

**MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO**  
**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ**  
**CÂMPUS CURITIBA / DIRGE-CT / DIRPPG**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA E DE**  
**MATERIAIS**

**FERNANDO MORELO**

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO MANDRILAMENTO NA**  
**INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO AÇO INOXIDÁVEL SUPER**  
**DUPLEX**

**CURITIBA**

**2014**

**FERNANDO MORELO**

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO MANDRILAMENTO NA INTEGRIDADE  
SUPERFICIAL DO AÇO INOXIDÁVEL SUPER DUPLEX**

Dissertação apresentada como requisito parcial à obtenção de Mestre em Engenharia Mecânica, do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Materiais, da Universidade Tecnológica Federal do Paraná.

Orientador: Prof. Dr. Paulo André de Camargo Beltrão, Ph.D.

Co-orientador: Prof. Dr. Giuseppe Pintaúde, D. Eng.

**CURITIBA**

**2014**

**TERMO DE APROVAÇÃO**

**FERNANDO MORELO**

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DO MANDRILAMENTO NA  
INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO AÇO INOXIDÁVEL SUPER  
DUPLEX**

Esta Dissertação foi julgada para a obtenção do título de mestre em engenharia, área de concentração em engenharia de manufatura, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais.

---

Prof. Paulo Borges, Dr. Eng.  
Coordenador de Curso  
**Banca Examinadora**

---

Prof. Anselmo Eduardo Diniz, Ph.D.  
UNICAMP

---

Prof. Carlos Cziulik, Ph.D.  
UTFPR

---

Prof. Giuseppe Pintaúde, Dr. Eng.  
Co-orientador – UTFPR

---

Prof. Paulo André de Camargo Beltrão, Ph. D.  
Orientador – UTFPR

Curitiba, 29 de setembro de 2014

Dedico este trabalho aos meus pais, a  
minha esposa e meus filhos por terem me apoiado nesta  
trajetória e por compreender todo o tempo que foi  
dedicado a esta tarefa.

## **Agradecimentos**

À Sandvik Coromant pela motivação, oportunidade, recursos para os ensaios, além da cessão do laboratório de usinagem Centro de Produtividade para realização dos testes.

Aos colegas Aldeci Santos, Carlos Ancelmo, Plinio Pires, José Roberto Gamarra, Silvio Bauco e Vera Natale.

Agradeço Sandvik Materials Technology e em especial Alan Cardoso e Ângelo Martine pelo fornecimento do material.

Agradeço aos meus supervisores Mário Nogheroto e Wagner Lima.

Agradeço também a todos os meus Professores, Mestres e Doutores, que de uma forma ou de outra me orientaram e assessoraram nas pesquisas, análises, enfim em todo o desenvolvimento para que este trabalho fosse conduzido e concluído de maneira clara e objetiva.

Aos companheiros de pesquisa: Fábio Silveira, Antony Zinotto, Antonio M. Corpa, Moises Santana e Marlon Cardoso, pelo apoio e enriquecedoras discussões técnicas durante a pesquisa;

Aos Professores Dr. Daniel Hioki, Julio Cesar Klein das Neves e Lincoln Cardoso Brandão pela discussões durante o trabalho.

Aos Professores Dr. Paulo André de Camargo Beltrão e o Dr. Giuseppe Pintaude, meus orientadores, que colocaram desafios crescentes e enriquecidos com seus conhecimentos, apoios e suas costumeira dedicação na orientação que permitiram a conclusão deste trabalho.

Finalmente, um agradecimento especial para minha família pela confiança e atenção em mim depositada.

A Deus pela graça do poder realizar mais este projeto em minha vida.

*"Temos o destino que merecemos.  
O nosso destino está de acordo com os nossos méritos".*  
Albert Einstein

## RESUMO

MORELO, Fernando, **Análise da influência do mandrilamento na integridade superficial do aço inoxidável super duplex**, Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2014.

O aço inoxidável super duplex é um material muito utilizado na indústria de óleo e gás e o mandrilamento interno é um dos processos de manufatura utilizado para fabricação de componentes para esta indústria. O acabamento gerado pelo processo de mandrilamento interno é muito importante, pois estes componentes sofrem grandes ataques corrosivos por estarem em contato com petróleo e gás ácidos e, também, por serem utilizados em grandes profundidades e altas pressões, no fundo do mar. A necessidade de utilização de barras de mandrilar com sistemas antivibratórios se dá quando seu comprimento é quatro vezes maior que o diâmetro usinado. Para análise da influência do mandrilamento foi utilizada uma barra de mandrilar com sistema antivibratório, tendo seu comprimento oito vezes seu diâmetro. O material utilizado para este estudo é o aço inox superduplex SAF2507. As variáveis de entrada foram velocidade de corte, avanço, raio de ponta da ferramenta de corte e pressão de refrigeração. Para análise da integridade no material foi medido a rugosidade superficial utilizando os parâmetros  $S_q$ ,  $S_{sk}$ ,  $S_{ku}$ ,  $S_{tr}$ ,  $S_{al}$ ,  $S_k$ ,  $S_vK$ , a tensão residual, dureza e a temperatura de usinagem dissipada na região da peça. Os resultados mostraram a presença de tensão residual de tração com aumento da dureza com rugosidade  $S_q$  acima de  $2 \mu m$ . Para rugosidade  $S_q$  abaixo de  $2 \mu m$  ocorreu tensão residual de baixa tração ou tensão residual de compressão. A temperatura média no material usinado foi de  $33,6 \text{ }^\circ\text{C}$ , sendo medida temperatura na região peça-cavaco-ferramenta de  $350^\circ\text{C}$ . A melhor combinação das condições de corte encontrada para obter os menores valores de rugosidade e de tensão residual de compressão, no acabamento, para profundidade de corte de  $0,4 \text{ mm}$ , foi a maior velocidade de corte ( $140 \text{ m/min}$ ), o menor avanço ( $0,1 \text{ mm/rot}$ ), menor raio ( $0,4 \text{ mm}$ ) e a menor pressão de refrigeração ( $15 \text{ bar}$ ).

**Palavras chaves:** Mandrilamento; Aço Inox Superduplex; Integridade Superficial.

## ABSTRACT

MORELO, Fernando, **Analysis of the influence of boring on surface integrity of super duplex stainless steel**, Thesis (Master of Engineering) - Graduate in Mechanical and Materials Engineering Program, Federal Technological University of Paraná, Curitiba, 2014.

Super duplex stainless steel is a material widely used in oil and gas industry and boring is one of the manufacturing processes used to manufacture components for this industry. The finishing surface generated by boring process is very important once these parts are exposed to great corrosive attacks by being in contact with oil and gas acids and, also, because they are used at big depths and high pressures in the seabed. The need of using dampened boring bars occurs when the length is four times greater than the machined diameter. It was used one of these dampened boring bars to analyze its influence on a boring processes, with its length eight times its diameter. The material used for this study is the super duplex stainless steel SAF2507. Input variables for analysis were cutting speed, feed, nose radius of the cutting tool and coolant pressure. For analysis of the material integrity it was measured the surface roughness using  $S_q$ ,  $S_{sk}$ ,  $S_{ku}$ ,  $S_{tr}$ ,  $S_{al}$ ,  $S_k$ ,  $S_k$ ,  $S_{vK}$  parameters, residual stress, hardness and machining temperature dissipated in part region. The results have shown the presence of residual tensile stress with increasing hardness when  $S_k$  roughness is up to  $2 \mu\text{m}$  and  $S_k$  roughness below  $2 \mu\text{m}$  showed low residual tensile or residual tensile compression. The average temperature dissipated in the proof body was  $33.6 \text{ }^\circ\text{C}$ , and the temperature in the region play-chip-tool was  $350 \text{ }^\circ\text{C}$ . The best combination of cutting conditions found for the lowest roughness values and residual compressive stress were, finishing, cutting depth of  $0.4 \text{ mm}$  was the highest cutting speed ( $140 \text{ m / min}$ ), the lowest forward ( $0.1 \text{ mm / rev}$ ), smaller radius ( $0.4 \text{ mm}$ ) and the lower pressure coolant ( $15\text{bar}$ ).

Key words: Boring; Stainless Steel Superduplex; Surface Integrity.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Válvula reguladora de passagem.....	20
Figura 1.2 - Comparação entre os tipos de corrosão .....	21
Figura 1.3 - Ferramenta convencional e antivibratória.....	22
Figura 2.1 - Barras de mandrilar múltipla arestas e monocortante.....	26
Figura 2.2 - Definição dos termos de dados de corte para mandrilamento....	27
Figura 2.3 - Modelos de barras de mandrilar com sistema antivibratório.....	28
Figura 2.4 - Sistema antivibratório em barra de mandrilar .....	29
Figura 2.5 - Relações de entrada/saída em usinagem .....	30
Figura 2.6- Representação da decomposição de forças no mandrilamento interno.....	31
Figura 2.7 - Características que influenciam na vibração na usinagem.....	32
Figura 2.8 - Representação do processo de formação do cavaco.....	33
Figura 2.9 - Representação das zonas de cisalhamento.....	34
Figura 2.10 - Área de contato cavaco-ferramenta .....	35
Figura 2.11 - Modelo de distribuição de tensões na ferramenta durante o corte .....	36
Figura 2.12 - Distribuição de calor ferramenta-cavaco-peça .....	37
Figura 2.13 – Posição das distâncias das medições da temperatura.....	38
Figura 2.14 – Medição de temperatura na peça durante a furação.....	38
Figura 2.15 - Temperatura dos experimentos realizados com o aço AISI D2...	39
Figura 2.16 - Classificação da integridade superficial .....	49
Figura 2.17 - Características da integridade da superficial .....	50
Figura 2.18 - Características superficiais.....	53
Figura 2.19 – Superfície definição.....	56
Figura 2.20 – Curva da área de carregamento.....	58
Figura 2.21 - Carregamento e descarregamento na superfície do metal quando da passagem na ponta da ferramenta .....	60
Figura 2.22 - Espaçamento interplanar $d_0$ de um material policristalino de granulação fina livre de tensões.....	62

Figura 2.23 – Espaçamento interplanar de um material policristalino de granulação fina sob tensão .....	62
Figura 2.24- Influência das condições de corte no torneamento do aço inoxidável super duplex com a % pites .....	65
Figura 3.1 - Material para preparação das amostras.....	66
Figura 3.2 - Dimensões da amostra .....	67
Figura 3.3 - Corpo de prova preparado para usinagem.....	68
Figura 3.4 - Corpo de prova fixado à placa da máquina .....	68
Figura 3.5 - Estrutura microestrutura vertical (100X) .....	70
Figura 3.6 - Estrutura microestrutura horizontal (100X).....	70
Figura 3.7 - Pontos de medição da dureza sentido horizontal.....	71
Figura 3.8 - Pontos de medição da dureza sentido vertical.....	72
Figura 3.9 - Máquina utilizada para usinagem.....	73
Figura 3.10 - Barra antivibratória de acabamento.....	74
Figura 3.11- Formato da pastilha recomendado para o sentido de usinagem.....	74
Figura 3.12 - Quebra cavado para acabamento para o aço Inox .....	75
Figura 3.13 - Pressão de refrigeração utilizada durante a usinagem.....	76
Figura 3.14 - Posição das medidas realizadas para a rugosidade superficial.....	78
Figura 3.15 - Corte para análise rugosidade.....	79
Figura 3.16 - Interferômetro de luz branca 3D Talysurf CCI Lite.....	79
Figura 3.17 - Difratômetro Shimadzu XRD 7000.....	80
Figura 3.18 - Picos de difração para os valores do ângulo $\Psi$ .....	82
Figura 3.19 - Posição da medição da tensão residual no corpo de prova.....	82
Figura 3.20 - Sentido de medição e rotação para medição da tensão residual.....	83
Figura 3.21- Reta gerada pelo <i>Software</i> do difratômetro.....	83
Figura 3.22 - Dispositivo de fixação para fixação do Corpo de Prova.....	84
Figura 3.23 - Equipamento Agilent 34970 A.....	84

Figura 3.24 - Posicionamento dos termopares na amostra .....	85
Figura 3.25 - Posição dos furos para introdução dos termopares para medir a temperatura na usinagem no corpo de prova.....	86
Figura 3.26 - Durômetro emco-Test.....	87
Figura 3.27 - Imagens das impressões de dureza resultantes de diferentes cargas: a) 5 kgf; b) 10 kgf; e c) 20 kgf.....	88
Figura 3.28 - Pontos de medição para dureza e corte para análise de dureza.	89
Figura 4.1 - Análise dos fatores de influência na rugosidade Sq.....	92
Figura 4.2 - Imagem da superfície: (a) corpo de prova 9, (b) corpo de prova 10.....	93
Figura 4.3 – Análise dos fatores de influência na tensão residual (MPa).....	95
Figura 4.4 - Variação da tensão residual para avanço maior.....	96
Figura 4.5 - Variação da tensão residual para avanço menor. ....	97
Figura 4.6 - Imagem da superfície: (a) corpo de Prova 14 , (b) corpo de Prova 7.....	99
Figura 4.7 - Curva Abbott-Firestone corpo de prova 7.....	100
Figura 4.8 - Curva Abbott-Firestone corpo de prova 14.....	100
Figura 4.9 (a) - Análise dos fatores de influência, parâmetro de amplitude na rugosidade.....	101
Figura 4.9 (b) - Análise dos fatores de influência, parâmetro espaciais na rugosidade.....	101
Figura 4.9 (c) - Análise dos fatores de influência, parâmetro de K na Rugosidade.....	102
Figura 4.10 - Análise dos fatores de influência na dureza... ..	103
Figura 4.11 – Análise da Influência da microdurera.....	106
Figura 4.12 – Micrografia da superfície do corpo de prova 1 .....	107
Figura 4.13 – Micrografia da superfície do corpo de prova 4 .....	108
Figura 4.14 – Micrografia da superfície do corpo de prova 5 .....	108
Figura 4.15 – Micrografia da superfície do corpo de prova 14.....	109
Figura 4.16 - Análise no Minitab para a temperatura de usinagem no corpo de prova.....	111

Figura 4.17 - Medição de temperatura corpo de prova 14.....	112
Figura 4.18 - Medição de temperatura corpo de prova 14 sem refrigeração	112
Figura 4.19 - Temperatura na interface cavaco-ferramenta.....	113
Figura 4.20 – Cavaco corpo de prova.....	114

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Composição química e valor do PRE <sub>N</sub> e PRE <sub>w</sub> .....	44
Tabela 2.2 - Elementos e suas características no aço inox .....	45
Tabela 2.3 - Influência das condições de torneamento nas propriedades superficial do aço inoxidável superaustenético .....	64
Tabela 3.1 - Valores da composição química (%em peso) e do PRE <sub>N</sub> .....	69
Tabela 3.2 - Resultados do ensaio de dureza sentido horizontal.....	71
Tabela 3.3 - Resultados do ensaio de dureza sentido vertical.....	72
Tabela 3.4 - Variáveis para operação de mandrilamento.....	77
Tabela 3.5 - Parâmetros de difração recomendadas.....	81
Tabela 4.1- Resultados das medições do parâmetro S <sub>q</sub> da rugosidade.....	91
Tabela 4.2 - Divisão dos corpos de prova por grupos obtidos em função dos S <sub>q</sub> .....	93
Tabela 4.3 - Resultado da tensão residual.....	94
Tabela 4.4 - Resultados dos parâmetros de rugosidade.....	98
Tabela 4.5 - Resultados da dureza (20HV).....	103
Tabela 4.6 - Medidas da rugosidade, tensão residual e dureza, separados nos Grupos 1 .....	104
Tabela 4.7 - Medidas da rugosidade, tensão residual e dureza, separados nos Grupos 2.....	105
Tabela 4.7 - Medidas de temperaturas durante a usinagem no corpo .....	110

## LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E ACRÔNIMOS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ASM	<i>American Society for Metals</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CCC	Estrutura cúbica de corpo centrado
CFC	Estrutura cúbica de Face Centrada
CNC	<i>Computerized Numeric Control</i>
CVD	<i>Chemical vapour deposition</i> Deposição de vapor químico
DIN	<i>Deutsches Industrie Normen</i>
HV	Dureza Vickers
ISO	<i>International Standard Organization</i>
IMOA	<i>International Molybinum Association</i>
LE	Limite de Escoamento
LRT	Limite de Resistência a Tração
PRE	<i>Pitting Resistance Equivalent</i>
UNS	<i>Unified Numbering System</i>
UTFPR	Universidade Tecnológica Federal do Paraná

## LISTA DE SIMBOLOS

ap	Profundidade de corte [mm]
C	Carbono
Cr	Cromo
Cl-	íon Cloro
Cu	Cobre
D	diâmetro da ferramenta [mm]
Dc	Diâmetro de corte de mandrilamento [mm]
ER	Arredondamento da aresta
$F_n$	avanço por rotação [mm/r]
$f_z$	avanço por dente [mm/rot]
Fe	Ferro
$F_a$	Força de corte axial [N]
$F_r$	Força de corte radial [N]
$F_t$	Força de corte tangencial [N]
GC	Classe da Cobertura
Hv	Dureza Vickers [HV]
Kr	Ângulo de Posição [°]
mm	Milímetros [mm]
m/min	Metros por minuto [m/min]
mm/rot	Milímetros por rotação [mm/rot.]
mm/v	Milímetros por volta [mm/vol]
Mn	Manganês
Mo	Molibdênio
MPa	Mega Pascal [MPa]
N	Nitrôgenio
N	Newton [N]
n	Velocidade do fuso [rpm]
Ni	Níquel
P	Fósforo
Ra	Rugosidade média [ $\mu\text{m}$ ]

$r_E$	Raio de quina [mm]
Sk	Profundidade da rugosidade central [ $\mu\text{m}$ ]
Spk	Redução de pico/Altura de vale [ $\mu\text{m}$ ]
SMr1	Pico / Material componente do vale [ $\mu\text{m}$ ]
Sq	Desvio médio quadrático [ $\mu\text{m}$ ]
Ssk	<i>Skewness</i> [ - ]
Sku	<i>Kurtosis</i> [ - ]
Sp	Altura máxima de pico [ $\mu\text{m}$ ]
Sv	Altura máxima de vale [ $\mu\text{m}$ ]
Sz	Altura máxima [ $\mu\text{m}$ ]
Sds	Densidade de cumes [ $\mu\text{m}$ ]
Sal	Auto correlação do comprimento com decaimento [mm]
Str	Relação de aspecto da textura [ $\mu\text{m}$ ]
Ssc	Media aritmética da curvatura dos picos [ $\mu\text{m}$ ]
Sdq	Média quadrática das inclinações [ $\mu\text{m}$ ]
Sdr	Razão da área interfacial desenvolvida [ $\mu\text{m}$ ]
Sfd	Dimensão fractal [ $\mu\text{m}$ ]
Std	Direção da textura [°]
S5z	Dez pontos de altura da superfície [ $\mu\text{m}$ ]
S	Enxofre
Si	Silício
Ti	Titânio
TiN	Nitreto de titânio
Vc	Velocidade de corte [m/min]
Vcav	Velocidade de saída do cavaco [m/min]
Vf	Taxa de penetração [mm/min]
Vvc	Volume central de vazio [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]
Vvv	Volume de vale vazio [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]
Vmp	Volume de material [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]
Vmc	Volume central de material [ $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ]
W	Tungêstenio
Zc	Número efetivo de dentes que usina a superfície final



$\varphi$	Ângulo de cisalhamento [°]
$\Psi$	Ângulo de inclinação entre o plano de difração e o plano da amostra [°]
$\sigma\Phi$	Tensão média em uma direção [MPa]
$\sigma_1$	Tensão na direção 1 [MPa]
$\sigma_2$	Tensão na direção 2 [MPa]
$\theta_0$	Ângulo de difração para o material sem tensão [°]
$\sigma_r$	Tensão radial [MPa]
$\sigma_t$	Tensão tangencial [MPa]
Ti(C,N)	Nitreto ou Carboneto de Titânio
$\varnothing$	Diâmetro [mm]
°C	Temperatura Celsius [°]

# SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>20</b>
<b>1.1</b>	<b>OBJETIVO</b>	<b>22</b>
1.1.1	Objetivos específicos	22
<b>1.2</b>	<b>JUSTIFICATIVAS</b>	<b>23</b>
<b>1.3</b>	<b>DESCRIÇÃO DO TRABALHO</b>	<b>23</b>
<b>2</b>	<b>MANDRILAMENTO EM AÇO INOXIDÁVEL</b>	<b>25</b>
<b>2.1</b>	<b>MANDRILAMENTO</b>	<b>25</b>
2.1.1	Tipos de barras de mandrilar	27
2.1.2	Fatores que influenciam na qualidade do mandrilamento	29
2.1.3	Formação de cavacos	32
2.1.4	Interface cavaco-ferramenta	35
<b>2.2</b>	<b>AÇOS INOXIDÁVEIS</b>	<b>39</b>
2.2.1	História dos aços inoxidáveis superduplex	42
2.2.2	Propriedades dos aços inoxidáveis superduplex	43
2.2.3	Usinabilidade dos aços inoxidáveis	45
<b>2.3</b>	<b>INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO MATERIAL USINADO</b>	<b>48</b>
2.3.1	Mecanismos de alteração nas características da superfície usinada	51
2.3.2	Textura superficial	53
2.3.3	Tensão residual	59
2.3.4	Corrosão por pite	62
<b>3</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS</b>	<b>66</b>
<b>3.1</b>	<b>MATÉRIA PRIMA</b>	<b>66</b>
3.1.1	Composição química	69
3.1.2	Microestrutura	69
3.1.3	Dureza da matéria prima	71
<b>3.2</b>	<b>EQUIPAMENTOS E MÉTODOS PARA O PROCESSO DE USINAGEM POR MANDRILAMENTO</b>	<b>72</b>
3.2.1	Ferramenta	73
3.2.2	Fluido de corte	75
3.2.3	Caracterização das variáveis	76
<b>3.3</b>	<b>EQUIPAMENTOS E MÉTODOS DE MEDIÇÃO</b>	<b>78</b>
3.3.1	Interferômetro de luz branca	78
3.3.2	Difratômetro	80
3.3.3	Termopares	84
3.3.4	Durômetro	87
3.3.5	<i>Software</i> estatístico	89
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES</b>	<b>90</b>

<b>4.1</b>	<b>RUGOSIDADE</b>	<b>90</b>
<b>4.2</b>	<b>TENSÕES RESIDUAIS</b>	<b>94</b>
<b>4.3</b>	<b>CORRELAÇÃO DOS RESULTADOS</b>	<b>96</b>
4.3.1	Tensão residual X rugosidade Sq	96
4.3.2	Tensão residual X demais resultados de rugosidade	98
<b>4.4</b>	<b>DUREZA SUPERFICIAL NO CORPO DE PROVA</b>	<b>103</b>
<b>4.5</b>	<b>TEMPERATURA DISSIPADA NO CORPO DE PROVA DURANTE A USINAGEM</b>	<b>109</b>
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>115</b>
	<b>REFERÊNCIAS</b>	<b>117</b>

## 1 INTRODUÇÃO

As empresas fabricantes de peças e equipamentos para o segmento de óleo e gás estão buscando a cada dia, aprimoramento em seus processos de fabricação. Isso, devido às exigências que estão surgindo com os novos campos para extração de petróleo que operam no fundo do mar com aproximadamente 3.000 metros de profundidade e com pressões de até 700 bar. Entre alguns obstáculos neste segmento, estão o petróleo e os gás ácidos que requerem a utilização de materiais que não sofram corrosão e a dificuldade de fabricação por serem componentes de grande porte.

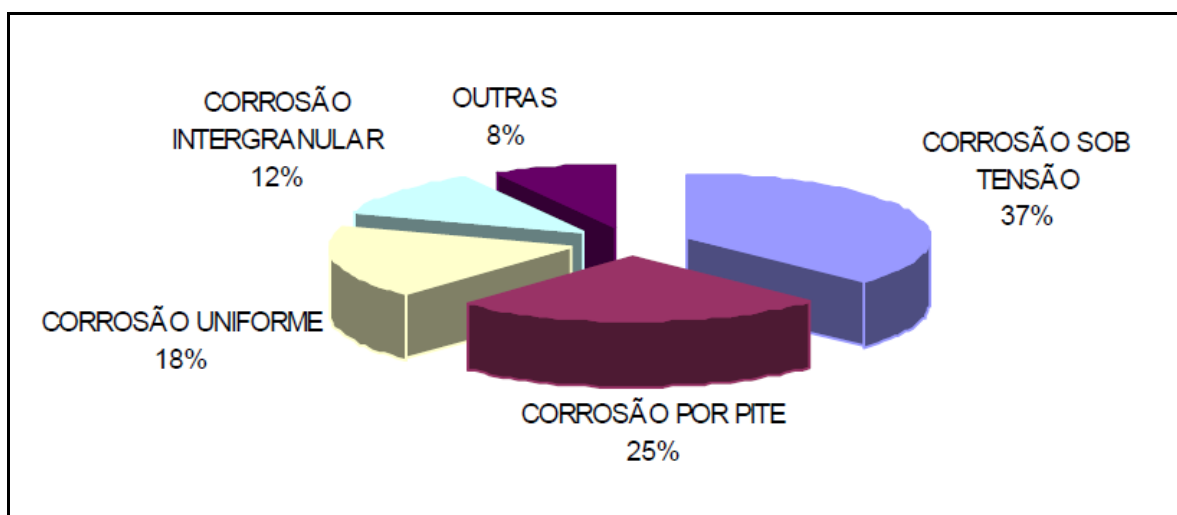
Como por exemplo, a árvore de natal submarina que é a unidade que controla cada cabeça de poço para extração do petróleo. Para essas estações de bombeamento (*offshore*) existe uma necessidade econômica que não se executem manutenções, por problemas de qualidade, em um curto tempo, após sua instalação.

A válvula reguladora de passagem, figura 1.1, é um dos componentes da árvore de natal e, em seu processo de fabricação, o mandrilamento é utilizado em uma de suas principais características, o bolsão do assento, que servirá como referência para o presente estudo. O material utilizado para a fabricação é o aço inoxidável super duplex e as dificuldades para se usinar são grandes devido à composição química necessária para se evitar a corrosão (SANDVIK COROMANT DO BRASIL, 2012).



**Figura 1.1 - Válvula reguladora de passagem**  
**Fonte: Sandvik Coromant do Brasil (2012).**

Dos principais tipos de falhas por corrosão em aços inoxidáveis, a corrosão por pite corresponde a 25% das ocorrências entre os tipos de corrosão possíveis. A figura 1.2 mostra a distribuição percentual das causas de corrosão em aços inoxidáveis que, podem ser ocasionados pelos processos de fabricação (ROBERGE, 2000).



**Figura 1.2 – Comparação entre os tipos de corrosão**

**Fonte: ROBERGE (2000).**

O acabamento superficial é um dos fatores que influenciam na formação de corrosão por pite (GRAVALOS, 2008).

As principais necessidades para a manufatura dessa característica (bolsão de assento) são acabamento superficial, vida útil da ferramenta e um processo estável. Para isso, é de extrema importância a escolha dos parâmetros de corte e o modelo da barra de mandrilar correto. No mandrilamento os parâmetros de corte são afetados com a utilização de ferramentas longas. O fabricante de ferramenta Sandvik Coromant (2011) indica para comprimentos acima de quatro vezes seu diâmetro usinado a utilização de ferramentas com sistema antivibratório, conforme mostrado na figura 1.3. O uso de ferramentas com sistema antivibratório é comum neste segmento e pouco avaliado a sua influência no material após o mandrilamento.

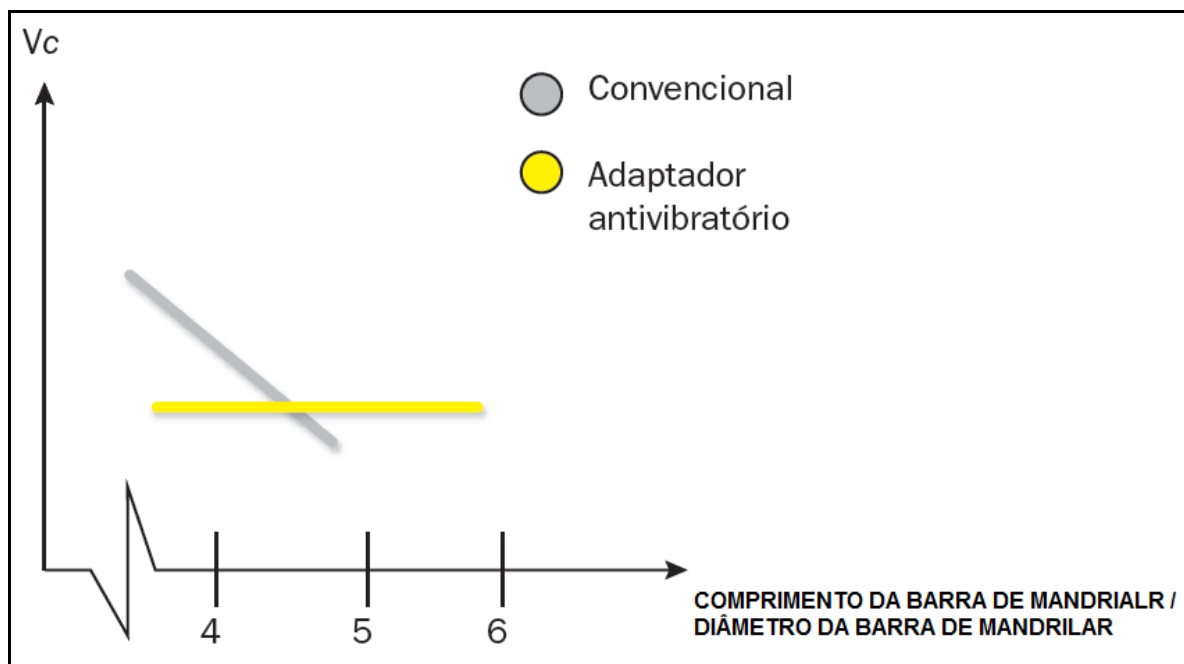


Figura 1.3 – Ferramenta convencional e antivibratório

Fonte: Sandvik Coromant (2011).

Sendo assim, este trabalho propõe estudar os efeitos causados pela operação de mandrilamento interno no aço inoxidável super duplex correlacionando as principais condições de corte (velocidade de corte e avanço), raio de ponta da ferramenta e pressão de refrigeração com a integridade superficial.

## 1.1 OBJETIVO

O presente estudo tem como objetivo avaliar o efeito de variáveis de usinagem na integridade superficial do aço inoxidável super duplex após mandrilamento interno. Serão utilizadas como variáveis de entrada a velocidade de corte, o avanço, o raio da ponta da ferramenta e a pressão de lubrificação, utilizando uma ferramenta de mandrilar interna, com sistema antivibratório, de comprimento oito vezes seu diâmetro.

### 1.1.1 Objetivos específicos

Os objetivos específicos necessários para alcançar o objetivo principal, são:

- a) Caracterizar a influência dos parâmetros de entrada na: tensão residual, rugosidade e dureza para saber o resultado gerado na subsuperfície e na superfície do material após a usinagem;

- b) Correlacionar os parâmetros de rugosidade com tensão residual, dureza com tensão residual e rugosidade com dureza;
- c) Identificar a influência da temperatura de usinagem no material;
- d) Comparar os resultados obtidos com trabalhos utilizados em processo de torneamento.

## 1.2 JUSTIFICATIVAS

A presente pesquisa se justifica por:

- a) Definir a melhor composição dos parâmetros de usinagem no processo de mandrilamento interno para o aço inoxidável super duplex;
- b) Produzir superfícies com maior confiabilidade em sua integridade superficial;
- c) Otimizar o tempo de fabricação com a utilização de parâmetros de corte corretos;
- d) Reduzir custos com ferramentas de corte devido ao maior conhecimento adquirido na aplicação de mandrilamento.

## 1.3 DESCRIÇÃO DO TRABALHO

O desenvolvimento deste trabalho será apresentado nos seguintes capítulos:

No capítulo 2, uma revisão bibliográfica com o objetivo de facilitar a compreensão da operação de usinagem de mandrilamento e o comportamento da formação de quebra cavaco. Em seguida, serão apresentadas algumas características do material a ser usinado (aço inoxidável super duplex) e, por fim, serão examinados os assuntos relacionados à integridade da superfície após a usinagem.

No capítulo 3 serão demonstrados os materiais, os equipamentos, os instrumentos de medição e as ferramentas para a usinagem dos corpos de prova necessários para o desenvolvimento e execução do trabalho. Também, serão definidos os métodos para medição e análise das variáveis de entrada.

No capítulo 4 serão detalhadas e discutidos os resultados encontrados nas etapas do trabalho. Primeiramente, os resultados da rugosidade ( $S_q$ ) do corpo de prova. Em seguida, a tensão residual gerada no corpo de prova pela usinagem. Logo após, será realizada uma correlação entre os demais parâmetros de

rugosidade e tensão residual. A dureza superficial será apresentada para confirmar a existência da tensão gerada pela usinagem. E por fim, a temperatura medida no corpo de prova oriunda a usinagem será caracterizada.

No capítulo 5 serão mostradas as conclusões obtidas no presente trabalho e serão encaminhadas sugestões para futuros projetos.

O trabalho finaliza com as referências utilizadas para a realização deste trabalho.



## 2 MANDRILAMENTO EM AÇO INOXIDÁVEL

Na usinagem, a geometria de corte da ferramenta é dividida entre dois grupos: definidas e não definidas. A norma DIN 8580 sob o termo "Separar", compreende os processos de fabricação com remoção de cavaco com ferramenta de geometria definida. No grupo com geometria definida, além do mandrilamento, sobre a qual será objeto do estudo, encontra-se, também, o torneamento, aplainamento, fresamento, furação, alargamento, rosqueamento, entre outras.

Usinagem é o termo usado para descrever processos em que é removida uma camada de material da superfície de uma peça por ferramenta em forma de cunha (TRENT; WRIGHT, 2000). Esse material é chamado de cavaco. A usinagem é utilizada para produção de peças com formas, tolerâncias e acabamento superficial especificados, em peças de materiais fundidos, forjados, pré-fabricados ou brutos e, conseqüentemente, satisfazer requisitos de projeto.

### 2.1 MANDRILAMENTO

O processo mecânico do mandrilamento corresponde à forma de usinagem destinada à obtenção de superfícies de revolução com auxílio de uma ou várias ferramentas de barra. Para tanto, a ferramenta gira e a peça ou a ferramenta se deslocam simultaneamente segundo uma trajetória determinada. Os principais modos são:

a) Mandrilamento cilíndrico: processo de mandrilamento no qual a superfície usinada é cilíndrica de revolução, cujo eixo coincide com aquele em que a ferramenta gira;

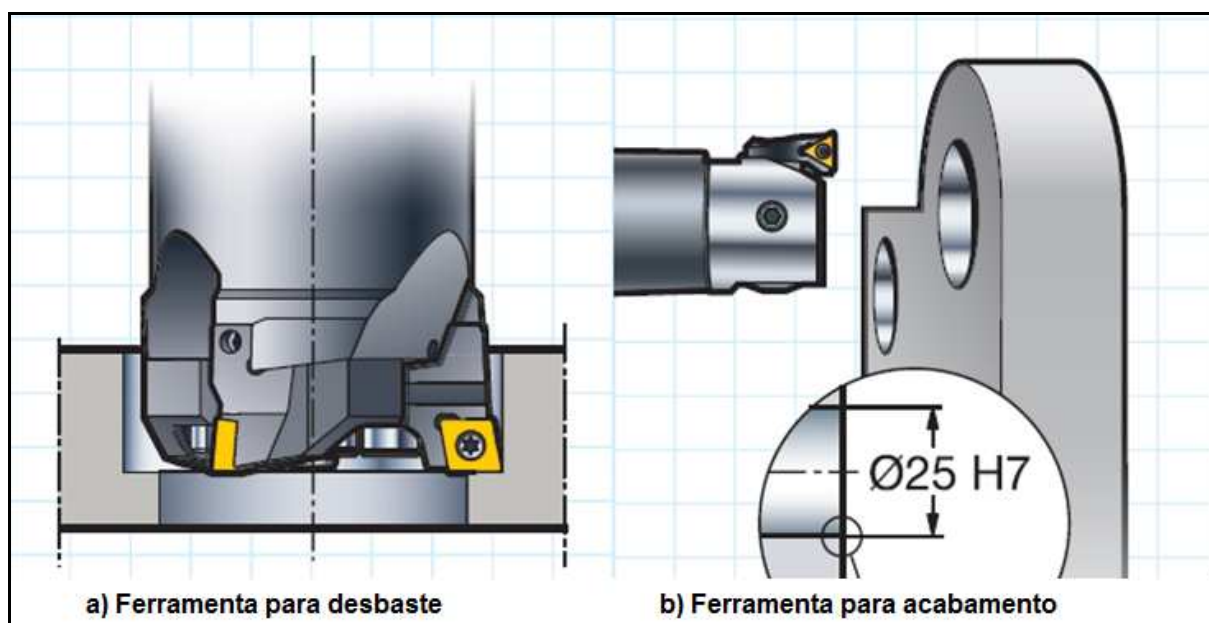
b) Mandrilamento radial: processo de mandrilamento no qual a superfície usinada é plana e perpendicular ao eixo em torno do qual gira a ferramenta;

c) Mandrilamento cônico: processo de mandrilamento no qual a superfície usinada é cônica de revolução, cujo eixo coincide com aquele em que a ferramenta gira;

d) Mandrilamento de superfícies especiais: processo de mandrilamento no qual a superfície usinada é uma superfície de revolução, diferente das anteriores, cujo eixo coincide com aquele em que a ferramenta gira. Exemplos: mandrilamento esférico, mandrilamento de sangramento, entre outros.

Quanto à finalidade, as operações de mandrilamento podem ser classificadas ainda em mandrilamento de desbaste, semi-acabamento e acabamento.

O processo de mandrilamento é realizado por ferramentas denominadas barras de mandril. Em operação de desbaste são utilizadas ferramentas de múltiplas arestas. Já, em acabamentos com precisão, são utilizadas barras de mandril monocortantes, conforme mostra na Figura 2.1 (SANDVIK COROMANT, 2011).



**Figura 2.1 – Barras de mandril múltipla arestas e monocortante**

**Fonte: SANDVIK COROMANT (2011).**

O cuidado que se destaca nessa operação é em relação a rigidez do processo. Isto é muito presente, principalmente quando há uma relação comprimento da ferramenta sobre diâmetro muito elevado (TRENT; WRIGHT, 2000).

As operações de mandril são realizadas em centros de usinagem ou em mandriladoras horizontais. A ferramenta rotativa avança axialmente através do furo. São realizados furos passantes, não passantes, cruzados, longos e curtos, frequentemente, em peças prismáticas como carcaças. Suas definições em termos de dados de corte estão listadas na sequência e identificadas na Figura 2.2 (SANDVIK COROMANT, 2011):

$n$  = velocidade do fuso (rpm);

$a_p$  = profundidade radial de corte (mm);

$V_c$  = velocidade de corte (m/min);

$f_n$  = avanço por rotação (mm/r);

$D_c$  = diâmetro de mandrilamento (mm);

$V_f$  = Velocidade de avanço (mm/min);

$f_z$  = avanço por dente (mm/rot);

$z_c$  = número efetivo de dentes que usina a superfície final.

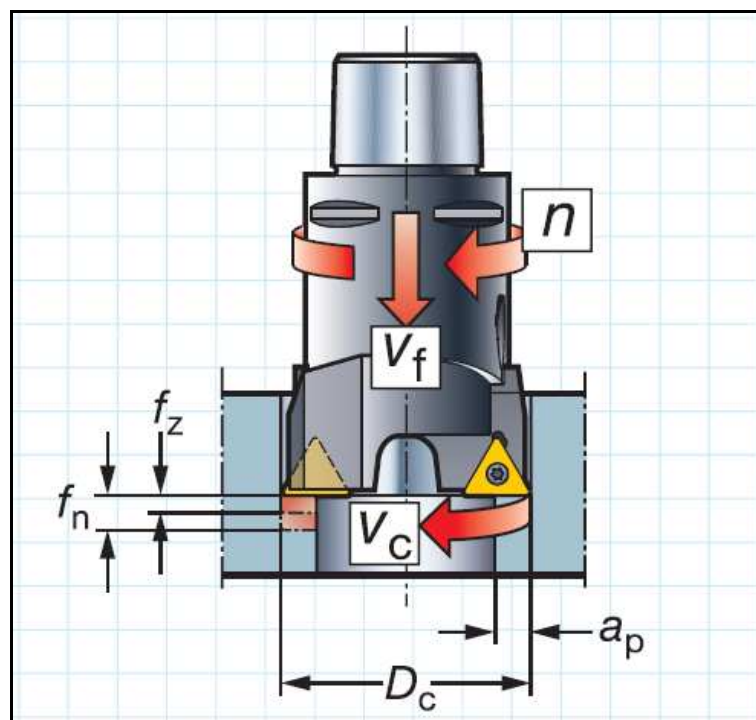


Figura 2.2 – Definição dos termos de dados de corte para mandrilamento

Fonte: Sandvik Coromant (2011).

