiva ter sido elevada, a força principal de corte ter se apresentado baixa, a situação se torna mais verossímil. O fato de a amplitude força de corte ter se mantido baixa, enquanto passiva obteve valores relativamente altos, pode ser atribuída a efeitos térmicos não contemplados; de outra forma, o ângulo de inclinação λ da ferramenta utilizado na operação foi de zero graus, aproximando-se de valores negativos. Ferraresi (1970) afirma que em operações com ângulo λ negativo, principalmente com altos valores, a força passiva pode superar a de corte, inclusive podendo fazer fletir a peça trabalhada ou deslocar a ferramenta transversalmente, esta última provavelmente aconteceu na medição da força de avanço no avanço de 0,490 mm/rotação.

As figuras 38 a 43 mostram os gráficos relativos às forças de corte e passiva para os avanços de 0,223 e 0,297 mm/rotação, enquanto as figuras 44 a 46 mostram os esforços aquisitados para o avanço de 0,490 mm/rotação. Nota-se que nestes avanços intermediários, as forças tiveram uma variação na dispersão muito menor que no avanço de 0,116 mm/rotação, indicando que provavelmente existam faixas de avanço onde o torneamento ocorre com uma maior estabilidade na formação de cavacos. Um fato interessante a ser notado é que justamente nestes avanços onde o cavaco se formou mais estavelmente é que foram obtidas as forças de corte de maior magnitude.

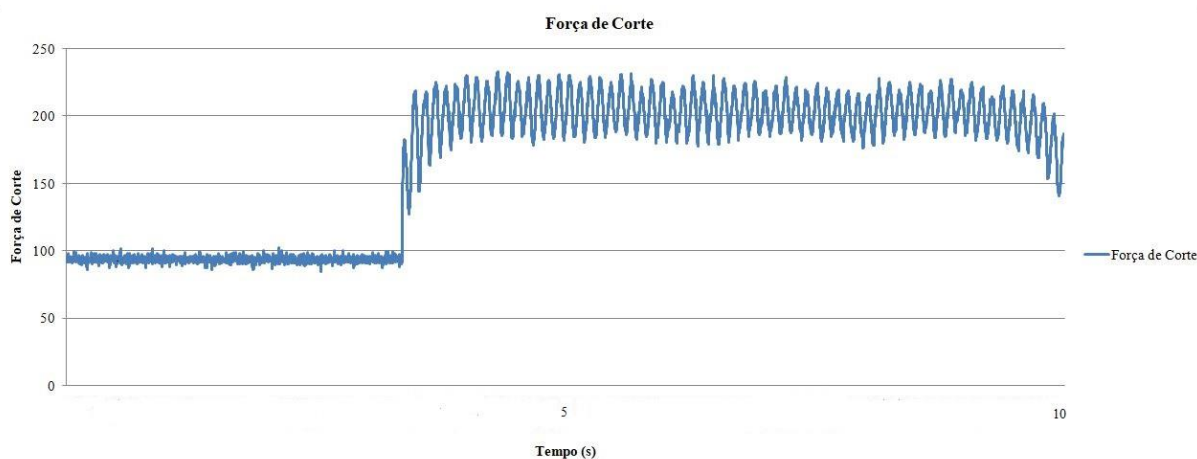


Figura 38 - Força de corte para o avanço de 0,223 mm/rotação. [Software: Excel modificado]

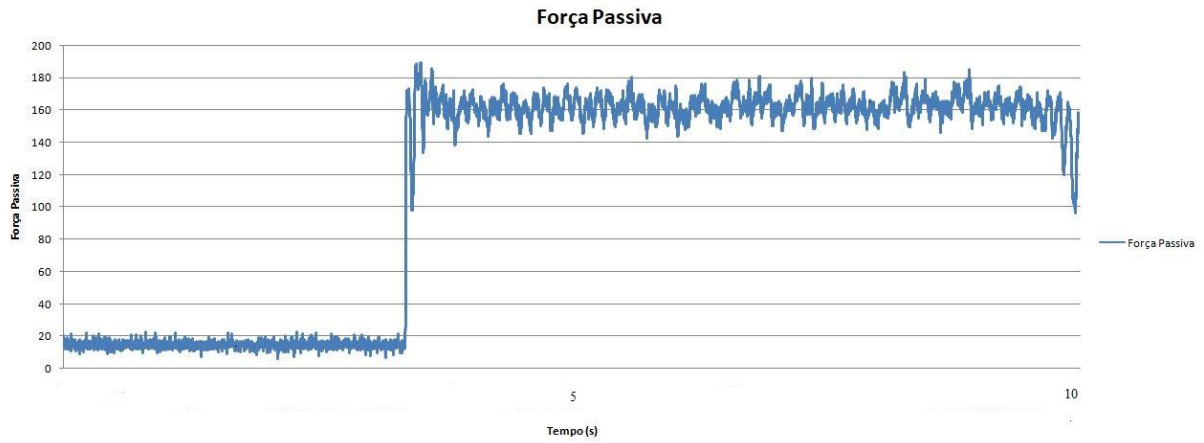


Figura 39 - Força passiva para o avanço de 0,223 mm/rotação. [Software: Excel modificado]

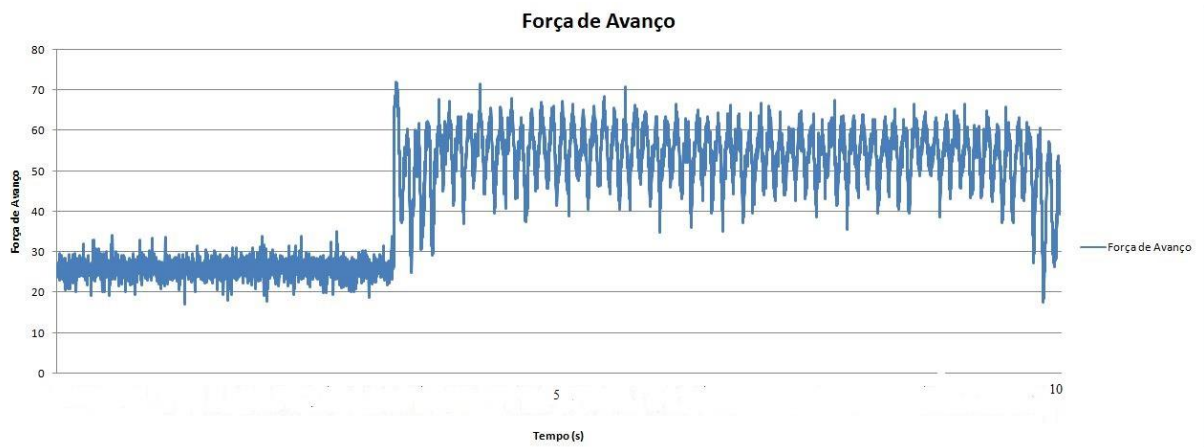


Figura 40 - Força de avanço para o avanço de 0,223 mm/rotação. [Software: Excel modificado]

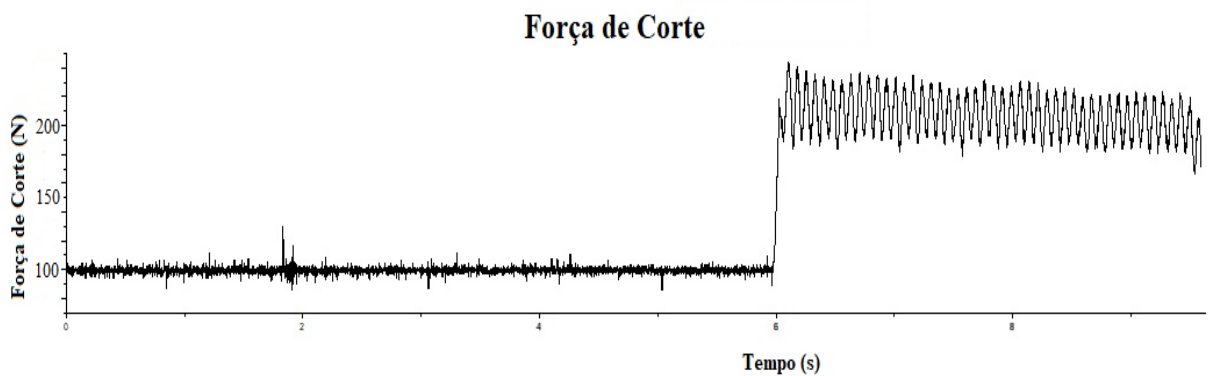


Figura 41 - Força de corte para o avanço de 0,297 mm/rotação. [Software: Origin modificado]

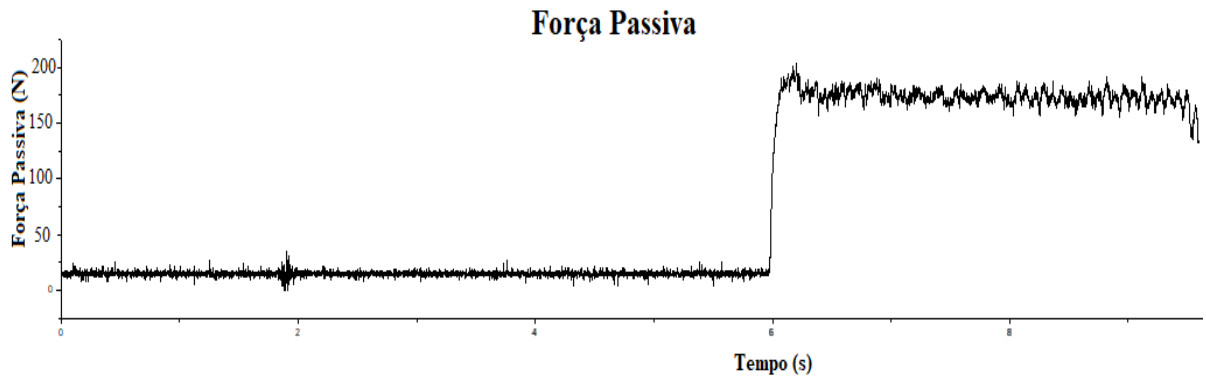


Figura 42 - Força passiva para o avanço de 0,297 mm/rotação. [Software: Origin modificado]

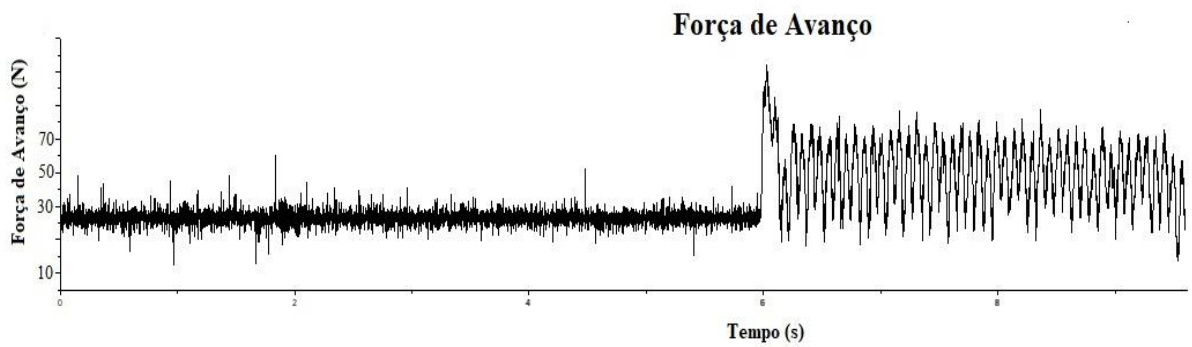


Figura 43 - Força de avanço para o avanço de 0,297 mm/rotação. [Software: Origin modificado]