### 2.1.1 Tipos de barras de mandrilar

A escolha do modelo da barra de mandrilar depende, principalmente, do volume de material a ser removido, da distância entre o fuso da máquina e ponto da usinagem, do acabamento e da tolerância necessária para produzir determinado produto. São desenvolvidas barras com e sem regulagem. As barras sem regulagem são chamadas de barras inteiriças em que a pastilha é fixada por parafuso direto na ferramenta, já com o diâmetro a ser usinado definido. De outro modo, as barras com regulagem são utilizadas, na maioria das vezes, para operações de acabamento, permitindo o controle do diâmetro usinado e de suas tolerâncias. Esta regulagem é feita com a utilização de cápsulas anexadas as barras de mandrilar.

Contudo, no mandrilamento existe uma variável que é a relação entre o comprimento da ferramenta sobre diâmetro a ser usinado. Neste, existem

combinações que levam a estrutura da ferramenta a se tornar instável (flexível) e, assim, possibilitam vibrações durante a usinagem. A denominação de comprimento sobre diâmetro é chamada de balanço.

Segundo estudos realizados pela Sandvik Coromant, barras convencionais começam a perder a estabilidade quando o balanço é próximo de quatro (SANDVIK COROMANT, 2012).

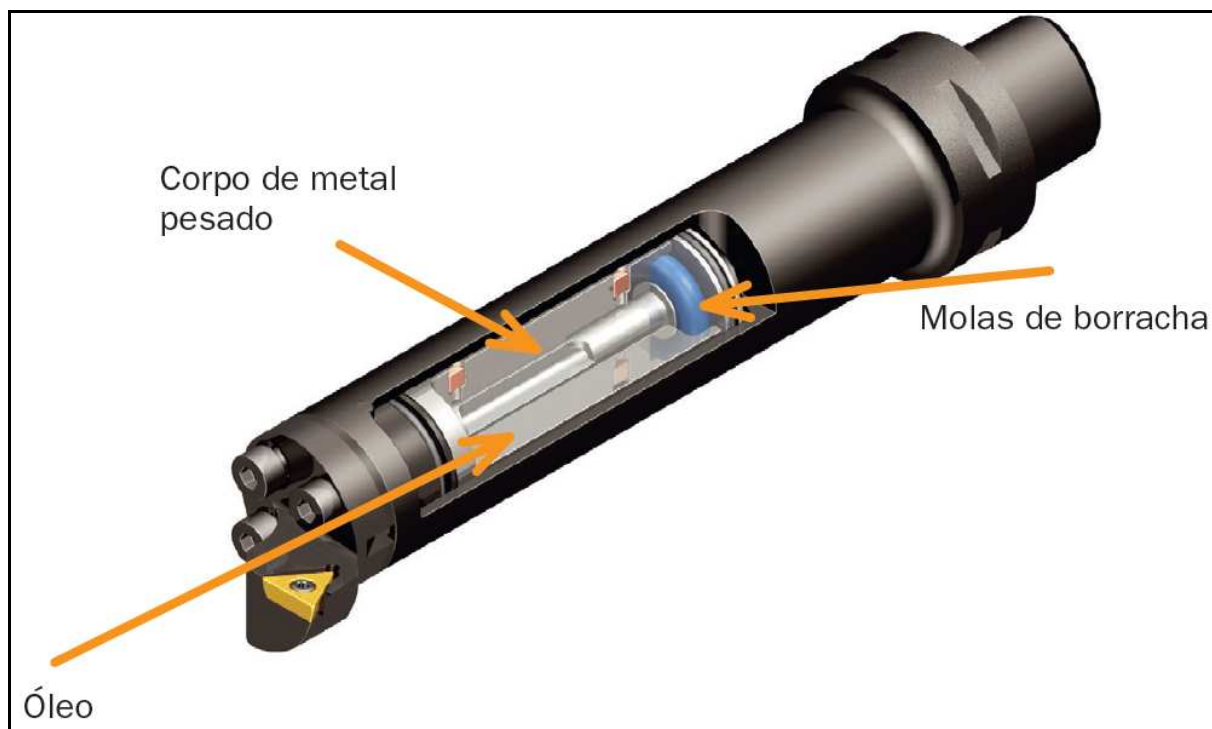
Ferramentas com sistemas antivibratório são soluções apresentadas para eliminar situações de instabilidade na usinagem (vibração) e melhoria de acabamento. Com elas podem ser mantidos os mesmos dados de corte indicados para a aplicação, ou realizar acabamentos que ferramentas convencionais não teriam condições de executar devido à sua falta de rigidez. A figura 2.3 mostra dois modelos de barras de mandrilar antivibratória, sendo a 2.3 (a) para desbaste e 2.3 (b) para acabamento.



**Figura 2.3 – Modelos de barras de mandrilar com sistema antivibratório**

**Fonte: Sandvik Coromant (2012).**

A figura 2.4 mostra o sistema antivibratório que consiste em um corpo de metal pesado, apoiada em elementos de mola de borracha e óleo. O óleo é adicionado dentro deste sistema que ajuda a reduzir a vibração gerada na usinagem.



**Figura 2.4 – Sistema antivibratório em barra de mandrilar**

Fonte: Sandvik Coromant (2012).

### **2.1.2 Fatores que influenciam na qualidade do mandrilamento**

A usinagem é constituída de algumas variáveis de entrada e saída. Na Figura 2.5 estão demonstradas algumas delas para o processo de torneamento, que apresentam similiaridade com o mandrilamento. As variáveis de saída são resultantes da seleção prévia das variáveis de entrada. Mesmo que as variáveis de entrada sejam bem controladas, o processo de usinagem pode sofrer alterações devido ao grande número de combinações destas variáveis.

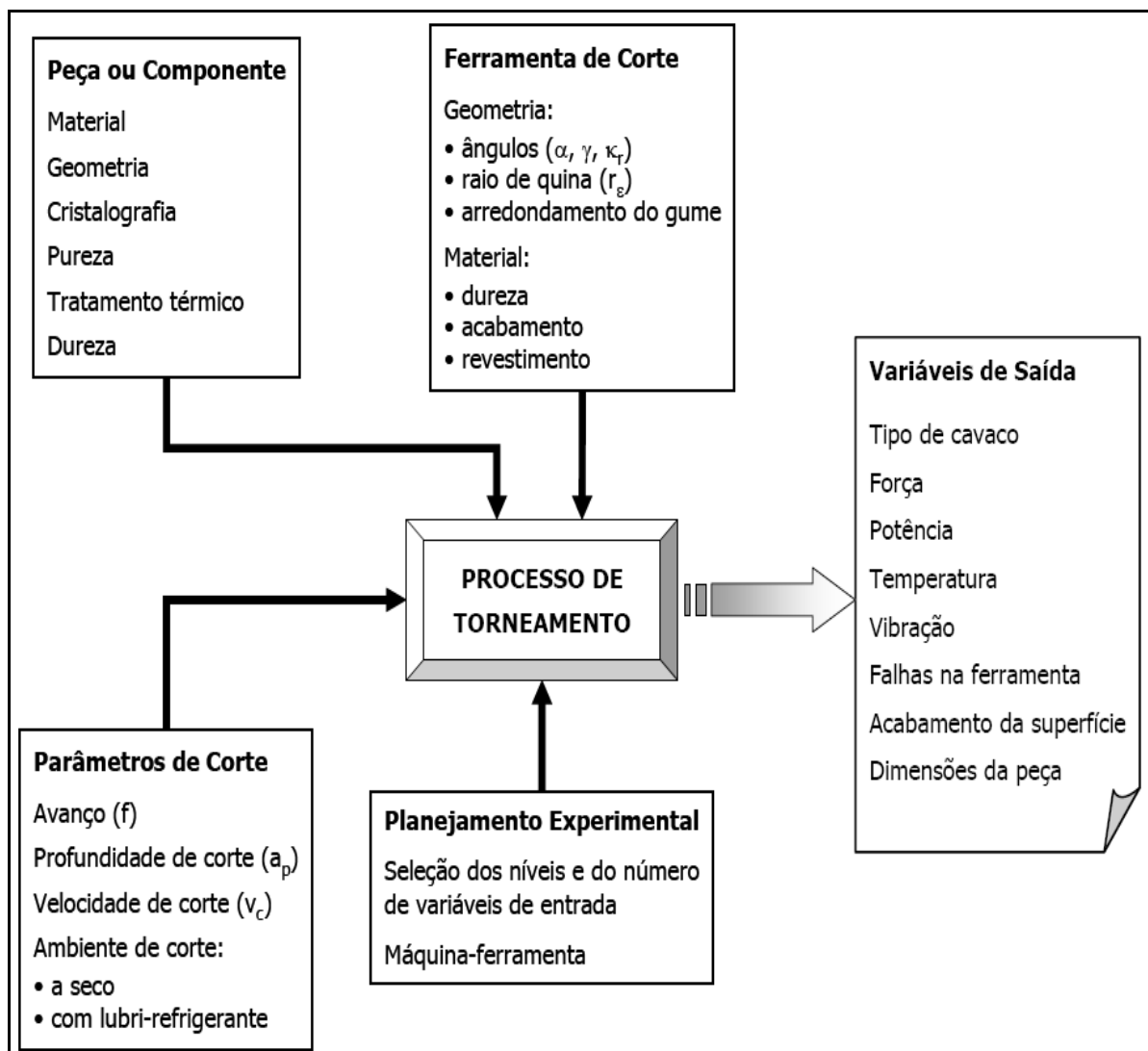


Figura 2.5 - Relações de entrada/saída em usinagem

Fonte: ASM Internacional (1989).

Uma barra de mandrilar com o seu corpo pouco rígido pode gerar vibração na usinagem, que é prejudicial à qualidade da usinagem. A máquina também pode influenciar nessa instabilidade e pode sofrer com a vibração gerada pela operação de usinagem.

Essas forças de corte para operação de mandrilamento interno são decompostas em força de corte tangencial ( $F_t$ ), força de corte radial ( $F_r$ ) e força de corte axial ( $F_a$ ), Figura 2.6(a). A reação para a força radial é defletir a ferramenta para o centro da peça e a força tangencial é direcionada para baixo. Ao fazer isso, reduzirá o ângulo de folga da ferramenta. Com isso, o ângulo de folga da pastilha tem que ser suficiente para evitar o contato entre a ferramenta e a parede do furo, indicados na Figura 2.6(b). Conforme observação de Dimla

(2004), a existência de deflexões radial e axial na ferramenta implicam em uma profundidade de corte reduzida em relação a nominal, o que pode induzir a vibrações, prejudicando o acabamento. Desta forma, não utiliza-se a ferramenta em sua condição ideal, e os dados de cortes precisam ser alterados, podendo influenciar na vida útil da pastilha e na integridade superficial do material usinado.

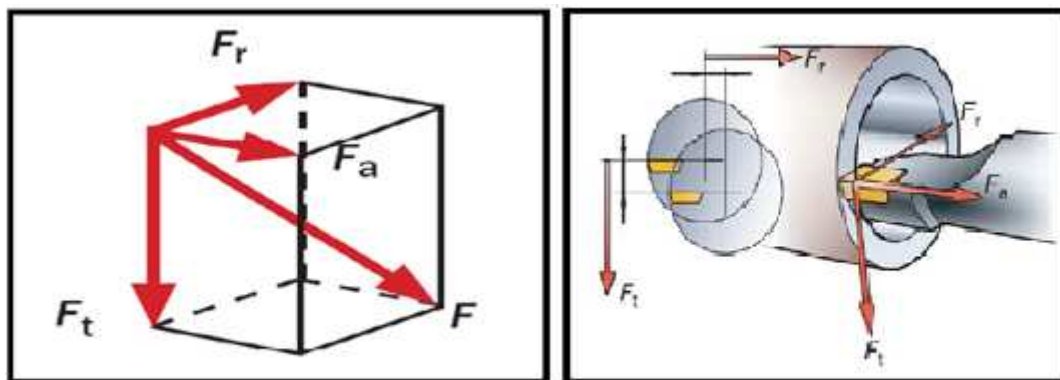


Figura 2.6 (a)

Figura 2.6 (b)

Figura 2.6 – Representação da decomposição de forças no mandrilamento interno

Fonte: Sandvik Coroamant (2005).

Segundo Morelo e Beltrão (2013), as peças usinadas em aço comercial ABNT 1045, utilizando as ferramentas de mandrilar com sistema antivibratório, apresentam melhor acabamento superficial, além de uma boa estabilidade em comparação com as barras com corpo de metal duro e de aço, para balanços acima de quatro vezes seu diâmetro e em diferentes avanços.

Devido ao elevado número de modelos de peças na indústria com acabamentos, raios e materiais a serem usinados existem uma gama variada de pastilhas e suportes, podendo gerar escolhas inadequadas para cada aplicação. A figura 2.7 ilustra da direita para esquerda algumas características na ferramenta que provocam à vibração, e quando possível deve ser evitadas. O ângulo de posição da ferramenta afeta a direção e a magnitude das forças axial e radial. Quanto maior o ângulo de ataque maior será força de corte axial. Esta acaba sendo a melhor opção já que os esforços de corte são direcionados ao longo da barra de mandrilar.

Raios de ponta da ferramenta menores representam pouco esforço de corte, porque quanto maior o raio, maior será a superfície de contato de ferramenta com a peça aumentando as forças de corte radiais e tangenciais.

O arredondamento da aresta (ER) da pastilha também pode afetar as forças

de corte. Geralmente as pastilhas sem cobertura possuem menor arredondamento de aresta do que aquelas com cobertura (GC), e isso deve ser levado em consideração, especialmente com grandes balanços de ferramentas e furos pequenos. Desgaste de flanco excessivo (VB) na pastilha modifica a folga entre a ferramenta e a parede do furo e isso, também, pode afetar a ação de corte do processo.

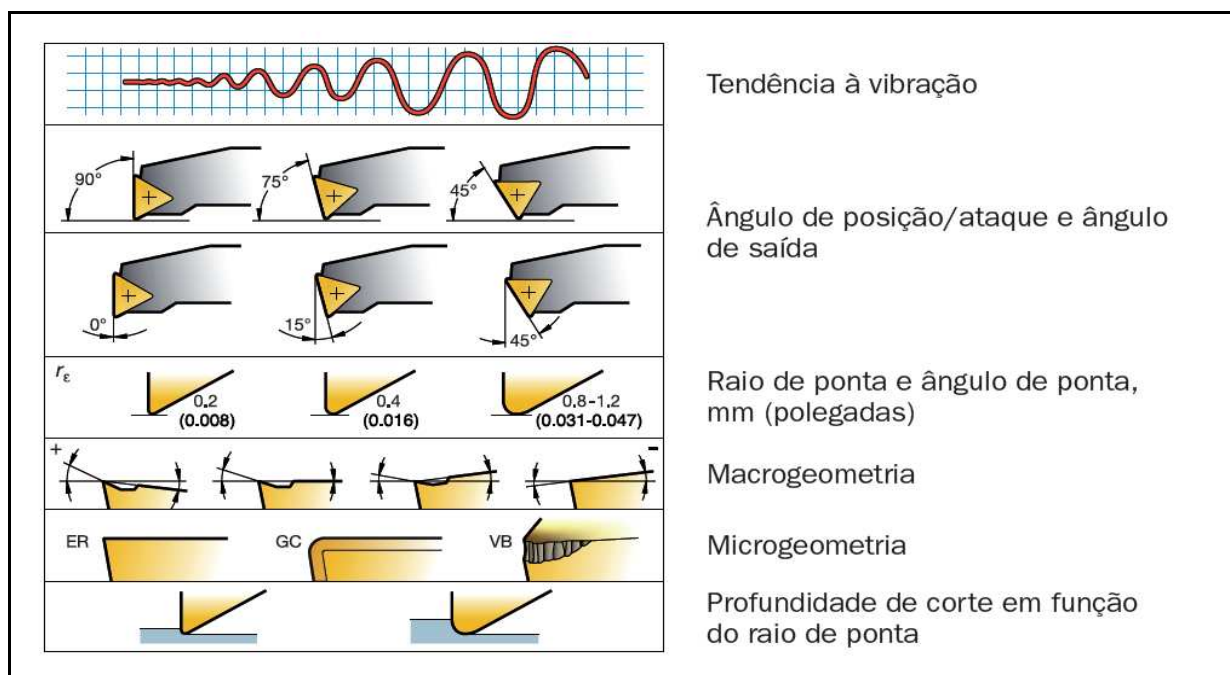


Figura 2.7 Características que influenciam na vibração na usinagem

Fonte: Sandvik Coromant (2005).

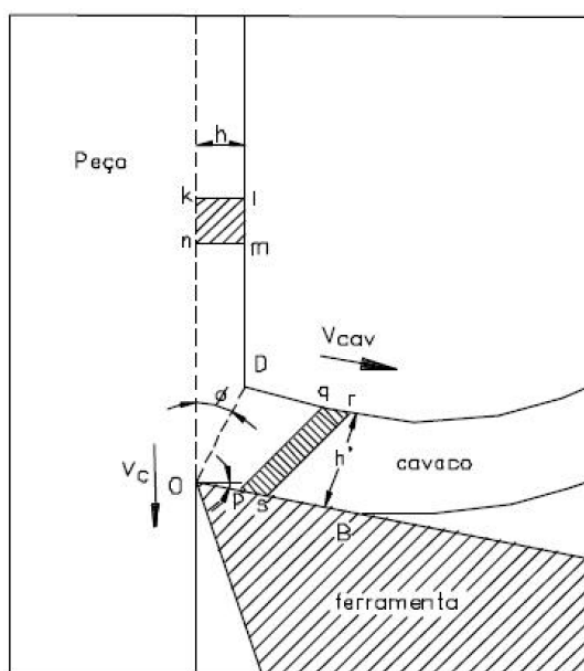
### 2.1.3 Formação de cavacos

Para formação do cavaco diversos fatores interferem no processo de usinagem dos metais, tais como material, desgaste de ferramenta, esforços de corte, o calor gerado na usinagem, a penetração do fluido de corte, entre outros. Assim, o estudo minucioso deste processo possibilita a compreensão e a explicação dos fenômenos decorrentes do contato da ferramenta com a peça (DINIZ; MARCONDES; COPINI, 2006).

O processo de formação do cavaco é bastante similar ao ensaio de compressão realizado em corpos de prova, com ressalvas relativas à dinâmica em que os mesmos se processam. Na representação do processo de formação do cavaco, Fig. 2.8, o volume de material “klmn” pode ser considerado como um corpo de prova submetido ao ensaio de compressão. As tensões de compressão, que este



volume de material está submetido, se elevam à medida que este se aproxima da cunha de corte da ferramenta. Assim como no ensaio de compressão, o volume de material sofre inicialmente deformações elásticas e, com o aumento dos esforços de compressão, sofre deformações plásticas na medida que o limite de resistência ao cisalhamento do material é atingido. O volume de material continua se deformando até que o limite de resistência do material seja alcançado e, conseqüentemente, ocorra a ruptura por cisalhamento no ponto “O”, localizado na ponta da ferramenta.



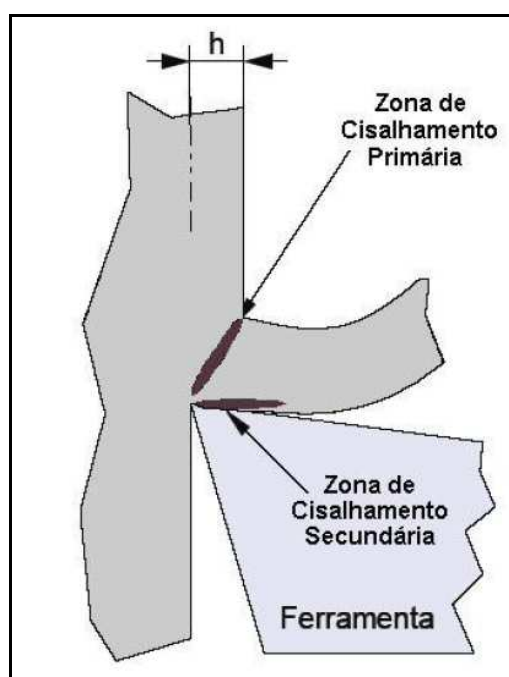
**Figura 2.8 - Representação do processo de formação do cavaco**

**Fonte: Trent; Wright (2000).**

A região onde o material é cisalhado é denominada zona de cisalhamento primária, representada pela Fig. 2.9. Esta região é representada por um plano perpendicular ao plano de trabalho, denominado plano de cisalhamento primário, indicado pelo seguimento “OD”, que parte da ponta da ferramenta e chega até a posição onde o cavaco deixa a superfície de trabalho.