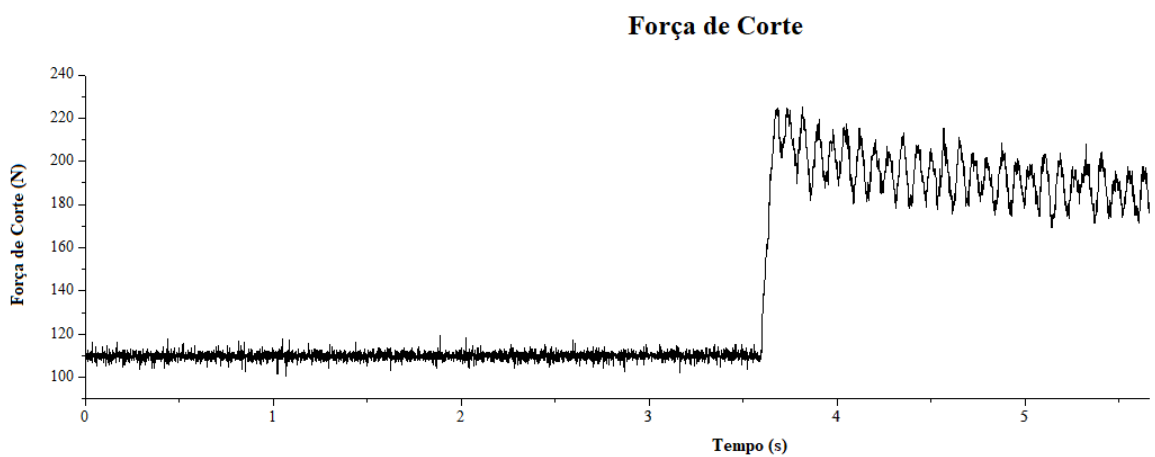


Figura 44 - Força de corte para o avanço de 0,490 mm/rotação. [Software: Origin]

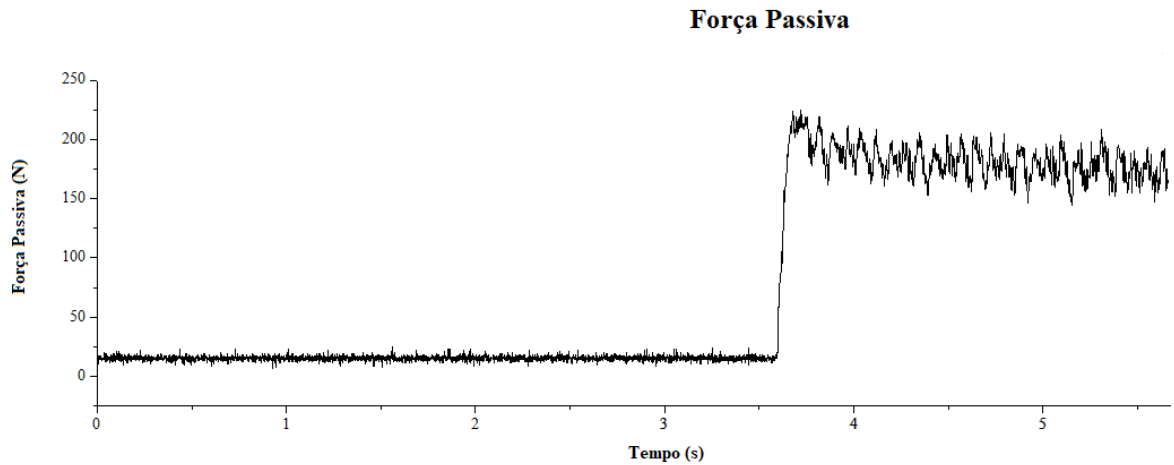


Figura 45 - Força passiva para o avanço de 0,490 mm/rotação. [Software Origin]

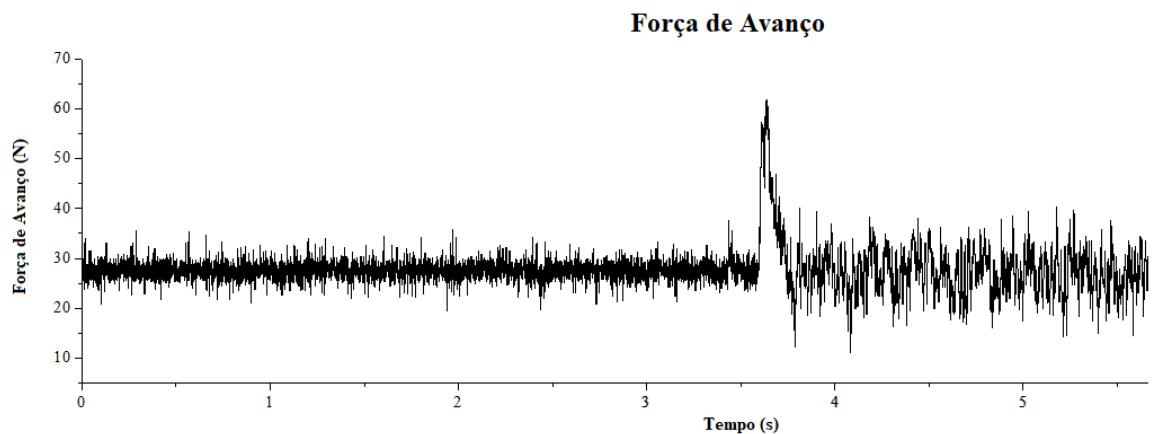


Figura 46 - Força de avanço para o avanço de 0,490 mm/rotação. [Software Origin]

Com relação à força de avanço ter se mantido com baixos valores, isto já era uma situação esperada, pois na maioria das operações de usinagem este é um fato recorrente. Isto demonstra que apesar da alta não-linearidade do comportamento do aço inoxidável super duplex, em alguns aspectos ele ainda se assemelha a outros tipos de aço mais comumente usinados. É também possível notar que, com o aumento do avanço nas três primeiras condições de usinagem a força de avanço diminuiu, confirmando que o aumento do avanço tende a diminuir a força de avanço. Quanto a última condição, não foi possível interpretar corretamente como variou a força de avanço devido ao fato da aquisição não ter sido feita de maneira satisfatória.

Sobre as forças passivas, pode-se inferir dos valores que, nas condições desta análise experimental, estas forças foram crescentes junto com o avanço, embora não de maneira linear. A cada aumento de avanço foi percebido um incremento na força passiva, o que sugere uma relação de ligação entre estas grandezas. A figura 47 mostra um esquema simplificado do crescimento das destas forças médias junto com o crescimento do avanço, o gráfico possui o desvio padrão, representado por barras verticais.

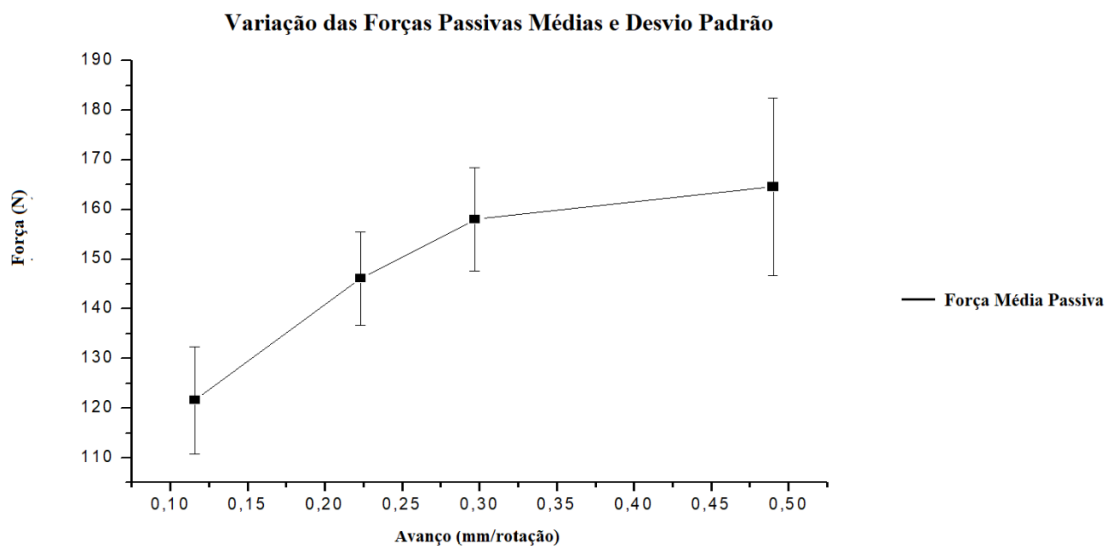


Figura 47- Variação das forças passivas médias e desvio padrão. [Software: Origin]

As forças médias de corte foram maiores nos avanços intermediários, como demonstra simplificada a figura 48, que também traz os desvios padrão em barras verticais.

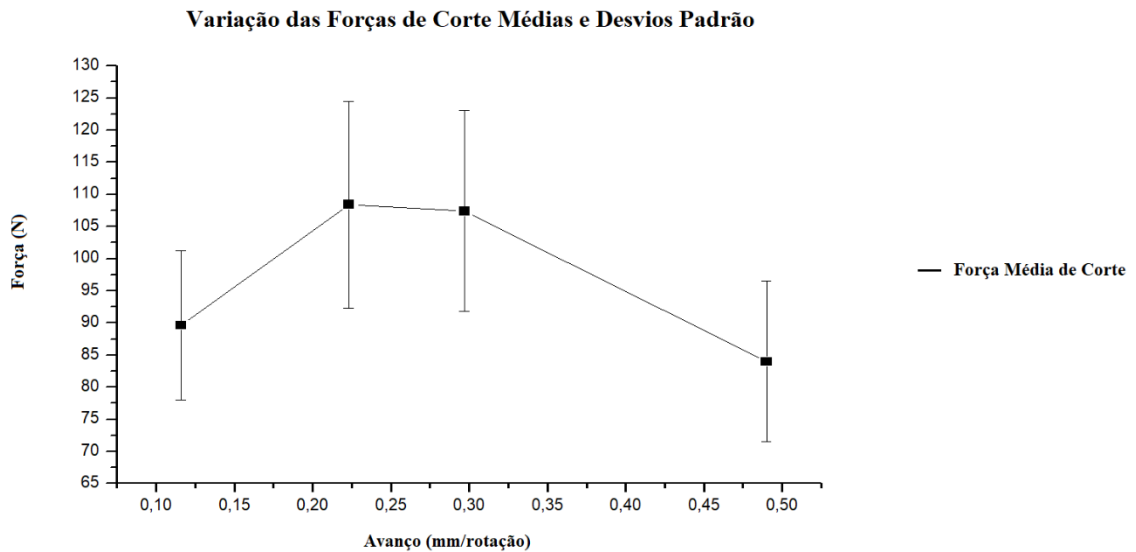


Figura 48 - Variação das forças de corte médias e desvio padrão. [Software: Origin]

Não foi verificada em nenhuma das condições do teste a formação de arestas postiças de corte (APC), o que inicialmente não era esperado, visto q o SDSS possui grande tendência à formação de APC, demonstrando empiricamente que mesmo com esta facilidade, a formação não ocorreu pois ela é devida a apenas algumas faixas de velocidade de corte, de média a baixas.

Além disso, foi notado um encruamento superficial do material em todas as situações experimentadas, fato este que já era esperado devido ao aço inoxidável super duplex possuir alta capacidade de endurecimento por deformação plástica, o que evidencia que ferramentas de usinagem para este tipo de material devem preferencialmente possuir revestimentos que protejam a aresta de corte contra o desgaste.