Assim que o volume “klmn” passa pela zona de cisalhamento primária, este volume se deforma e assume uma nova configuração representada por “pqrs” na representação da Fig. 2.8. Neste momento, o movimento de saída do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta se inicia, caracterizando a última etapa do processo de formação do cavaco. Esta fase diferencia o processo de formação do cavaco do ensaio de compressão, já que esta etapa é inexistente neste último.

Assim que o cavaco entra em contato com a ferramenta, o material é submetido a esforços de compressão e de cisalhamento na direção paralela à superfície de saída da ferramenta, dando origem à zona de cisalhamento secundária, também representada pela Fig. 2.9. A região de máxima tensão de cisalhamento é indicada pelo ângulo de cisalhamento ( $\phi$ ), que é definido por Trent e Wright (2000) como o ângulo formado entre a direção do movimento da peça e o plano de cisalhamento representado pela linha "OD" (Figura 2.8).



**Figura 2.9 - Representação das zonas de cisalhamento**  
**Fonte: TRENT; WRIGHT (2000).**

Resumidamente, o processo de formação do cavaco pode ser denominado como um fenômeno periódico constituído das seguintes fases:

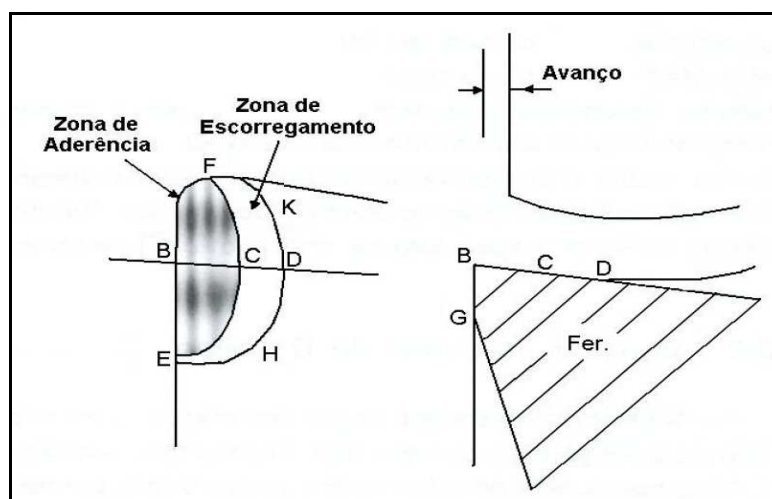
- a) Deformação elástica, ou recalque;
- b) Deformação plástica;
- c) Ruptura;
- d) Movimento do cavaco sobre a superfície da ferramenta.

Os fenômenos que ocorrem na zona de cisalhamento secundária, também denominada interface cavaco-ferramenta, são descritos mais detalhadamente a seguir devido à influência direta que esta região tem na formação do cavaco.

### 2.1.4 Interface cavaco-ferramenta

Os fenômenos ligados à interface cavaco-ferramenta atraem a atenção de pesquisadores que estudam os processos de usinagem. Isto porque são esses fenômenos que afetam diretamente o processo de usinagem como a temperatura de corte, forças de usinagem, vida das ferramentas de corte e acabamento.

Trent e Wright (2000) propõe a teoria e que na interface cavaco-ferramenta, existem duas regiões distintas: i) a zona de aderência; e ii) a zona de escorregamento, que estão demonstradas na Fig. 2.10. Esta análise foi obtida utilizando um dispositivo de “*quick-stop*”, que permite que o corte seja interrompido abruptamente de maneira a manter as condições existentes na interface cavaco-ferramenta no instante da parada. Por meio de técnicas de microscopia foi analisada a raiz do cavaco para demonstrar que as superfícies de saída da ferramenta e inferior do cavaco estão intimamente unidas.

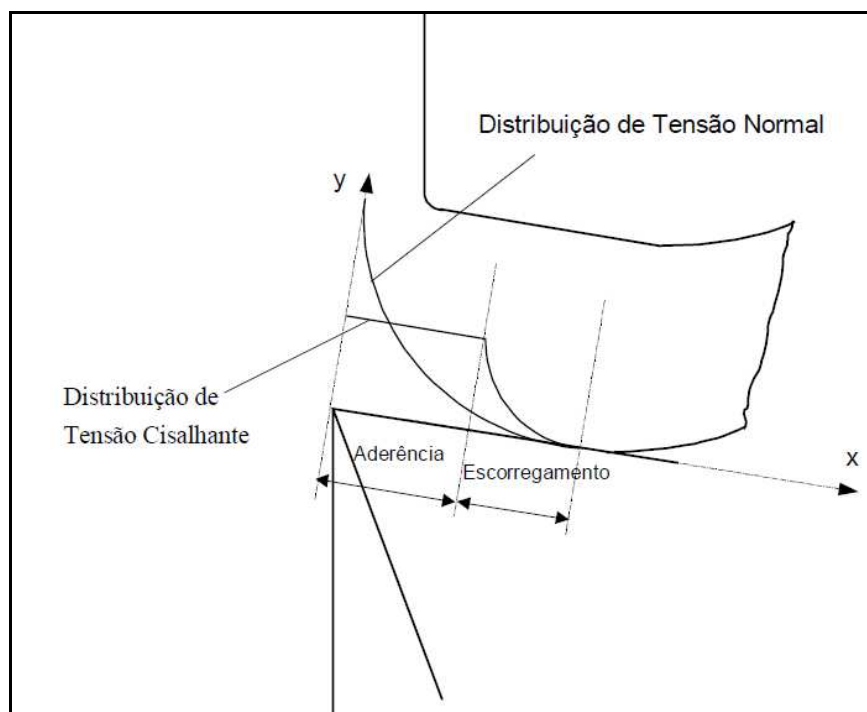


**Figura 2.10 – Área de contato cavaco-ferramenta**

Fonte: Diniz *et al.* (2006).

O modelo de distribuição de tensões de Zorev (1963), referenciado por Trent e Wright (2000), também evidencia a existência das zonas de aderência e de escorregamento na interface cavaco-ferramenta, na ausência de aresta postiça de corte. A Figura 2.11 apresenta esse modelo que é dividido entre duas regiões: a região de aderência e a região de escorregamento. De acordo com esse modelo: a tensão normal é máxima na ponta da ferramenta e decresce exponencialmente até zero no ponto onde o cavaco perde o contato com a superfície da ferramenta. Já, a tensão de cisalhamento é constante na zona de aderência, assumindo o valor limite de resistência ao cisalhamento do material naquela região, e decrescente

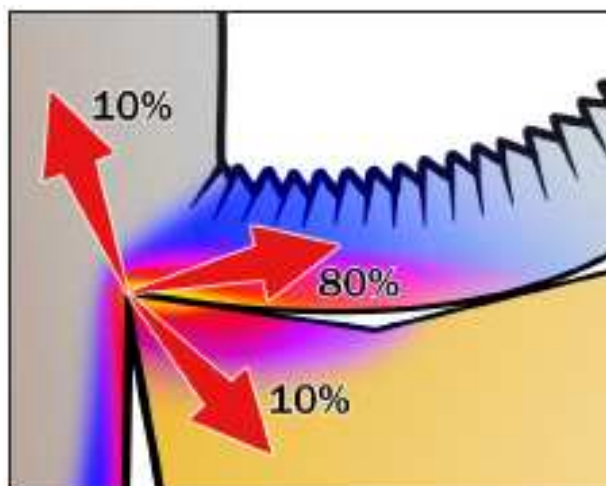
exponencialmente na zona de escorregamento até zero onde cavaco perde o contato com a ferramenta.



**Figura 2.11 – Modelo de distribuição de tensões na ferramenta durante o corte**  
**Fonte: TRENT; WRIGHT (2000).**

Segundo Trent e Wright (2000), as condições de escorregamento e de aderência dependem da combinação do material da peça e da ferramenta, das condições do tempo de usinagem e dos dados de corte. Também, esses fenômenos que ocorrem na interface cavaco-ferramenta estão diretamente relacionados com o desgaste da ferramenta.

Gekonde e Subramanian (2002) estudaram as influências dos fenômenos tribológicos da interface cavaco-ferramenta no desgaste da ferramenta. Segundo estes autores, com o aumento da velocidade de corte as condições de aderência se tornam mais significativas. Isto provoca um aumento local da temperatura no contato cavaco-ferramenta, propiciando a ocorrência de processos termicamente ativados nesta região. Com isso, o desgaste na superfície de saída da ferramenta é causado principalmente por mecanismos químicos de difusão. A Figura 2.12 representada percentualmente a distribuição do calor gerada durante a usinagem (SANDVIK COROMANT, 2011).



**Figura 2.12 – Distribuição de calor ferramenta-cavaco-peça**  
**Fonte: Sandvik Coromant (2011).**

A medida da temperatura é um dos fatores mais importante na investigação do uso de ferramentas permitindo, dessa forma, controlar a vida útil das ferramentas e o desgaste das mesmas. A temperatura também influencia no controle dimensional e no acabamento superficial da peça (SUAREZ; COSTA; MACHADO, 2008; SUAREZ *et. al.*, 2009).

Diversos métodos de medições (RIBEIRO *et. al.*, 2002; MELO *et. al.*, 2003) e modelagem da temperatura vêm sendo desenvolvidos (LIMA *et. al.*, 2000; CARVALHO *et.al.*, 2006). Porém, poucos traduzem fielmente os valores e comportamento da temperatura na usinagem. Um maior conhecimento da temperatura atingida durante o cisalhamento dos materiais pode impulsionar pesquisas de novos materiais resistentes a altas temperaturas.

Brandão *et al.* (2011), realizaram medições de temperatura na operação de furação com brocas novas e usadas no aço AISI H13 em três posições, três profundidades e com três diferentes maneiras de lubrificação: sem refrigeração, MQL (quantidade mínima de refrigeração) e com ar comprimido, como mostrado na Figura 2.13.

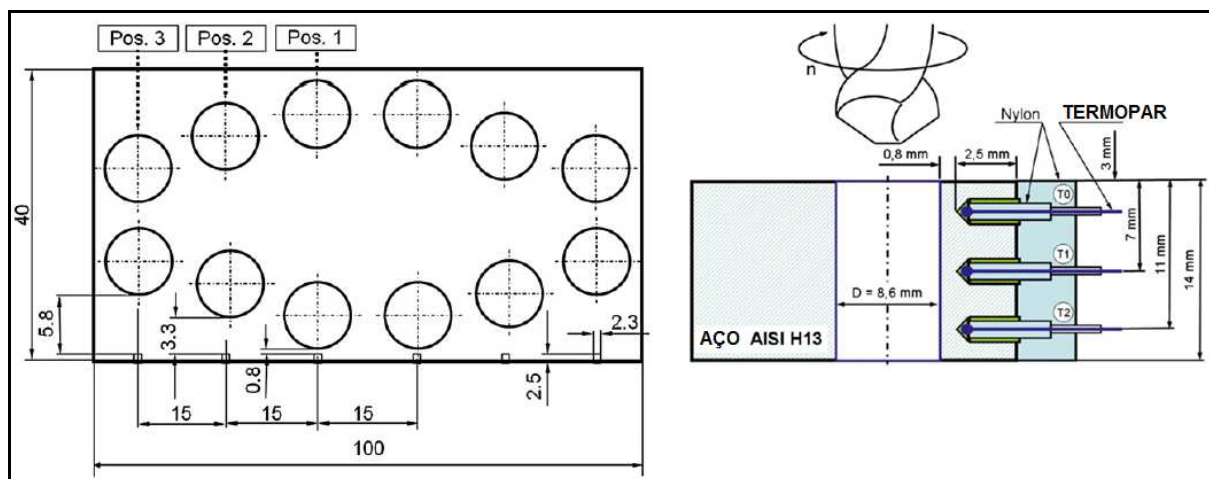


Figura 2.13 – Posição das distâncias das medições da temperatura

Fonte: Brandão *et al.* (2011).

Os resultados mostraram, para a broca nova, a temperatura média na peça próximo a 140 °C com crescimento de 170 °C com MQL e 150 °C e inundado (Figura 2.14).

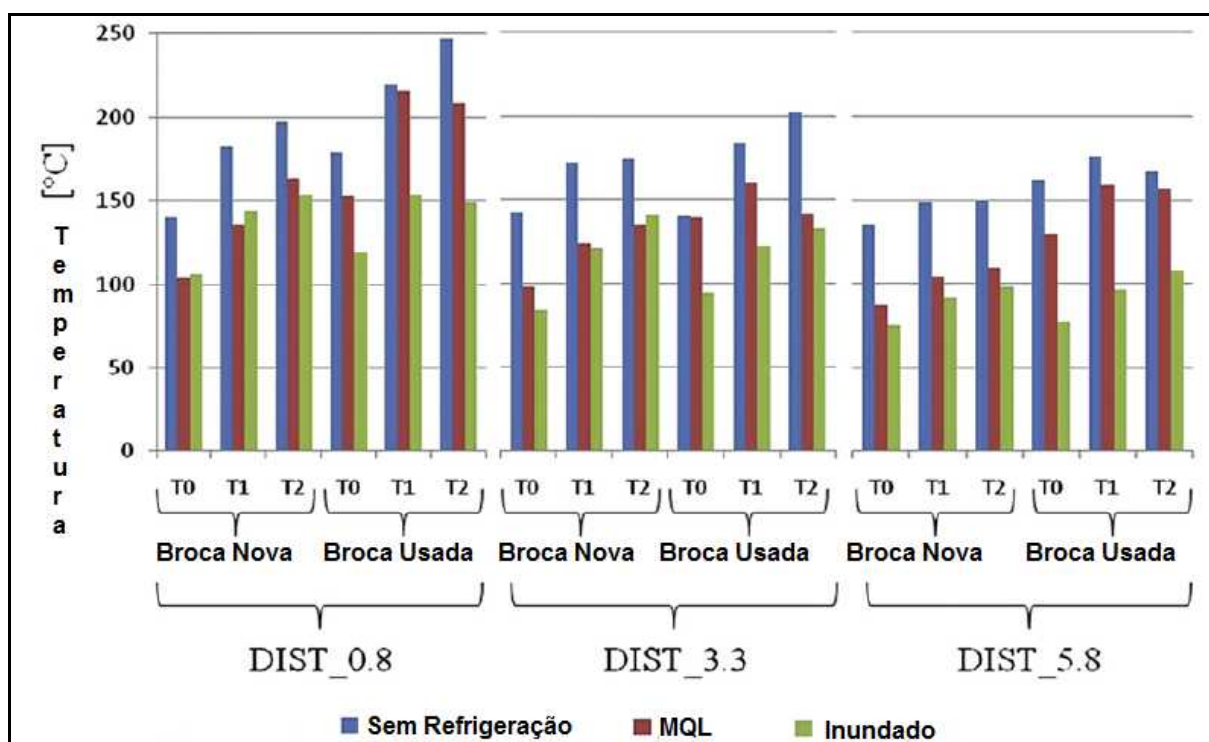
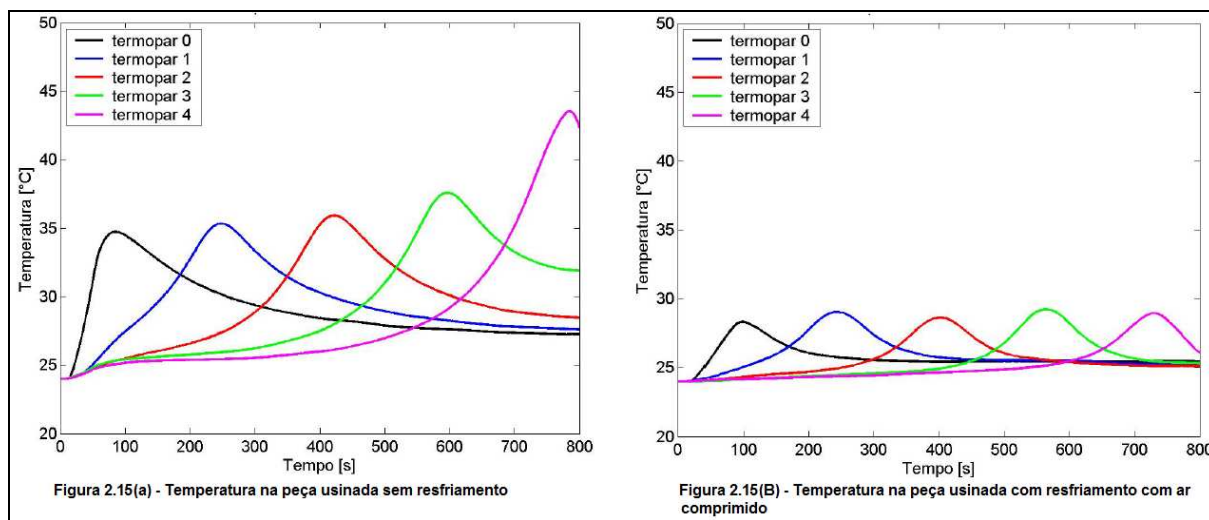


Figura 2.14 – Medição de temperatura na peça durante a furação

Fonte: Brandão *et al.* (2011).

Outro experimento realizado por Brandão *et al.* (2008), medindo a temperatura nos corpos de prova com fresa de circunferência em aço AISI D2 e H13 com dureza de 57 e 53 HRC, respectivamente. Os testes foram realizados utilizando fresa de topo esférico de diâmetro de 16mm em um centro de usinagem de três eixos. Foi empregada a técnica de termopar inserido onde avaliou-se a temperatura

do corpo-de-prova em função da variação da velocidade para cada ponto de contato da ferramenta e de região de inserção do corpo-de-prova. Dois sistemas de resfriamento foram empregados, ar frio e ar comprimido com o objetivo de avaliar a capacidade de reduzir a temperatura do processo. Como exemplo, a Figura 2.15 (a), mostra as medidas encontradas nos corpos de prova sem refrigeração, com temperatura inicial de 34 °C e final de 43 °C e com resfriamento de ar comprimido, Figura 2.15 (b) a variação de temperatura foi de 2 °C.



**Figura 2.15 - Temperatura dos experimentos realizados com o aço AISI D2**

Fonte: Brandão *et al.* (2008).

## 2.2 AÇOS INOXIDÁVEIS

Os aços inoxidáveis surgiram de estudos realizados em 1912. O inglês Harry Brearly estudava uma liga Fe-Cr (13%) e, quando tentava fazer algumas observações metalográficas, verificou que a liga fabricada resistia à maior parte dos reagentes que se utilizavam na época em metalografia. Chamando-a de "*stainless steel*" que, literalmente, quer dizer "aço sem manchas". Após um ano, na Alemanha, Eduard Maurer, estudou uma liga Fe-Cr que continha além dos elementos da liga de Brearly cerca de 8% de Ni. Como resultado observou que a liga resistiu vários meses a vapores agressivos no laboratório no qual trabalhava (ANCELMO, 2013)

Os aços descobertos por eles eram os, atualmente, conhecidos como AISI 420 (martensítico) e AISI 302 (austenítico), respectivamente. Era um pouco difícil de compreender na época, por qual razão aquecendo-se as duas ligas a altas temperaturas, em torno de 1.000 °C, e resfriando-as rapidamente, obtinham-se duas ligas completamente diferentes, uma com alta dureza (AISI 420) e outra com ótima

ductibilidade (AISI 302).