As aquisições de força através de instrumentação se mostrou de grande valia, pois para contemplar as não-linearidades com precisão em um modelo numérico, certamente se necessitaria de um modelo de alta complexidade, considerando a heterogeneidade das fases, o que causa uma certa anisotropia no material, requisitando um bom conhecimento em programação e máquinas potentes para realizar simulações deste nível em tempo hábil.

As figuras 49 a 52 mostram a variação dinâmica das componentes das forças plotadas simultaneamente, para uma melhor visualização.

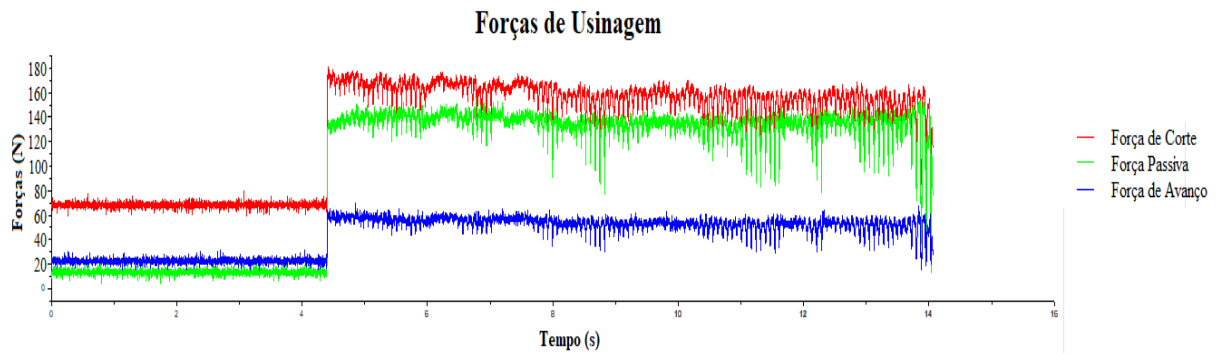


Figura 49 - Forças de usinagem para avanço de 0,116 mm/rotação
 [Software: Origin modificado]

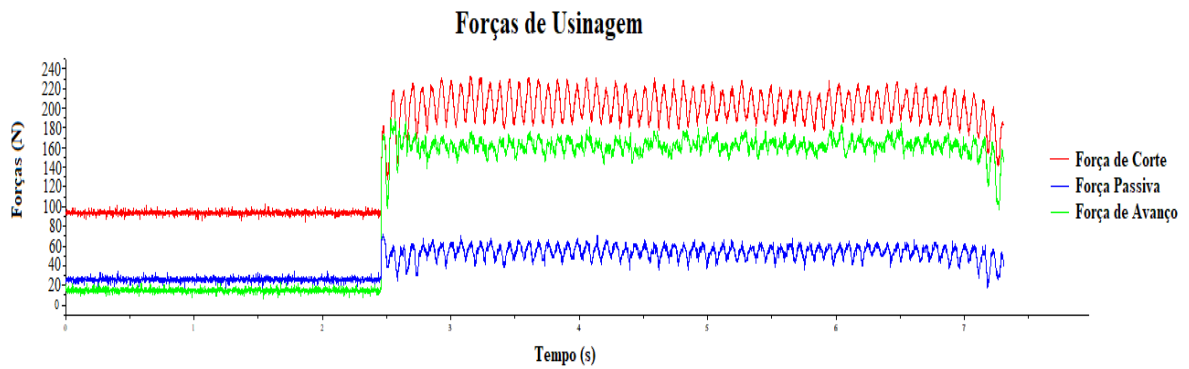


Figura 50- Forças de usinagem para avanço de 0,223 mm/rotação
 [Software: Origin modificado]

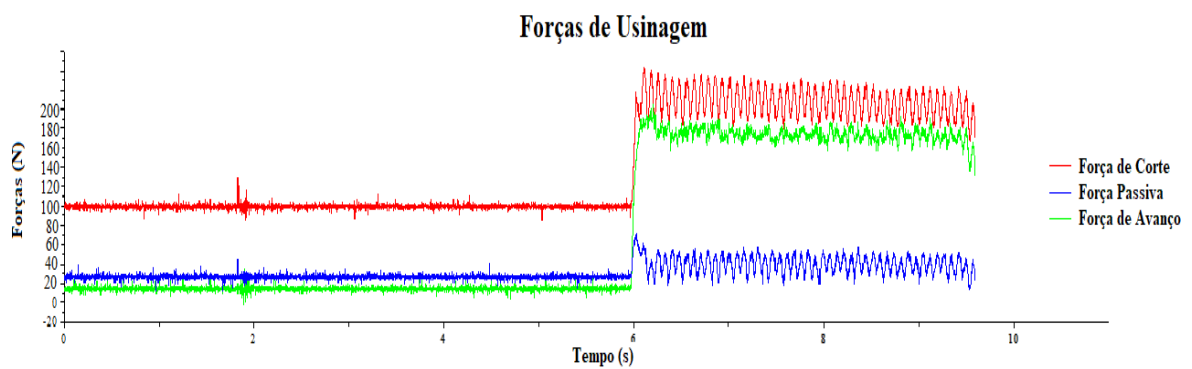


Figura 51 - Forças de usinagem para avanço de 0,297 mm/rotação
 [Software: Origin modificado]

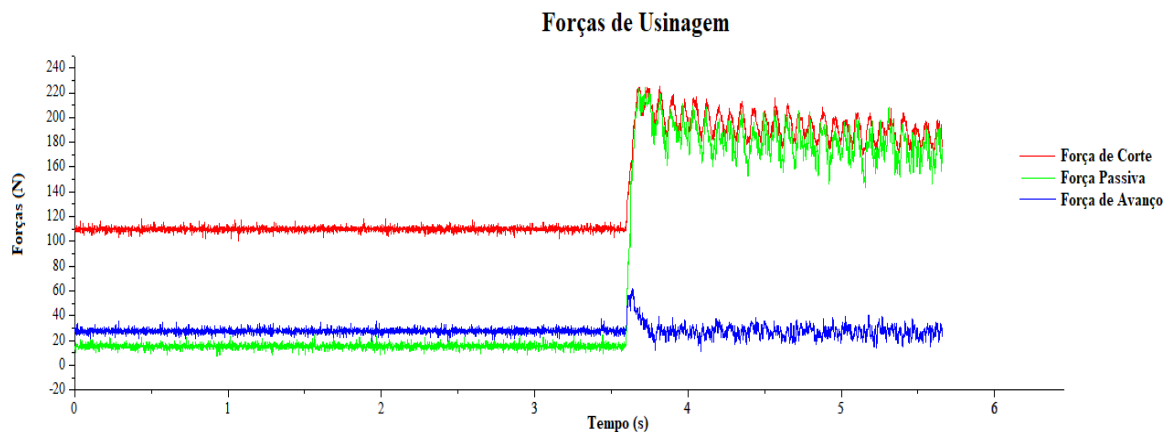


Figura 52 - Forças de usinagem para avanço de 0,490 mm/rotação

[Software: Origin modificado]

4.2 – Análise da Pressão Específica de Corte

A pressão específica de corte foi calculada segundo a equação 15. Foi notado que a pressão decresceu conforme o avanço aumentou, confirmando a teoria descrita por Ferraresi (1970). A explicação para isso é que, apesar da velocidade de corte ter sido constante, a velocidade efetiva de corte aumentou junto com o avanço, desta forma esperava-se que a pressão específica diminuísse.

De outra forma, também segundo Ferraresi (1970), ao aumentar o avanço, diminui-se o grau de recalque, conseqüentemente a pressão específica de corte diminuiria também.

A tabela 6 mostra a pressão específica de corte calculada em cada passe.

Tabela 6 - Pressão específica de corte.

| Avanços [mm/rotação] | Área da seção de corte s [mm ²] | Força de corte média [N] | Pressão específica de corte [N/mm ²] |
|-------------------------|--|-----------------------------|---|
| 0,116 | 0,02900 | 89,60 | 3089,66 |
| 0,223 | 0,05575 | 108,40 | 1944,39 |
| 0,297 | 0,07425 | 107,40 | 1446,46 |
| 0,490 | 0,12250 | 84,00 | 685,71 |

A figura 53 mostra um gráfico da tabela 6 para melhor visualização do efeito do avanço na pressão específica de corte.

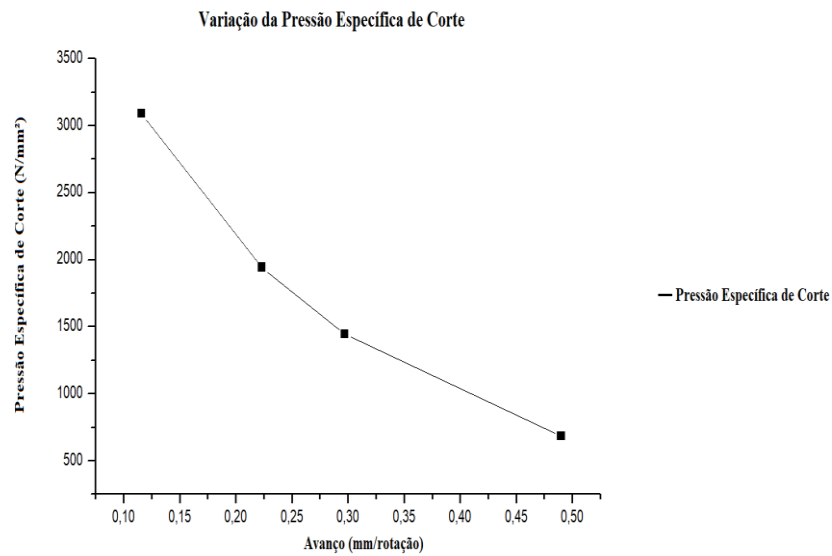


Figura 53 - Variação da pressão específica de corte com o aumento do avanço.

[Software: Origin]

4.3 – Análise do Encruamento Superficial

Para avaliação do encruamento superficial foram realizados ensaios de dureza Rockwell A. A carga de ensaio utilizada no neste ensaio foi de 60 kgf.

A tabela 7 apresenta os valores médios de dureza superficial obtidas no ensaio Rockwell A, para as superfícies usinadas (1,2,3 e 4) e para a não usinada (Superfície 0) no teste.

Tabela 7 – Dureza Rockwell A das superfícies do corpo de prova.

| Dureza Rockwell A [HRA] | | | | | |
|--------------------------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| | Superfície 0 | Superfície 1 | Superfície 2 | Superfície 3 | Superfície 4 |
| Média | 48,40 | 57,60 | 63,30 | 68,63 | 60,80 |
| Desvio Padrão | 2,43 | 3,24 | 5,10 | 0,97 | 4,75 |