Os aços inoxidáveis, de uma maneira geral, podem ser classificados em cinco grupos: i) austeníticos; ii) martensíticos; iii) ferríticos; iv) endurecíveis por precipitação; e o v) duplex. Para fins de identificação e discussão de suas propriedades, segue uma breve descrição de cada um:

a) Austeníticos: são ligas à base de ferro, cromo (16-30%) e níquel (8-35%). Os aços inoxidáveis austeníticos são os mais populares, em termos de número de ligas e de utilização. Como os ferríticos, os austeníticos não podem ser endurecidos por tratamento térmico, tendo o nível de teor de carbono restrito. Todavia, as adições, principalmente, de níquel mudam a estrutura em temperatura ambiente para arranjo atômico cúbico de face centrada que é também não magnético (ou seja, tem uma baixa permeabilidade magnética). Dependendo do teor de níquel os aços austeníticos respondem o trabalho a frio com aumento da resistência mecânica, podendo ser utilizado em operações severas de conformação, evitando ruptura prematura e trinca. O endurecimento por encruamento é acompanhado pelas mudanças parciais na estrutura, com a conformação de uma fase de martensita ferro magnética, o que explica porque com a deformação a frio podem ocorrer os aços austeníticos “magnéticos” (SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY, 2008);

b) Martensíticos: são ligas ferro e cromo (11-18%) com teor de carbono em geral acima de 0,1%. Mais recentemente têm sido desenvolvidos aços denominados “supermartensíticos”. Eles possuem teor de carbono inferior a 0,1% e teores de elementos de liga extremamente baixos. São magnéticos e endurecíveis por têmpera. Os aços inoxidáveis martensíticos são similares aos aços carbono e de baixa liga. Sua estrutura é similar aos ferríticos com estrutura cristalina “tetragonal de corpo centrado”. Devido à adição de carbono, pode ser endurecido e a sua resistência aumentada pelo tratamento térmico, da mesma forma que os aços carbono. São classificados como uma família ferro magnético “dura”. O principal elemento de liga é o cromo, com um teor típico entre 12 a 15%. Na condição recozida, apresentam limite de escoamento com cerca de 275 MPa e, então, são normalmente usinados, conformados ou trabalhados a frio. A resistência mecânica obtida pelo tratamento térmico depende do teor de carbono da liga. A melhor resistência à corrosão é obtida no tratamento térmico, ou seja, na condição



temperado e revenido. Os aços martensíticos foram desenvolvidos com adições de nitrogênio e níquel, mas com teores de carbono mais baixos que os tipos tradicionais. Estes aços tem melhor tenacidade, soldabilidade e resistência à corrosão (SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY, 2008);

c) Ferríticos: são ligas ferro-cromo essencialmente ferríticas em todas as temperaturas e que não endurecem por tratamento térmico de têmpera. Normalmente, possuem teores de cromo mais elevados do que dos aços martensíticos e menores teores de carbono (BORDINASSI, 2006).

Os aços inoxidáveis ferríticos tem uma estrutura cristalina cúbica de corpo centrado, que é o mesmo do ferro puro à temperatura ambiente. O principal elemento de liga é o cromo com teores tipicamente entre 11 e 17%. O teor de carbono é mantido baixo o que leva estes aços a terem uma limitada resistência mecânica. Não são endurecíveis pelo tratamento térmico e no estado recozido o limite de escoamento se encontra entre 275 a 350 MPa.

Os aços ferríticos são do tipo de baixo custo, mas tem limitada resistência à corrosão comparada com os austeníticos mais comuns. Da mesma forma, são limitados na tenacidade, conformabilidade e soldabilidade em comparação aos austeníticos;

d) Endurecíveis por precipitação (PH): são endurecíveis por tratamento de envelhecimento e assim tem algumas similaridades com os aços martensíticos. Entretanto, o processo metalúrgico para endurecimento é diferente. Estes aços são capazes de atingir a resistência a tração até 1700 MPa. Estes aços têm boa ductilidade e tenacidade, dependendo do tratamento térmico Podem ser soldados mais facilmente que os aços martensíticos comuns, e são desenvolvidos e utilizados de forma ampla tanto nos Estados Unidos como no Reino Unido, por exemplo, nas aplicações aeroespaciais (MARTINS;CASTELETTI, 2006);

e) Ferrítico-austenítico (duplex): os aços inoxidáveis duplex tem uma estrutura mista de austenita e ferrita e, como resultado, tem características desses tipos básicos. Uma composição química típica tem 22% de cromo, 5% de níquel e 3% molibdênio com pequena adição de nitrogênio. Os aços duplex são endurecíveis por tratamento térmico, mas são mais duros que os aços ferrítico e austenítico na condição recozida mole e tem limite de escoamento médio em torno de 450 MPa. O

molibdênio é, normalmente, adicionado para aumentar a resistência a corrosão galvânica e por pite (SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY, 2008).

### **2.2.1 História dos aços inoxidáveis superduplex**

A origem dos aços inoxidáveis duplex ocorreu na França por volta de 1933, quando um erro de adição de elementos de liga, durante a fusão de um aço inox do tipo 18%Cr – 9%Ni – 2,5%Mo na Companhia Jacob Holtzer, resultou em uma composição química contendo 20%Cr – 8%Ni – 2,5%Mo, que promoveu uma alta fração volumétrica de ferrita numa matriz austenítica.

Em 1937 foram patenteados os aços inoxidáveis duplex contendo cobre como elemento de liga, a fim de melhorar a resistência à corrosão em muitos meios agressivos. Esses materiais foram denominados "Novas Ligas Inoxidáveis". Já em 1940, outra patente foi registrada, desta vez referente aos aços inoxidáveis duplex contendo cobre e molibdênio, descrevendo também um novo processo, que envolvia tratamento térmico na faixa de 400°C a 500°C, possibilitando o endurecimento desses materiais, sem afetar sua resistência à corrosão ou causar fragilidade.

Durante o mesmo período (1930 – 1940), as pesquisas e as produções industriais de aços inoxidáveis duplex foram realizadas paralelamente na Suécia, com os antecessores do material patentado como 3 RE 60 SANDVIK (CHARLES; BERNHARDSSON, 1991). Nos Estados Unidos, foram encontrados registros da mesma época sobre aços inoxidáveis austeníticos contendo grandes frações volumétricas de ferrita. Assim, essa nova família de aços inoxidáveis foi estudada, patenteada e comercializada simultaneamente na França, Suécia e Estados Unidos (SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY, 2008).

De 1950 a 1970 foram realizados extensivos estudos sobre trabalhabilidade a quente, soldabilidade e resistência à corrosão dos aços inoxidáveis duplex, e sobre a resposta estrutural a tratamentos térmicos e termomecânicos. Entretanto, as aplicações industriais permaneceram a princípio limitadas, e foi a crise do níquel no início dos anos 50, que os conduziu novamente à posição de interesse. O desconhecimento da metalurgia dos aços inoxidáveis duplex, especialmente com relação à necessidade de resfriamentos rápidos, ou mesmo, solubilização seguida de resfriamento em água, explica as baixas ductilidade e tenacidade das peças produzidas na época (MARTINS; CASTELETTI, 2006).

## 2.2.2 Propriedades dos aços inoxidáveis superduplex

A diferença básica entre os aços inoxidáveis duplex e super duplex consiste, principalmente nas concentrações de cromo, níquel, molibdênio e nitrogênio que essas ligas apresentam, sendo que alguns desses elementos interferem diretamente na resistência à corrosão por pite, que é uma forma de ataque químico em ambientes contendo íons halogênios, dentre eles destaca-se o íon cloreto (Cl-) (CHAI *et. al.*, 2009).

Um parâmetro utilizado para se mensurar a resistência à corrosão do aços inoxidáveis é a formula de resistência ao pite ( $PRE_N$  ou  $PRE_w$ ). Para os aços inoxidáveis duplex, quando o  $PRE_N$  ou  $PRE_w$  é superior a 40, o aço em questão recebe a designação de superduplex. O  $PRE_N$  e  $PRE_w$  são definidos em função da composição química apresentados nas equações 2.1 e 2.2 (SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY, 2008):

$$PRE_N = \%Cr + 3,3(\%Mo) + 16 \times \%N \quad (\text{Equação 2.1})$$

$$PRE_w = \%Cr + 3,3(\%Mo + 0,5 \times \%W) + 16 \times \%N \quad (\text{Equação 2.2}).$$

A equação 2.1 é utilizada quando o aço não apresenta o tungstênio em sua composição e a equação 2.2 para aços que apresentam o tungstênio como elemento de liga.

Na Tabela 2.1, pode-se observar a influência da composição química no valor do  $PRE_N$  e  $PRE_w$  para alguns aços inoxidáveis (SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY, 2008):

**Tabela 2.1 – Composição química e valor do PRE<sub>N</sub> e PRE<sub>w</sub>****Fonte: SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY (2008).**

Nome Comercial	Denominação UNS	Cr	Ni	Mo	N	Cu	Outros	PRE <sub>N</sub> ou PRE <sub>w</sub>
SAF 2304	S32304	23,0	4,0	--	0,10	--	--	25
SAF 2205	S31803	22,0	5,5	3,0	0,16	--	--	33-35
Zeron 100	S32760	25,0	6,5	3,7	0,25	0,7	0,7 W	45
SAF 2507	S32750	25,0	7,0	4,0	0,28	--	--	43
Ferralium	S32550	25,5	5,5	3,5	0,17	2,0	--	38

Como referência o crescimento de praticamente 20 na escala PRE<sub>N</sub> ou PRE<sub>w</sub> significa, após realizado ensaio de corrosão em solução de cloreto férrico saturado em 6% a 50 °C durante 72h, de acordo com norma ASTM G48, que um aço duplex (ASTM A890, grau 3A) perde 145 g/mm<sup>2</sup>, enquanto um super duplex (ASTM A890, grau 6A) perde 0,2 g/m<sup>2</sup>) (BORDINASSI, 2006).

O PRE<sub>N</sub> ou PRE<sub>w</sub> dos grãos de ferrita é diferente do PRE<sub>N</sub> ou PRE<sub>w</sub> da austenita devido à quantidade de nitrogênio. O PRE<sub>N</sub> ou PRE<sub>w</sub> da austenita aumenta com o teor de nitrogênio, enquanto o da ferrita permanece praticamente o mesmo para o aumento do nível de nitrogênio (IMOA, 2009).

### 2.2.2.1 Principais elementos de liga aços inoxidável

Em todos os grupos, que classificam o aço inox, o cromo é maior que 11%, porém os outros elementos de liga são adicionados a fim de se conseguir o controle do balanceamento estrutural e a definição das características de corrosão e a resistência mecânica. Na tabela 2.2 encontra-se um algumas delas (BORDINASSI, 2006 ; SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY, 2008):

Tabela 2.2 – Elementos e suas características no aço inox

Fonte: Adaptado de Bordinassi (2006) e Sandvik Materials Technology (2008).

ELEMENTO	CARACTERÍSTICAS
Cr (Cromo)	Confere passividade acima de 12%;
	Eleva a resistência à corrosão com o aumento do teor;
	Forma uma película de óxido fina e aderente que retarda ou impede a ação corrosiva posterior;
	Forma uma película de óxido que é reforçada em meio ambiente redutor;
	Eleva ligeiramente a resistência mecânica;
	Eleva a temperabilidade.
Ni (Níquel)	Confere estabilidade e estrutura austenítica à temperatura ambiente;
	Eleva a resistência ao choque;
	Eleva a resistência à corrosão e facilita a passivação em determinados meios ambientes não oxidantes;
	Altera a estrutura cristalográfica da liga, conferindo maior ductibilidade, tornando não magnético.
Mo (Molibdênio)	Eleva a resistência à corrosão dos aços austeníticos e ferríticos;
	Eleva a resistência mecânica em altas temperaturas;
	Eleva a resistência à corrosão por pitting.
Ti (Titânio) e Nb (Nióbio)	Substituem parcialmente o Níquel como estabilizador de austenita;
	Evitam a combinação do carbono com o cromo, evitando a perda de resistência a corrosão.
N (Nitrogênio)	Eleva a resistência à corrosão com o aumento do teor;
	Eleva a resistência à corrosão por pitting.
W (Tungstênio)	Eleva a resistência à corrosão por pitting.
S (Enxofre) e Se (Selênio)	Melhoram a usinabilidade.
Si (Silício)	Eleva a resistência à oxidação a altas temperaturas.

### 2.2.3 Usinabilidade dos aços inoxidáveis

Usinabilidade é o grau de dificuldade de se usar um material (DINIZ, MARCONDES, COPPINI, 2006). Os principais critérios através dos quais se pode definir a usinabilidade de um material são: vida da ferramenta, acabamento da superfície, taxa de remoção de material, esforço de corte/ potência, formato do cavaco e tendência à formação de arestas postizas.

A literatura, em geral, aponta problemas encontrados na usinagem de aços inoxidáveis tais como: desgaste da ferramenta, acabamento superficial ruim (provável encruamento do material durante a usinagem), cavacos longos, baixas velocidades de corte.

As propriedades do material que podem afetar a usinabilidade de um material são, segundo Diniz, Marcondes, Coppini (2006):

a) Dureza e resistência mecânica: valores baixos de dureza e resistência mecânica normalmente favorecem a usinabilidade. Quando, porém, se tem materiais muito dúcteis (materiais que se deformam muito plasticamente antes de se romperem), a baixa dureza pode causar problemas, pois facilita a formação de aresta postiça de corte. Nesses casos, é bom que a dureza seja aumentada através do trabalho a frio;

b) Ductilidade: baixos valores de ductilidade são, geralmente, benéficos para a usinabilidade. A formação de cavacos curtos é facilitada, havendo menor perda de energia com o atrito cavaco-superfície de saída da ferramenta. Porém, em geral, consegue-se baixa ductilidade com alta dureza e vice-versa. Uma usinabilidade ótima se obtém com um compromisso entre dureza e ductilidade;

c) Condutividade Térmica: uma alta condutividade térmica do material usinado significa que o calor gerado pelo processo é rapidamente retirado da região de corte pelo cavaco e pela peça. Assim, a ferramenta não é excessivamente aquecida e, conseqüentemente, não se desgasta tão rapidamente. Então, uma alta condutividade térmica favorece a usinabilidade do material;

d) Taxa de Encruamento: quando metais são deformados plasticamente, eles aumentam sua resistência. A esse fenômeno dá-se o nome de encruamento. O nível de encruamento depende da taxa de deformação e da habilidade do material a encruar. Uma alta taxa de encruamento significa que a dureza e resistência do material são bastante aumentadas, para um determinado nível de deformação plástica. Se o material possui uma alta taxa de encruamento, ele exige maior energia para a formação do cavaco (valor alto da pressão específica de corte) e conseqüente baixa usinabilidade, o que ocasiona um substancial aumento de dureza em uma camada fina da superfície usinada. Por causa de elevadas taxas de dureza e encruamento, os aços inoxidáveis duplex fazem com que as vidas das ferramentas sejam reduzidas, ou que o tempo de fabricação seja maior, quando comparadas às classes austeníticas.

A usinabilidade também depende de muitas variáveis do processo de usinagem. Algumas delas podem influenciar na avaliação do grau de dificuldade de usinar. São elas:

- a) Rigidez de ferramentas e fixações;
- b) Geometria e tipo de material da ferramenta;
- c) Tipo de fluido de corte;
- d) Operação de usinagem.

As altas taxas de encruamento induzem modificações mecânicas e comportamento heterogêneo nas superfícies de corte destes aços e levam à vibrações e formação instável de cavacos (Saoubi *et al.*, 1999 e Bordinassi, 2006).

### **2.2.3.1 Usinabilidade dos aços inox superduplex**

Os cavacos formados são resistentes e abrasivos para as ferramentas, principalmente, nas superfícies de saída, o que ocorre com maior teor de liga, como é o caso do super duplex, que podem gerar altas forças de corte além do usual lascamento causado pelo impacto dos cavacos (SANDVIK COROMANT, 2011).

As dificuldades na usinagem de aço inoxidável duplex tendem a ser grandes, pois a usinabilidade do material é frequentemente comparada com o seu PRE (PARO, HÄNNINEN, KAUPPINEN, 2001).

De fato, a maior parte das ações que, durante a fabricação, visam aumentar a resistência à corrosão por pites, afetam a usinabilidade. Com isso, altas forças de corte são exigidas e o rápido desgaste da ferramenta é comum durante a usinagem de duplex (IMOA, 2009).

Os aços inoxidáveis superduplex são produzidos com teores de enxofre mais baixos possíveis (IMOA, 2009). Por isso, há pouca contribuição deste elemento para a quebra de cavacos. Em outras ligas de aços inoxidáveis, o enxofre combina-se com o manganês para formar partículas de sulfeto de manganês que contribuem para a quebra do cavaco, diminuem o coeficiente de atrito e, com isso, aumentam a usinabilidade da liga. A geração de calor é muito alta durante o corte, o que pode causar deformação plástica e craterizações severas.

A estrutura bifásica dos aços inoxidáveis do tipo duplex, contribui para induzir vibrações durante o corte do material, aumentando ainda mais os problemas como a dificuldade para a obtenção de acabamentos satisfatórios e, conseqüentemente, contribui para redução da vida da ferramenta. Além das fases estarem

aleatoriamente distribuídas, cada fase possui características e propriedades diferentes e cada uma influencia de maneira diferente para a formação do cavaco e retirada de material durante o corte (BORDINASSI, 2006).

Outro fator que pode ser citado como um agente que dificulta a usinagem do super duplex é a força de corte específica, que costuma ser mais elevada que a dos outros tipos de aços inoxidáveis, devido aos maiores valores de tensão de escoamento e tensão de ruptura. Com isso, há a necessidade de máquinas de maior potência, além de maior rigidez nas fixações de peças e ferramentas, para conter a tendência à vibração decorrente do processo.

## **2.3 INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO MATERIAL USINADO**

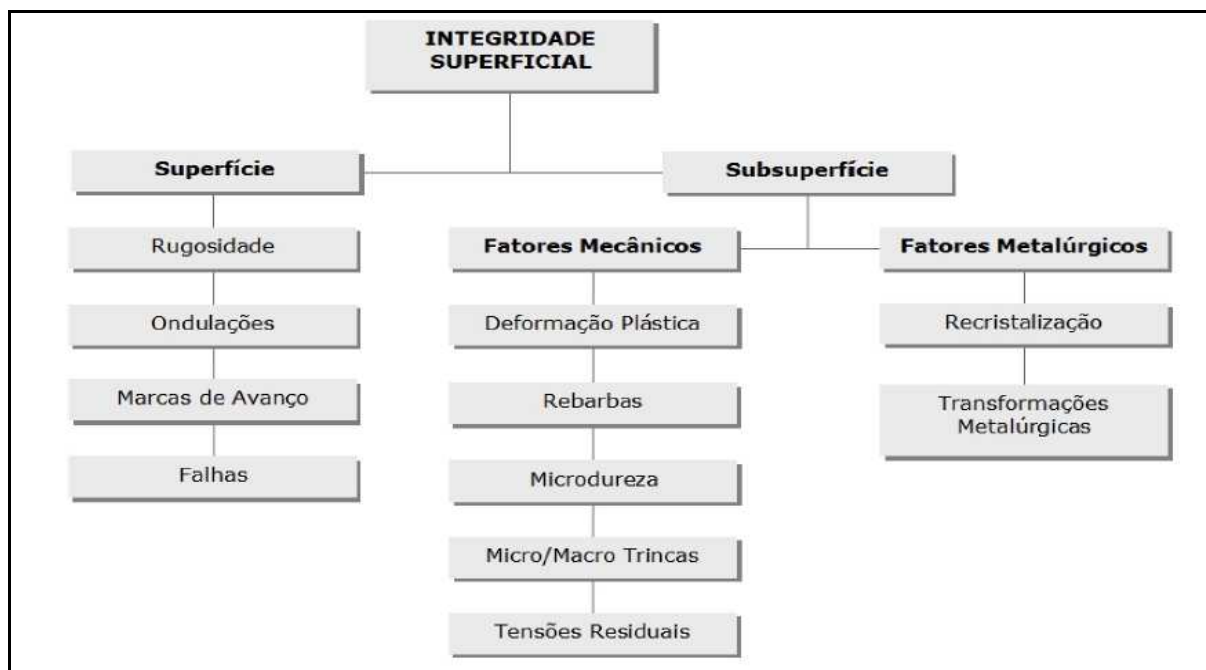
A integridade superficial de um material é composta pelas características topológicas geométricas e as propriedades físicas, químicas, mecânicas e metalúrgicas da sua superfície. A integridade superficial é uma consideração importante nas operações de produção porque a condição da superfície influencia as propriedades do componente em trabalho como, por exemplo, a resistência à fadiga e à corrosão (KALPAKJIAN; SCHMID, 2001).