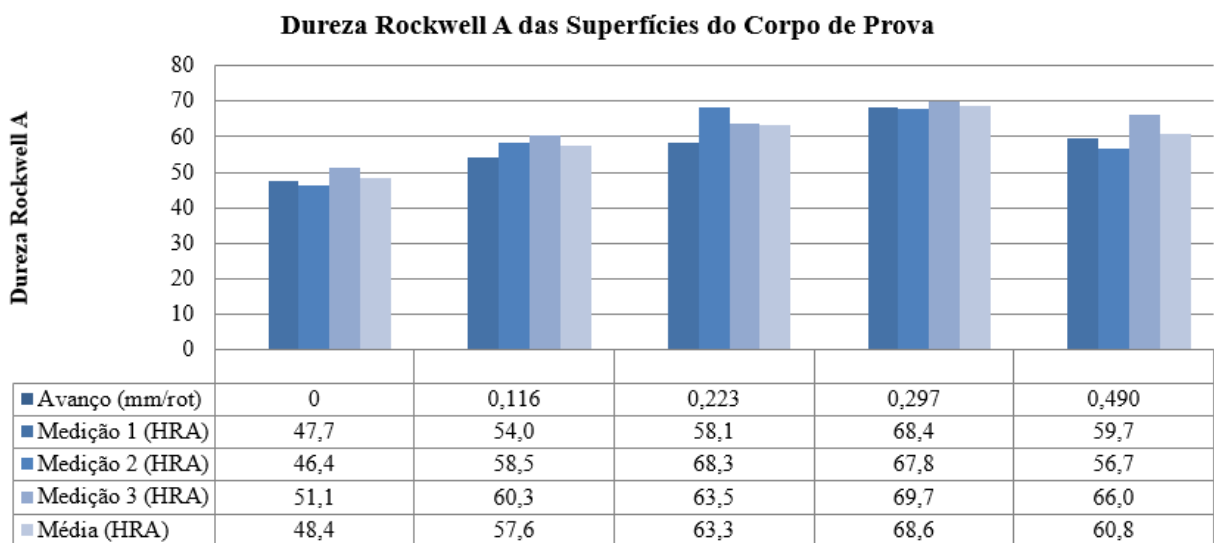
De acordo com a tabela acima, percebe-se que todas as superfícies sofreram encruamento, devido ao aumento de dureza superficial após o processo de torneamento.

Os desvios padrão apenas traduzem a dispersão nos valores de dureza entre as amostras, não se relacionando diretamente com o encruamento, apenas que o menor desvio padrão apresentou uma diferença menor entre as medidas de dureza de uma superfície, no caso a

superfície 3. Para uma melhor análise de dispersão poderiam ser tomadas mais medidas em uma mesma superfície.

A tabela 8 traz consigo um gráfico de barras para uma melhor visualização dos resultados, nesta análise foram consideradas e comparadas apenas as durezas médias de cada superfície.

Tabela 8 – Análise das durezas Rockwell A com todas as medidas e a média das mesmas, junto a um gráfico de barras [Software: Excel]



Podemos inferir da tabela acima, através das durezas superficiais médias, comparando com a superfície 0, não usinada na análise, que todas sofreram encruamento superficial, o que era esperado na usinagem do aço inoxidável super duplex.

Pode-se relacionar também, as maiores forças principais de corte com as maiores durezas superficiais, pois ambas foram obtidas nas mesmas superfícies 2 e 3 com durezas médias de 63,3 HRA e 68,8 HRA, com forças de corte de 108,4 N e 107,4 N para os avanços de 0,223 mm/rotação e 0,297 mm/rotação. Isto sugere que, para o aço inoxidável super duplex, quanto maior o esforço de corte, maior o aumento da densidade de discordâncias superficial, confirmando a teoria da diminuição da usinabilidade causada pelo encruamento já esperado no material.

O fato de todas as superfícies endurecerem por encruamento já era esperado, pois como visto na teoria, os aços inoxidáveis super duplex possuem altas taxas e alta capacidade de endurecimento por deformação plástica.

Analogamente, foi notado que as menores forças de corte do ensaio, aquisitadas nas superfícies 1 e 4 foram as exercidas nas superfícies que sofreram menos encruamento.

Não foi possível estabelecer uma relação da força de avanço com o encruamento, devido ao problema ocorrido na aquisição de força de avanço na superfície usinada com o avanço mais alto, chegando a valores ínfimos deste esforço e enormes dispersões na medida, porém, nos três primeiros avanços, onde a força de avanço diminuiu com o aumento do avanço, percebeu-se um encruamento crescente, verificado através das durezas superficiais das superfícies usinadas

Com relação às forças passivas, que cresceram conforme o avanço era aumentado, percebe-se uma ligação com o encruamento superficial da superfície 1 até a superfície 3, já na superfície 4 a dureza superficial diminuiu em relação à superfície 3, mesmo com a força passiva aumentando, sugerindo que esta relação de aumento de encruamento superficial e aumento da força passiva ocorra para determinadas faixas de avanço, e que no avanço da superfície 4, de 0,490 mm/rotação, já não haja ligação direta entre os valores.

Capítulo 5

Conclusões

Baseando-se simultaneamente na referência teórica e na análise experimental realizada neste trabalho, pode-se concluir que:

- I. Os aços super duplex possuem comportamento não-linear em usinagem devido ao fato de possuírem estrutura bifásica heterogênea austeno-ferrítica, que promove comportamentos dissimilares e por vezes imprevisíveis em usinagem, com isso, alta dispersão dos valores de forças de usinagem adquiridas dinamicamente pode ser explicada pela mudança de comportamento mecânico induzida por deformação plástica e pela heterogeneidade intrínseca da microestrutura do aço inoxidável super duplex.
- II. Nas situações de experimento utilizadas, a força passiva superou a força de corte em todas as condições de avanço e teve comportamento crescente com o aumento do avanço.
- III. Nas superfícies onde ocorreram as maiores forças de corte do ensaio, foram verificadas maiores durezas superficiais, o que pode ser explicado pelo encruamento ter sido maior nestas condições, contudo, em todas as superfícies de usinagem ocorreu encruamento superficial.
- IV. O fato de as menores forças médias de corte terem ocorrido no maior e no menor avanço utilizado sugere que existam faixas de velocidades efetivas de corte ideais para este material.
- V. A pressão específica de corte decresceu com o aumento do avanço, confirmando a teoria de que o grau de recalque diminui com o aumento desta grandeza.