A integridade da superfície do material após a usinagem foi definida por Field; Kahles (1971) como sendo as modificações geradas após serem produzidas em processos de usinagem. Para esses autores, a integridade da superfície (IS) envolve dois fatores:

- a) rugosidade da superfície ou topografia da superfície;
- b) metalurgia da superfície.

Paulo (2008) apresentou as duas áreas de análise da integridade superficial, conforme apresentado na Figura 2.16.





**Figura 2.16 - Classificação da integridade superficial**  
**Fonte: PAULO (2008).**

Segundo Griffiths (2001), "integridade da superfície (IS) é o conjunto das características topográficas, mecânicas, químicas e metalúrgicas de uma superfície manufacturada e suas relações com o desempenho funcional". Para o autor, a topografia da superfície ou rugosidade, é parte do desempenho funcional dos componentes usinados. Considerando que alterações provocadas pela usinagem abaixo da superfície também são fundamentais para o desempenho dos mesmos.

Os efeitos mecânicos e térmicos criados durante a usinagem geram na topografia: rugosidade, defeitos e microtrincas e nas camadas internas: transformações metalúrgicas, encruamento e microtrincas.

Depois da criação do termo integridade de superfície (IS), Field; Kahles; CAMMETT (1972) propuseram as técnicas para mensurar os danos e os conjuntos de informações mínimas padrão e estendida para caracterizar a integridade da superfície (IS), conforme Figura 2.17.

<b>Caracterização mínima para IS</b>	
1.	Acabamento superficial
2.	Macroestrutura (10 vezes ou menos) <ol style="list-style-type: none"> <li>a. Macrotrincas;</li> <li>b. Indicação de macro ataque.</li> </ol>
3.	Microestrutura <ol style="list-style-type: none"> <li>a. Microtrincas;</li> <li>b. Deformações plásticas;</li> <li>c. Transformação de fases;</li> <li>d. Ataque intergranular;</li> <li>e. Defeitos superficiais;</li> <li>f. Aresta postiça;</li> <li>g. Corrosão.</li> </ol>
<b>Caracterização padrão para IS</b>	
1.	Caracterização mínima para IS
2.	Teste de fadiga (simplificado)
3.	Teste de corrosão
4.	Tensão residual e distorções
<b>Caracterização estendida para IS</b>	
1.	Caracterização padrão para IS
2.	Teste de fadiga (completo)
3.	Ensaio mecânicos adicionais <ol style="list-style-type: none"> <li>a. Tração;</li> <li>b. Evolução de atrito em deslizamento, vedação.</li> </ol>

**Figura 2.17 - Características da integridade da superfície.**

**Fonte: Field; Kahles; Cammet (1972).**

Segundo Hioki (2006) a maioria dos trabalhos se restringe à caracterização mínima ou padrão de superfícies usinadas. Apenas alguns se aprofundam na relação dos parâmetros de corte sobre a integridade da superfície (IS).

Desta forma, no levantamento bibliográfico realizado constatou-se uma carência de artigos que relatem os efeitos dos parâmetros de corte sobre o desempenho de superfície usinada no processo de usinagem em mandrilamento interno e em especial ao aço inox superduplex.

### **2.3.1 Mecanismos de alteração nas características da superfície usinada**

No processo de remoção de material podem ser produzidas alterações nas características da superfície usinada. Como já dito, essas podem ser superficiais e profundas.

A identificação das alterações na camada superficial é importante quando a peça trabalha sob alta solicitação, especialmente se alternada, ou em altas temperaturas ou em atmosfera corrosiva (GRAVALOS, 2008).

Durante a usinagem essas alterações superficiais podem surgir como, (JUNIOR, 2009):

a) Alterações Mecânicas:

- a.1) deformações plásticas resultantes de trabalhos a quente ou a frio;
- a.2) emendas e defeitos do tipo de trincas (associados a engrossamento da aresta de corte na usinagem);
- a.3) alterações de dureza;
- a.4) trincas macro e microscópicas;
- a.5) tensões residuais distribuídas na camada superficial;
- a.6) introdução de inclusões de processamento;
- a.7) vazios, buracos, rebarbas, ou materiais estranhos engastados na superfície.

b) Alterações Metalúrgicas:

- b.1) transformações de fases;
- b.2) tamanho e distribuição de granulação;
- b.3) tamanho e distribuição de precipitados;
- b.4) inclusões estranhas no material;
- b.5) geminação (agrupamento de dois ou mais cristais);
- b.6) recristalização;
- b.7) martensita não temperada.

c) Alterações Químicas:

- c.1) corrosão intergranular, sob tensão;
- c.2) dissolução preferencial de microcomponentes;
- c.3) contaminação;
- c.4) fragilização por absorção química de elemento como o hidrogênio e o cloro;

c.5) cavidades ou erosão seletiva.

d) Alterações Térmicas:

d.1) zona afetada pelo calor;

d.2) material refundido ou depositado;

d.3) partículas espirradas ou metal refundido depositado na superfície;

d.4) material resolidificado.

e) Alterações Elétricas:

e.1) mudanças de condutividade;

e.2) mudanças magnéticas;

e.3) aquecimento ou superaquecimento resistivo.

Entre as principais causas das alterações superficiais, têm-se as altas temperaturas desenvolvidas nos processos de remoção de material. Quase todo o trabalho mecânico na usinagem é convertido em calor. Como já citado, são três as fontes geradoras de calor: zona primária, secundária e terciária (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

Durante a deformação plástica, na formação do cavaco, dois parâmetros básicos devem ser considerados, os parâmetros mecânicos e os parâmetros do material usinado. Os parâmetros mecânicos incluem o ângulo de saída da ferramenta, o ângulo de inclinação da aresta, o tipo de operação (desbaste, pré-acabamento ou acabamento), o avanço, a profundidade de corte, a velocidade de corte e em alguns casos o comprimento de contato na interface da ferramenta com o cavaco (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2006).

A dinâmica geral do processo e as respostas metalúrgicas são fortemente influenciadas pelas forças de corte e pelo mecanismo de formação do cavaco. Assim, as forças de corte representam um resumo do que ocorre nos limites da zona plástica, tendo uma ligação direta com as propriedades do material em termos de tensão/taxa de deformação e temperatura local.

A estrutura cristalina do material, o tamanho de grão, a composição química, as inclusões e as impurezas são os principais parâmetros de influência na resposta de deformação. Esta resposta se manifesta no movimento de deslocamento sub-superficial. O deslocamento interage com todos os tipos de defeitos, contornos de grão e vazios. Esses mecanismos constituem a base para o entendimento do endurecimento por deformação e fratura na maioria dos materiais.

Praticamente, todos os métodos de remoção de material produzem condições de alteração da superfície e da sub-superfície. As zonas com alterações mecânicas e metalúrgicas produzidas pelos processos de remoção de material, também podem se estender para dentro da superfície até uma profundidade considerável, dependendo das condições de desbaste ou condições de acabamento no processo de remoção de material.

### 2.3.2 Textura superficial

O perfil de uma superfície apresenta características complexas que são uma combinação de erros de forma, rugosidade e ondulações, conforme ilustrado na Figura 2.18. Os erros de forma são variações macro geométricas na superfície em relação à superfície definida em projeto. A textura superficial engloba desvios inferiores ao erro de forma, ou seja, inclui a rugosidade, as ondulações, as marcas e as falhas ou defeitos (KALPAKJIAN; SCHMID, 2001).

A rugosidade revela sulcos e marcas deixadas pela ferramenta na superfície da peça e desempenha um papel importante nos componentes mecânicos. Esta apresenta grande influência na: qualidade de deslizamento; resistência ao desgaste; possibilidade de ajuste forçado; resistência oferecida pela superfície ao escoamento de fluidos e lubrificantes; qualidade de aderência que a estrutura oferece às camadas protetoras; resistência à corrosão e à fadiga; na vedação e, finalmente, na aparência (KALPAKJIAN; SCHMID, 2001).

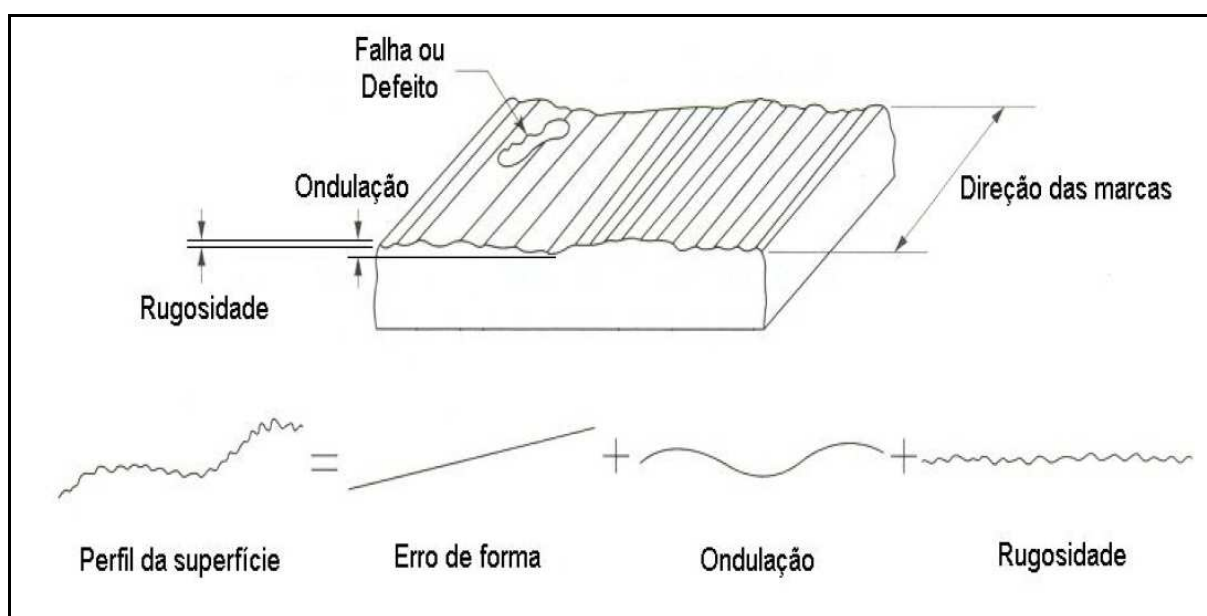


Figura 2.18 – Características superficiais

Fonte: Kalpakjian; Schmid (2001).

Por isso, a textura ou acabamento superficial pode ser definido em termos de:

a) Rugosidade que consiste de finas irregularidades resultantes da ação inerente do processo de produção, semelhante às marcas de avanço produzidas na usinagem;

b) Ondulações que são irregularidades superficiais cujos espaçamentos são maiores que o comprimento de amostragem (“*cut-off*”). Podem ser resultantes de vários fatores tais como vibração e deflexões da ferramenta/peça. Além disto a altura das ondulações é influenciada pela profundidade de corte;

c) Marcas que indicam a direção predominante das irregularidades. Dependem da orientação da peça e da ferramenta de corte na máquina, assim como do movimento relativo entre ambas;

d) Falhas que são interrupções não intencionais, inesperadas e indesejadas na topografia da superfície de um componente. Podem ser causadas por defeitos tais como: bolhas, inclusões, trincas, ou mesmo surgir durante o processo de usinagem.

A rugosidade sofre influência de vários parâmetros de usinagem como a geometria da ferramenta de corte, geometria da peça, rigidez da máquina ferramenta, material da peça, condições de corte, lubrificação, refrigeração e material da ferramenta. Segundo Machado e Silva (1999), a rugosidade é menor ou o acabamento é melhor quando:

a) As deflexões geradas por esforços de usinagem ou vibrações são pequenas;

b) O raio de ponta for grande;

c) A ferramenta e a peça estão corretamente posicionadas e centradas;

d) O material da peça é inerentemente puro, livre de defeitos;

e) O eixo principal da máquina ferramenta está corretamente alinhado e as guias sem desgastes;

f) O corte ocorre sem aresta postiça de corte.

### **2.3.2.1 Parâmetros de rugosidade**

A avaliação da rugosidade de uma superfície não é a medição do perfil mas, sim, a atribuição de um valor numérico, um parâmetro, que irá fornecer uma informação expressiva e aceitável a respeito da superfície. Há uma grande

variedade de parâmetros que definem a rugosidade de uma superfície, sendo que cada um descreve melhor uma determinada característica da superfície.

### 2.3.2.1.1 Parâmetros S

O conjunto de parâmetros S contém 15 parâmetros e foi classificado em cinco tipos, amplitude, espaçamento, híbrido, fractal e outros parâmetros: mostrados a seguir (DELTOME *et al.*, 2011):

#### a) Parâmetros de Amplitude:

a.1) Desvio médio quadrático ( $S_q$ ): Desvio Médio Quadrático da Superfície é definido como sendo a média quadrática dos valores absolutos dos picos e vales da superfície partindo de um plano médio dentro de uma área de amostragem

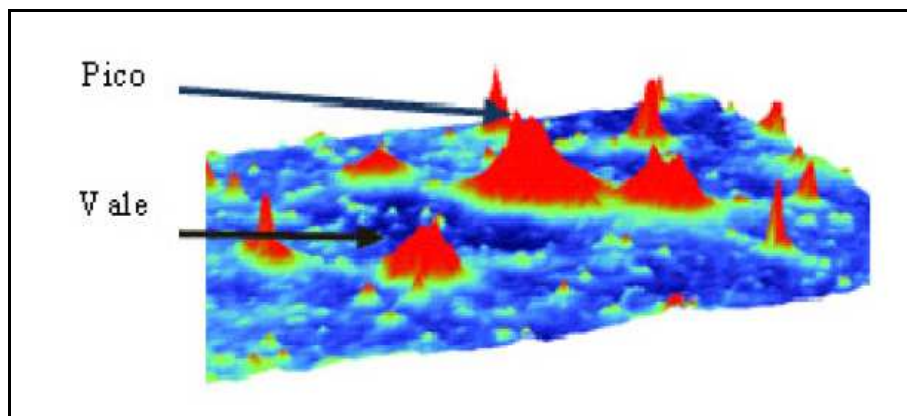
a.2) Skewness ( $S_{sk}$ ): Assimetria da Distribuição das Alturas da Topografia. Este parâmetro descreve efetivamente o formato da distribuição das alturas da topografia. Para uma superfície com distribuição Gaussiana, que possui simetria de distribuição, o parâmetro  $S_{sk}$  é igual a zero. Para uma distribuição assimétrica das alturas seu valor pode ser negativo indicando a existência de mais vales ou positivo indicando existência de mais picos. Um valor negativo na Assimetria da Distribuição das Alturas da Topografia  $S_{sk}$  indica uma melhor condição de retenção de fluídos e melhor capacidade de carregamento, portanto melhor desempenho.

a.3) Kurtosis ( $S_{ku}$ ): Curtose da Distribuição das Alturas da Topografia. Uma superfície com distribuição Gaussiana, caracterizada por sua simetria, o parâmetro  $S_{ku}$  é igual a três, para acúmulo de alturas na localização central da distribuição seu valor é maior do que três e para alturas largamente espalhadas na distribuição o valor é menor do que três. Valores superiores a três na Curtose indicam superfícies com picos mais finos, mais susceptíveis ao desgaste prematuro, e valores inferiores a três indicam superfícies com menor tendência ao desgaste prematuro.

a.4) Altura máxima de pico/vale ( $S_p/S_v$ ) e Altura máxima ( $S_z$ ) :  $S_p$ ,  $S_v$ , e  $S_z$  são parâmetros avaliados a partir dos pontos mais altos e mais baixos absolutos encontrados na superfície, destacados na Figura 2.19. O parâmetro  $S_p$ , altura máxima de pico, é a altura do ponto mais alto. Já o parâmetro  $S_v$ , a profundidade máxima do vale, é a profundidade do ponto mais baixo (expresso como um número

negativo) e o parâmetro  $S_z$ , a altura máxima da superfície é expressa pela Equação 2.3.

$$S_z = S_p - S_v \quad (\text{Equação 2.3}).$$



**Figura 2.19 – Superfície definição**  
**Fonte: Michigan Metrology (2014).**

b) Parâmetros Espaciais:

b.1) Densidade de cumes ( $S_{ds}$ ): é um parâmetro de espaçamento que mede a quantidade de cumes por milímetro quadrado, ou seja, o quanto os cumes estão próximos uns dos outros;

b.2) Auto correlação do comprimento com decaimento ( $S_{al}$ );

b.3) Relação de aspecto da textura ( $S_{tr}$ );

c) Parâmetros Híbridos:

c.1) Média aritmética da curvatura dos picos ( $S_{sc}$ );

c.2) Média quadrática das inclinações ( $S_{dq}$ ): é um parâmetro híbrido que avalia a amplitude e o espaçamento ao mesmo tempo. Este parâmetro é uma medida de variação de amplitude ao longo da superfície, que caracteriza se uma superfície é mais aguda ou suave;

c.3) Razão da área interfacial desenvolvida ( $S_{dr}$ );

d) Parâmetros Fractais:

d.1) Dimensão fractal ( $S_{fd}$ ).



- e) Outros Parâmetros:
- e.1) Direção da textura (Std);
- e.2) Dez pontos de altura da superfície (S5z).

O parâmetro  $S_q$  é um parâmetro de dispersão, definido como à raiz quadrada da média aritmética dos quadrados dos desvios do perfil em relação ao plano médio, dentro da área de amostragem (Equação 2.4).

$$S_q = \sqrt{\frac{1}{MN} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^M n^2}$$

(Equação 2.4)

Onde,

M é o número de pontos aplicados de perfil; e

N é o número de perfis.

$S_q$  é um parâmetro muito geral e amplamente utilizado  $\eta(x, y)$  é o conjunto de dados de superfície áspera ou a superfície ondulada ou a textura da superfície primária, de acordo com a exigência da superfície em análise. Em geral,  $\eta(x, y)$  é obtido utilizando técnicas de filtração.

### 2.3.2.1.2 Parâmetros V

Os parâmetros V e as curvas relacionadas são projetados para avaliar as características topográficas funcionais da superfície por meio da análise do volume de material e do volume de vazios. Para a obtenção destes parâmetros a superfície é dividida em três zonas: i) a zona da altura do pico, ii) a zona central e iii) as zonas de vale. Em seguida, faz-se os cálculos de volume com base nestas três zonas (DELTOME *et al.*, 2011):

- a) Família  $S_k$  (Zona Altura do pico):
- a.1) profundidade da rugosidade central ( $S_k$ ): Profundidade da Rugosidade do Núcleo e é definida na norma ISO 13565-2 (1996) como a profundidade da rugosidade do núcleo do perfil. Ela caracteriza o desgaste em longo prazo da superfície, que vai influenciar o desempenho operacional da superfície. Valores

baixos para este parâmetro indicam maior capacidade de carga durante operações de contato.

a.2) redução de pico ( $Svk$ ): Profundidade reduzida do Vale e é definida na norma ISO 13565-2 (1996) como a profundidade média do perfil dos vales projetados além do perfil da rugosidade do núcleo. Ele caracteriza a capacidade de retenção de fluídos dos vales da superfície. Valores altos indicam maior capacidade de retenção de fluídos lubrificantes.

a.3) altura de vale ( $Spk$ ): Altura Reduzida do Pico e é definida na norma ISO 13565-2 (1996) como a altura média dos picos acima do perfil da rugosidade do núcleo. Ela representa a porção da superfície que sofrerá desgaste prematuro. Processos que produzam baixos valores para este parâmetro são ideais para onde a geometria do produto deva ser mantida após o início de operação do componente.

A Figura 2.20 apresenta a Distribuição de picos e vales de rugosidade e Parâmetros Funcionais Baseados na Curva da Área de Carregamento.