Capítulo 6

Sugestões para Trabalhos Futuros

- I. Análise numérica por elementos finitos das forças de corte em torneamento de aço inoxidável super duplex.
- II. Comparação entre forças de corte em torneamento de aço inoxidável super duplex utilizando velocidades de corte ideais para o aço inoxidável ferrítico e para o austenítico.
- III. Análise microestrutural e de microdureza pré e pós usinagem de aço inoxidável super duplex.
- IV. Análise da integridade superficial em diferentes condições de corte e análise das faixas de velocidade propícias à formação de APC.
- V. Realização de usinagem à seco com controle termográfico aliado a verificação experimental da formação de fases secundárias em torneamento de SDSS.

Capítulo 7

Referências Bibliográficas

- [1] BORDINASSI, E. C., *Contribuição ao Estudo da Integridade Superficial de um Aço Inoxidável Super Duplex Após Usinagem*, Dissertação de Doutorado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2006.
- [2] NILSSON, J. O., *Super Duplex Stainless Steel “Overview”*, *Materials Science and Technology*, v.8, p. 685-700, 1992.
- [3] GAMARRA, J. R., *Estratégias de Usinagem no Torneamento de Aço Inoxidável Super Duplex (UNS S32750)*, Dissertação de Mestrado, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2017.
- [4] FERRARESI, D.; *Fundamentos da Usinagem dos Metais*, São Paulo, Brasil, Editora Edgard Blücher, 1970.
- [5] VOGEL, J. P.; NERY, W. S.; ARAÚJO, A. C., *Estudo do Efeito do Avanço nas Forças e no Acabamento de um Torneamento de Aço Superduplex*, 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Penedo – Itatiaia, 2013.
- [6] MACHADO, Á.R.; ABRÃO, A. M.; COELHO R.T., SILVA, M.B. da; *Teoria da Usinagem dos Materiais*, 2ª ed. revista, São Paulo, Brasil, Editora Blücher, 2011.
- [7] DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L., *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*, 8ª ed., São Paulo, Brasil, Artliber Editora, 2013.
- [8] SANTOS S. C.; SALES W. F., *Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais*, São Paulo, Brasil, Artliber Editora, 2007.
- [9] TRENT, E. M., *Metal Cutting*, 2ªed., Londres: Butterworths & Co, 1985.
- [10] SHAW, M. C., *Metal Cutting Principles*, 2ª ed., Londres: Oxford University Press, 1984.
- [11] BLACK, J. T., “*Introduction to Machining Processes*” *Metals Handbook: Machining*, 9ª ed., Nova York: ASM International, 1995.
- [12] CHIAVERINI, V., *TECNOLOGIA MECÂNICA – Processos de Fabricação Vol. II*, 2ª Ed., São Paulo, Brasil, Ed. McGraw Hill, 1986.
- [13] CHANG, C., *Turning of Stainless Steel With Worn Tools Having Chamfered Main Cutting Edges*, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol 4, p. 291-313, 1998.

- [14] FARIAS, A. M. de, *Análise Microestrutural de Juntas de Aço Inoxidável UNS S32750 Soldadas pelo Processo Semiautomático MIG/MAG com Diferentes Aportes Térmicos e Sua Influência na Resistência à Corrosão*, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.
- [15] KALPAKJIAN, S.; SCHMID S.R., *Manufacturing Engineering & Technology*, Nova York: Addison-Wesley Publishing Co., 2010.
- [16] SANTOS, D. C. dos; MAGNABOSCO, R., *Relação Entre o Grau de Encruamento e Corrosão por Pite em Aço Inoxidável Austenítico*, 63º Congresso Anual da ABM, Santos – São Paulo, 2008.
- [17] GRAVALOS, M. T.; MARTINS, M.; DINIZ, A. E.; MEI, P.R.; *Efeito da Usinagem na Estrutura e Propriedades Mecânicas do Aço Superaustenítico ASTM A351CN3MN*, Revista Escola de Minas vol. 60 n° 1, Ouro Preto, p. 83-88, 2007.
- [18] JESUS, R. E. C. de, *Avaliação dos Esforços, Temperatura e Integridade Superficial em Torneamento do Aço Inoxidável Super Duplex UNS S32760 Quando Alterado o Ângulo de Posição da Ferramenta e os Parâmetros de Corte*, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de São João Del Rei, São João Del Rei, 2013.
- [19] *VDF53 (UNS S32750 / WNr. 1.44410 / F53), Composição Química Aço Super Duplex – Villares Metals*, Disponível em: <<http://www.villaresmetals.com.br/villares/pt/Produtos/Acos-Inoxidaveis/Duplex-e-Super-Duplex/VDF53-UNS-S32750-WNr.-1.4410-F53>> Acesso em: 21/05/2018
- [20] *Propriedades Mecânicas Aço Super Duplex – Multi Alloy*, Disponível em: <http://www.multialloy.com.br/wp-content/uploads/2015/02/acos_inoxidaveis_duplex_super_duplex.pdf> Acesso em: 21/05/2018
- [21] *Sandvik Coromant, Catalogue for General Turning Tools*, disponível em: <http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/general_turning> Acesso em: 20 de maio 2018.
- [22] *KISTLER 3-Component Dynamometer Type 9257BA Instruction Manual*, disponível em: <<https://www.kistler.com/?type=669&fid=75329&model=document&callee=frontend>> Acesso em 21/05/2018.
- [23] Imagem do dinamômetro, disponível em: <<https://www.kistler.com/en/product/type-9257b/>> Acesso em 21/05/2018.

[24] *KISTLER Control Unit for Dynamometers with Built-In Charge Amplifier Type 5233A... Instruction Manual*, disponível em:

<<https://www.kistler.com/?type=669&fid=72291&model=document&callee=frontend>>

Acesso em: 21/05/2018.

[25] *NATIONAL INSTRUMENTS NI USB 6221 Device Specifications*, disponível em:

<<http://www.ni.com/pdf/manuals/375303c.pdf>> Acesso em: 21/05/2018.