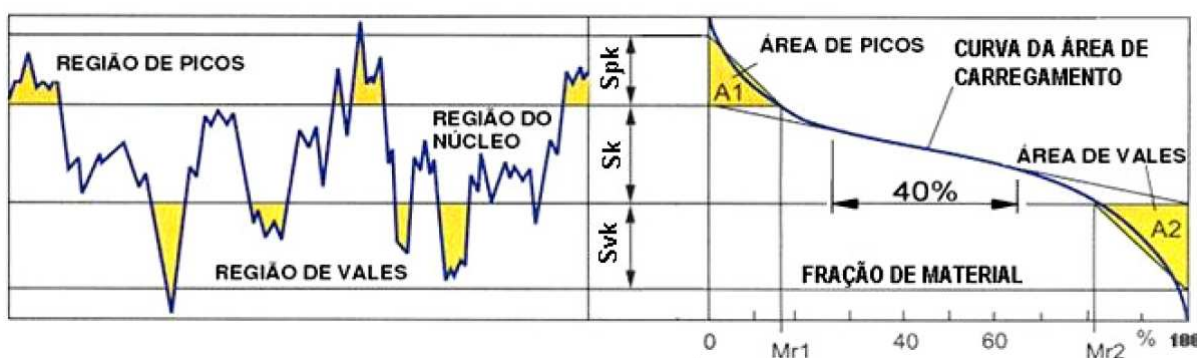


Figura 2.20 – Curva da área de carregamento

Fonte: Michigan Metrology (2014).

a.3) pico / material componente do vale ( $SMr1/ Smr2$ ).

b) Família de Volumes:

b.1) volume central de vazio –  $Vvc$ ;

b.2) volume de vale vazio –  $Vvv$ ;

b.3) volume de material –  $Vmp$ ;

b.4) volume central de material –  $Vmc$ .

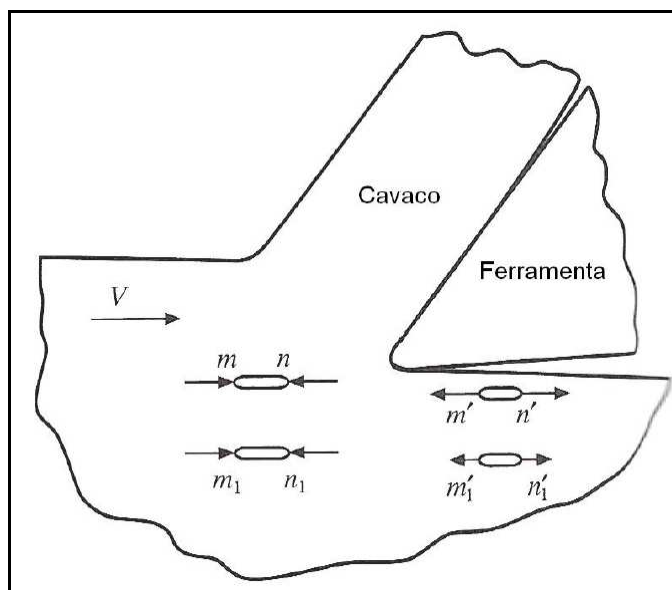
### 2.3.3 Tensão residual

Muitas falhas podem ser produzidas por fadiga, creep e corrosão, que invariavelmente se iniciam na superfície dos componentes e dependem grandemente da qualidade desta (SAUVAGE *et al.* 2003). Além disso, as tensões residuais podem causar deformações, acelerar transformações de fase e processos de corrosão (BORDINASSI,2006) .

A tensão residual pode ser definida como a tensão permanente em um material ou corpo após a remoção de material (ROSSINI *et al.* 2012). El-Axir (2002) define a tensão residual como o resultado de vários eventos mecânicos e térmicos que ocorrem na superfície do material durante a usinagem.

As tensões residuais podem ser de compressão na superfície da peça e de tração no substrato ou vice-versa. Tensões residuais de compressão, geralmente, aumentam a vida da peça, pois reduzem a tensão de tração de trabalho e, conseqüentemente, a nucleação de trincas. Já as tensões residuais de tração aumentam as tensões de tração de trabalho e podem levar as falhas prematuras dos componentes (BORDINASSI, 2006).

Shaw (2005), mostra na figura 2.21 a origem da tensão de tração em um material dúctil durante a usinagem. Um elemento “mn” no nível da superfície acabada é sujeito à tensão de compressão antes de atingir a aresta de corte. No caso de um material dúctil. Grande quantidade de energia de deformação será estocada no elemento “mn” e, assim que a ponta da ferramenta passar por esta superfície, a energia será liberada. Se a energia de deformação é suficientemente alta (grande espessura de cavaco sem deformação e ferramenta com desgaste) e com alta velocidade de corte, a expansão de “mn” com a passagem da aresta da ferramenta pode se exceder, resultando em uma tensão residual de tração. Este valor de tensão de tração diminui com o aumento da profundidade abaixo da superfície, e é mais pronunciada para as ferramentas desgastadas ou com pequeno ângulo de folga.



**Figura 2.21- Carregamento e descarregamento na superfície do metal quando da passagem na ponta da ferramenta**

**Fonte: Shaw (2005).**

$V$ : velocidade de corte;

$m, n$ : tensão residual compressiva no nível da superfície usinada;

$m_1, n_1$ : tensão residual compressiva abaixo da superfície usinada;

$m', n'$ : tensão residual de tração no nível da superfície usinada;

$m'_1, n'_1$ : tensão residual de tração abaixo da superfície usinada.

O surgimento de tensões residuais com tratamentos mecânicos de usinagem é causado fundamentalmente por dois processos: i) deformação plástica da camada superficial, por causa da ação mecânica da ferramenta; e ii) o aquecimento local durante a usinagem (que podem atingir valores importantes, levando à transformação de fases de algumas ligas). A distribuição final das tensões residuais depende muito da velocidade do aquecimento e das características da ferramenta.

As tensões térmicas no caso do aço inoxidável super duplex tornam o estudo um pouco mais complicado, devido ao diferente coeficiente de expansão térmica de cada fase do material. Johansson, Odén e Zeng (1999), citados por Bordinassi (2006), estudaram a tensão residual em cada fase do aço inoxidável duplex após deformação mecânica e aquecimento. Os resultados mostraram predominantemente tensões de tração e compressão nas fases austeníticas e ferríticas, respectivamente.

### 2.3.3.1 Métodos de medição de tensões residuais por difração de raios-X

Como já citado na seção 2.3, a usinagem gera tensões na superfície da peça. A medição destas tensões geradas são realizadas por métodos: i) destrutivos, ii) semi-destrutivos e iii) não-destrutivos.

A técnica de difração de raios-X, método não destrutivo, consiste em aplicar um feixe de raios-X sobre a superfície de uma amostra de material e verificar o efeito sobre a difração desses raios. De acordo com a Lei de Bragg, esse feixe de raios-X aplicado na superfície do material resultará em diversos feixes refletidos através dos planos de átomos da estrutura cristalina do material (planos cristalinos) em diferentes ângulos, sendo que alguns desses feixes percorrem uma distância maior.

A diferença entre a distância percorrida pelos feixes é chamada de diferença de fase e está relacionada com o tipo de interferência entre os raios, que pode ser construtiva ou destrutiva (FRANÇOIS *et al.*, 1996; RUUD, 2006).

Em um material policristalino com granulometria fina e livre de tensões o espaçamento entre os planos cristalinos ( $d_0$ ) não varia com a orientação destes (Figura 2.22). Já, o espaçamento interplanar entre os planos cristalinos deste mesmo material sofre alterações quando este material está sob tensão (Figura 2.23). Sendo assim, o cálculo da tensão é realizado através da variação de espaçamento entre os planos cristalinos de um material sob tensão e livre de tensões.

A profundidade de penetração dos raios-X onde é realizada a medição de tensão não excede 30 a 40  $\mu\text{m}$ . Assim, seu principal emprego é nas medições de tensões residuais superficiais, permitindo avaliar em um determinado local e em tempo real a evolução dessas tensões.

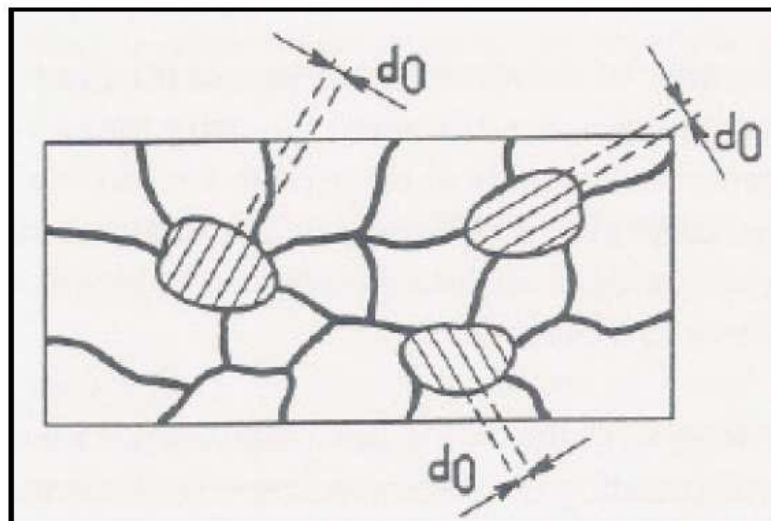


Figura 2.22 – Espaçamento interplanar  $d_0$  de um material policristalino de granulação fina livre de tensões

Fonte: François *et al.* (1996).

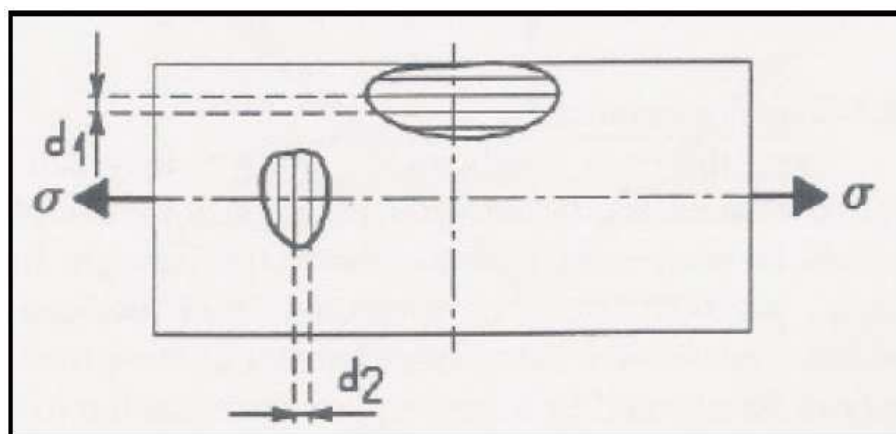


Figura 2.23 – Espaçamento interplanar de um material policristalino de granulação fina sob tensão

Fonte: François *et al.* (1996).

### 2.3.4 Corrosão por pite

A corrosão por pite caracteriza-se por gerar cavidades em pontos ou em pequenas áreas localizadas na superfície metálica. A formação dessa cavidade, de pequeno diâmetro e profundidade, está associada à descontinuidade local da camada passiva provocada pelo contato do aço com ambientes agressivos. O meio contendo o íon cloreto é um dos mais efetivos para esse fim, já que causa uma alteração na curva de polarização anódica

Esta é uma forma extrema de ataque localizado que resulta em furos no metal sendo um dos tipos de corrosão mais destrutivos e perigosos. É sempre muito difícil de detectar um pite a olho nú devido a seu pequeno tamanho e porque ele está sempre coberto por produtos de corrosão. Também, é difícil estimar quantitativamente e comparar a extensão dos pites devido à grande variação em sua profundidade e ao número deles que podem ocorrer numa mesma condição.

Dentre os fatores que influenciam na corrosão por pite o acabamento superficial é a que depende significativamente de seu processo de usinagem (HASSOTIS; PETROPOULOS, 2006).

Entre os meios corrosivos pode-se afirmar que, a formação de pites é muito comum em água do mar. O processo de corrosão em água do mar profunda é caracterizado por ocorrer em baixas temperaturas, alta concentração de cloreto, baixa quantidade de oxigênio, presença de CO<sub>2</sub> e H<sub>2</sub>S, microorganismos e alta concentração de sais dissolvidos (ANCELMO, 2013).

O acabamento superficial é um dos fatores que influenciam na resistência à corrosão. Sua grandeza, orientação e o grau de irregularidades superficiais podem surgir devido à vibrações na ferramenta de corte ou máquina e desgastes da ferramenta de corte nos processos de usinagem. Uma superfície lisa, livre de pequenas depressões localizadas, reduz o potencial para a formação de pites (GRAVALOS, 2008).

Hassotis; Petropoulos (2006) investigaram em ligas de aço ao carbono, a relação entre a resistência à corrosão por pite e a rugosidade obtida pelo processo de torneamento em diferentes condições de corte. As superfícies usinadas foram submetidas a um teste por imersão que acelerava a corrosão, e depois foram analisadas em um estereoscópio que revelou que os corpos exibiam diferentes comportamentos de acordo com as condições de usinagem. Foi identificada uma correlação entre a resistência à corrosão e os parâmetros de rugosidade. Os testes mostraram que a perda de massa está relacionada com a rugosidade e revelaram a importância da seleção dos parâmetros de corte apropriados para o controle da corrosão.

Gravalos (2008) estudou os principais efeitos da operação de torneamento na integridade superficial do aço inoxidável superaustenítico. Sua análise da rugosidade mostrou que o avanço teve uma grande influência sobre ela. Assim como esperado, o perfil e a dimensão da rugosidade são dependentes deste parâmetro aplicado

durante a usinagem. A resistência à formação de pites, quando submetidas ao teste de corrosão acelerada, mostrou correlação com a rugosidade Ra. Conforme a Tabela 2.3 um acabamento superficial liso, baixa rugosidade Ra, obtida através da seleção dos parâmetros de usinagem apropriados, contribui no controle de formação dos pites em superfícies usinadas (GRAVALOS, 2008).

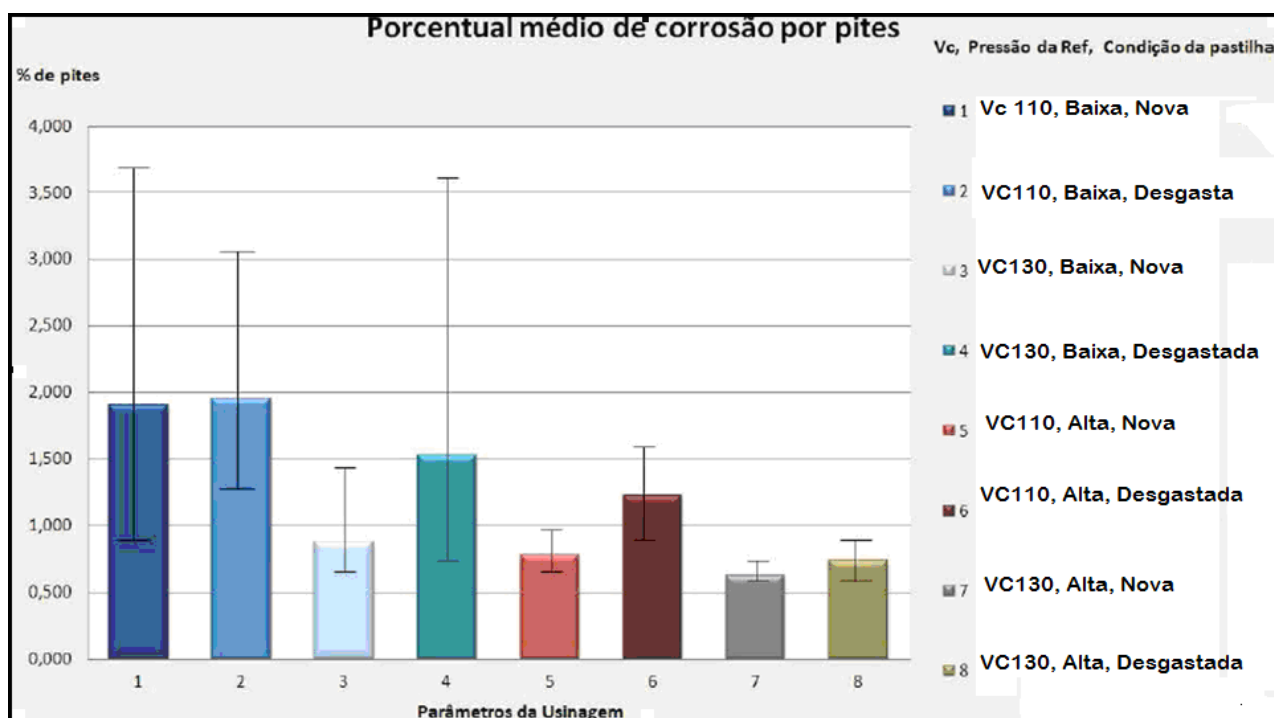
**Tabela 2.3 - Influência das condições de torneamento nas propriedades superficial do aço inoxidável superaustenítico (GRAVALOS, 2008).**

Amostra	$V_c$ (m/min)	f (mm/rot.)	$a_p$ (mm)	Ângulo de saída $-\gamma_o$ (°)	Rugosidade Ra ( $\mu\text{m}$ )	Perda de massa (%)	Densidade (pites/ $\text{mm}^2$ )
1A	60	0,1	0,2	10	0,54	0,004	0,010
2A	60	0,2	0,2	10	0,76	0,013	0,025
3A	60	0,1	0,4	10	0,98	0,007	0,079
4A	60	0,2	0,4	10	1,16	0,031	0,203
10A	60	0,2	0,2	0	0,87	0,005	0,026
11A	60	0,1	0,4	0	0,89	0,004	0,027
12A	60	0,2	0,4	0	1,05	0,015	0,077
17D	60	0,25	2,5	10	1,22	0,019	0,194
19D	60	0,25	2,5	0	2,28	0,029	0,215

Ancelmo (2013) analisou o torneamento em aço inox superduplex, e observou que o a alta pressão na refrigeração tem influência direta sobre a formação da camada passiva que os protege, fazendo-os mais resistentes a corrosão por pite. De acordo com a Figura 2.24, comparativamente, em todas as situações em que se utilizou refrigeração a alta pressão, as amostras analisadas apresentaram menores índices de formação de pites. As colunas 1, 2, 3 e 4 representam as amostras usinadas aplicando-se refrigeração com pressão 15 bar, enquanto as colunas 5, 6, 7 e 8 representam as amostras usinadas com refrigeração aplicadas com 70 bar. As colunas 5, 6, 7 e 8 indicam valores percentualmente mais baixos de corrosão por pites, independentemente do uso de pastilhas novas ou gastas, ou velocidades de corte de 110 ou 130 m/min. Segundo Ancelmo (2013) o processo de usinagem pode prejudicar a resistência à corrosão do material usinado, devido à deformação elástica e, principalmente, plástica que causa na superfície da peça. Além disso, a maior capacidade de refrigeração proporcionada pela alta pressão do fluido reduz a



temperatura do material na região de corte e, também, a temperatura da parte restante da peça que deve ser um outro fator de influência na resistência à corrosão.



**Figura 2.24 - Influência das condições de corte no torneamento do aço inoxidável super duplex com a % Pites (ANCELMO, 2013).**

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são demonstrados todos os recursos utilizados na realização dos experimentos, bem como a caracterização dos corpos de prova e a descrição dos procedimentos para a execução dos mesmos.

Como o objetivo deste estudo é analisar a influência do processo de mandrilamento interno no aço inoxidável superduplex SAF 2507 estão correlacionadas nos ensaios experimentais a velocidade de corte, avanço, pressão de refrigeração e raio da ferramenta de corte, com posterior análise da integridade superficial do material usinado.

#### 3.1 MATÉRIA PRIMA

Para o estudo foram utilizados corpos de prova de forma cilíndrica do aço inoxidável superduplex SAF 2507, do fabricante Sandvik, correspondente às ligas EN 1.4410 e ASTM S32750. Os corpos de prova foram preparados a partir de barras comerciais com as dimensões de 300 mm de diâmetro e 60 mm de comprimento. A Figura 3.1 ilustra a amostra fundida.

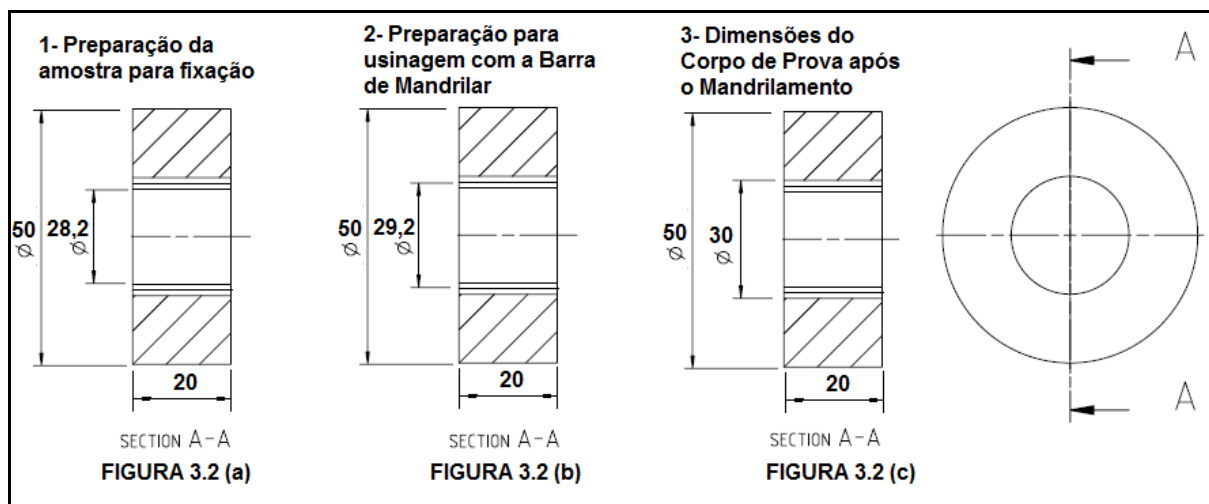


**Figura 3.1 – Material para preparação das amostras**

**Fonte: Autoria Própria.**

Todos os corpos de prova foram fabricados da mesma barra de aço inox superduplex e, para a preparação, foi utilizado um torno horizontal CNC Mazak T25. O corpo de prova preparado para este estudo é de forma cilíndrica com dimensões de 50 mm de diâmetro externo e 30 mm de comprimento. Para o diâmetro interno foi

previsto um sobremetal de 0,5 mm no raio, mostrado na figura 3.2 (a), para que antes da barra de mandrilar utilizada no estudo realizasse o trabalho, uma fresa de diâmetro de 20 mm interpolasse o interior do corpo de prova para o diâmetro de 29,2 mm, tal como mostrado na figura 3.2 (b), na mesma fixação do experimento. Com isso, garante-se a remoção de sobremetal por igual em todo o perímetro usinado pela barra de mandrilar com diâmetro final de 30mm, mostrado na figura 3.2 (c).



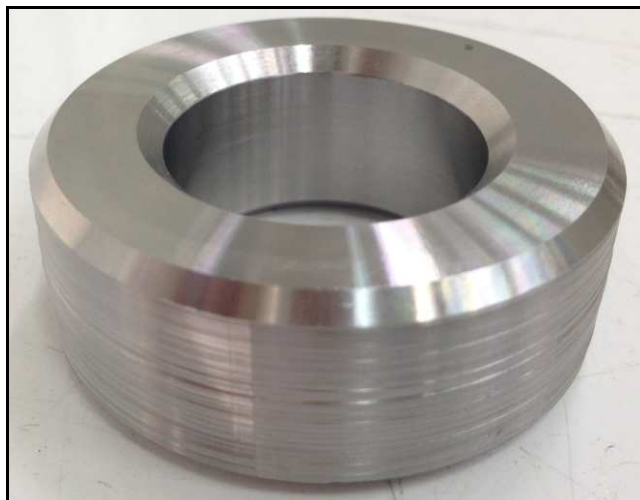
**Figura 3.2 – Dimensões da amostra**

**Fonte: Autoria Própria.**

Sobremetal adotado para usinagem final foi de 0,4 mm, valor é recomendado para que a profundidade de corte seja maior ou igual a  $2/3$  do raio de ponta da ferramenta de corte (SANDVIK COROMANT, 2011).

Como utiliza-se pastilhas com raios de 0,4 mm ( $2/3$  de 0,4 = 0,26 mm) e 0,8 mm ( $2/3$  de 0,8 = 0,54 mm), adota-se uma média entre as duas para não criar mais uma variável no estudo. A pouca diferença no sobremetal pode não influenciar no acabamento superficial (BORDINASSI, 2006).

Foram usinados três corpos de prova de cada uma das combinações das variáveis de entrada, que serão demonstradas na, seção 3.1.8, sendo uma original e duas réplicas. Também, foi usinado um corpo de prova para cada ensaio em que foi validado o processo de medição afim de padronizar e não produzir comparações errôneas.



**Figura 3.3 – Corpo de Prova preparado para usinagem**

**Fonte: Autoria Própria.**

A figura 3.4, mostra como o corpo de prova será fixado. Como já descrito anteriormente, antes da usinagem com a barra de mandrilar na qual o diâmetro interno do corpo de prova será deixado com diâmetro final de 30 mm, será realizada uma pré usinagem com uma fresa para uniformizar o sobremetal.



**Figura 3.4 – Corpo de prova fixado à placa da máquina**

**Fonte: Autoria Própria.**

### 3.1.1 Composição química

A composição química das amostras foi obtida via espectrometria de emissão óptica no equipamento Espectrofotômetro Rigaku X-RAY. A Tabela 3.1 compara os valores encontrados com os valores especificados pela norma e o valor da resistência equivalente à corrosão por pites,  $PRE_N$  (*pitting resistance equivalent*):

Tabela 3.1- Valores da composição química (% em peso) e do  $PRE_N$ .

Fonte: Aatoria Própria.

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	N	$PRE_N$
	max.	max.	max.	max.	max.					
SAF 2705	0,03	0,8	1,2	0,035	0,02	25	7	4	0,3	> 40
Amostra	0,018	0,35	0,74	0,035	0,011	23,07	7,3	4,7	0,11	48,92

### 3.1.2 Microestrutura

Na análise metalográfica, os corpos de provas foram atacados com solução de ácido oxálico a 10%. As Figuras 3.5 e 3.6 mostram as observações realizadas em microscópio com aumento de 100X nos sentidos transversal e longitudinal, respectivamente. As microestruturas observadas são típicas para o aço inox superduplex com a presença de ferrita( $\gamma$ ) e austenita( $\sigma$ ).

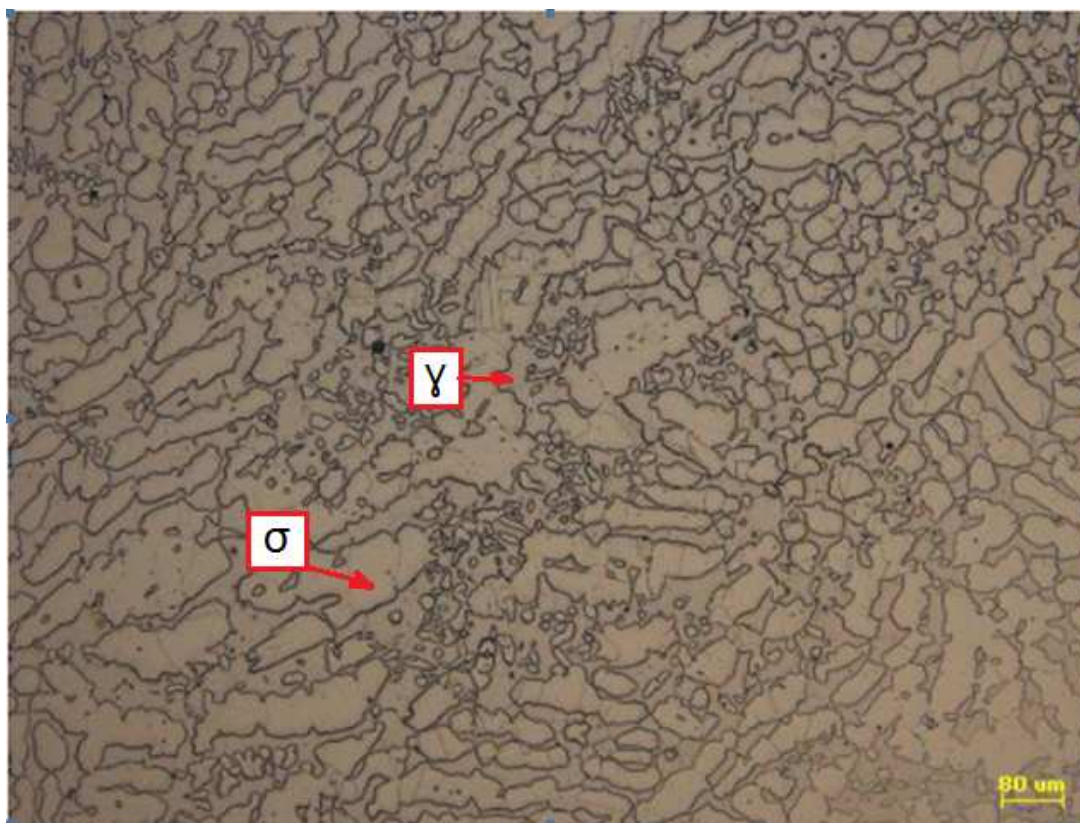


Figura 3.5 - Microestrutura aço inox superduplex transversal 100X

Fonte: Autoria Própria.

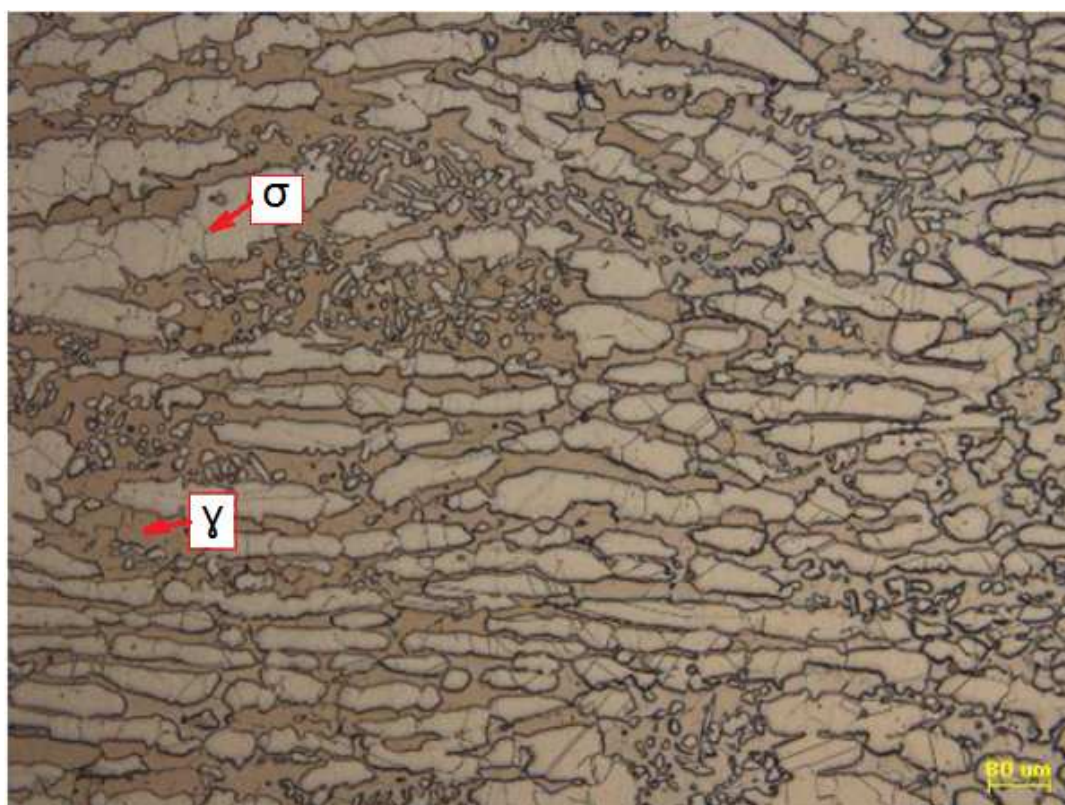


Figura 3.6- Microestrutura aço inox superduplex longitudinalal 100X

Fonte: Autoria Própria.

### 3.1.3 Dureza da matéria prima

Para a medição horizontal no sentido em que a usinagem ocorreu, foram medidos quatro pontos de cinco peças escolhidas aleatoriamente representadas na figura 3.7. A carga aplicada foi de 20 kgf. Seus resultados de dureza Vickers e a média e estão contidos na Tabela 3.2.

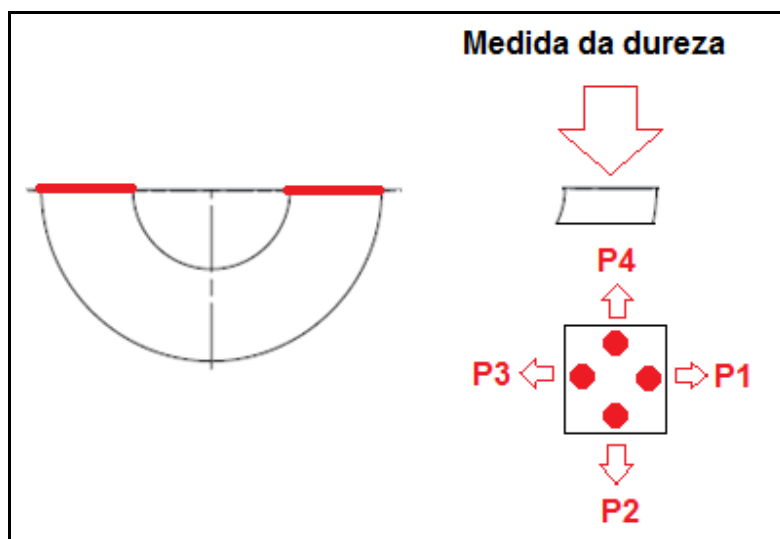


Figura 3.7 – Pontos de medição da dureza sentido horizontal

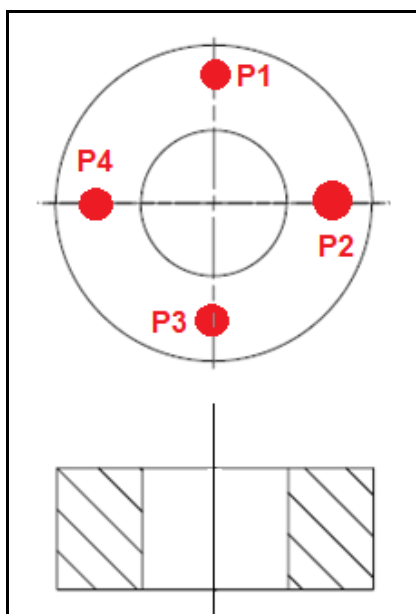
Fonte: Autoria Própria.

Tabela 3.2 – Resultados do ensaio de dureza sentido horizontal.

Fonte: Autoria Própria.

Valores Medidos – dureza Vickers (HV)				
Médias da amostra P1	Médias da amostra P2	Médias da amostra P3	Médias da amostra P4	Médias da amostra P5
264	258	258	258	262
<b>Média = 260 ± 8 HV</b>				

Para a medição no sentido vertical, foram medidos quatro pontos de cinco peças escolhidas aleatoriamente representadas na figura 3.8. A carga aplicada foi de 20 Kgf. Seus resultados em dureza Vickers e a média e desvio padrão estão demonstrados na Tabela 3.2.



**Figura 3.8 – Pontos de medição da dureza sentido vertical**

Fonte: Autoria Própria.

**Tabela 3.3 – Resultados do ensaio de dureza sentido vertical**

Fonte: Autoria Própria.

Valores Medidos – dureza Vickers (HV)				
Médias da amostra P1	Médias da amostra P2	Médias da amostra P3	Médias da amostra P4	Médias da amostra P5
290	300	300	280	280
<b>Média = 290 ± 10 HV</b>				

### **3.2 EQUIPAMENTOS E MÉTODOS PARA O PROCESSO DE USINAGEM POR MANDRILAMENTO**

A usinagem dos corpos de prova foi realizada no Centro de Usinagem Daewoo-DVC 320, com suas principais características descritas na sequência e ilustradas na Figura 3.9:

Tamanho da Mesa: 600X400X450mm

Ano de Fabricação: 2011

Cone de Fixação da Máquina: ISO BT 30

Cursos:

Curso da mesa superior (eixo X): 800 mm;

Curso da mesa inferior (eixo Y): 530 mm;

Curso do Cabeçote (eixo Z): 580 mm.



Rotação máxima: 10.000 rpm

Potência Total Instalada: 30 KVA



**Figura 3.9 – Máquina utilizada para usinagem**

**Fonte: Autoria Própria.**

### 3.2.1 Ferramenta

A ferramenta é composta por Barra de Mandrilar Antibribratória e Pastilha de Metal Duro, do fabricante Sandvik Coromant. Sua escolha se deve em função de as mesmas serem largamente empregadas por empresas do segmento óleo e gás (SANDVIK COROMANT DO BRASIL, 2012).

#### 3.2.1.1 Barra de mandrilar

A barra de mandrilar escolhida para o estudo foi com sistema antivibratório do fabricante Sandvik Coromant que é identificada pelo código C3-R825A-FAB208A , representada na figura 3.10. Tem como dimensões de 219 mm de comprimento e diâmetro de corte de ajustável de 28 a 32 mm, peso de 0,6 kgf, cone de fixação Capto C3, e cápsula R825A-AF11STUC06T1A para fixação de pastilha TCMT 06T104 MF 2015. Para adaptação da ferramenta à máquina utilizou-se cone de fixação CAT 30 com código C3-390.140-30 60 (DIN 6981-A) tendo a somatória do seu comprimento em 279 mm. O conjunto apresenta um balanço de 9,3xd.

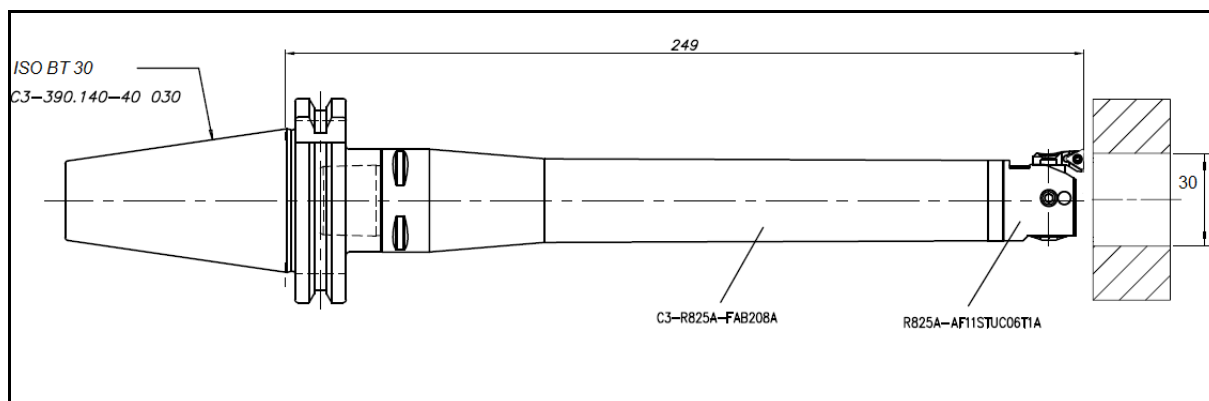


Figura 3.10 – Barra antivibratória de acabamento.

Fonte: Autoria Própria.

### 3.2.1.2 Pastilha Intercambiável

As pastilhas intercambiáveis de metal duro que foram utilizadas para a usinagem das amostras, de acordo a norma NBR 6450 ISO, são as do modelo triangular pela recomendação de usinagem logitudinal (Figura 3.11), indicados com o sinal ++, e denominadas como TCMT 06T104 MF 2015 e TCMT 06T108 MF 2015.

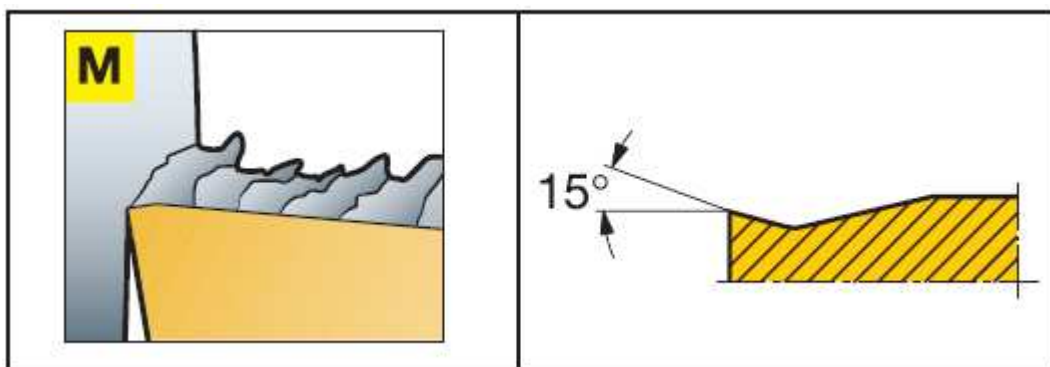
Formato da pastilha	Torneamento longitudinal	Perfilamento	Faceamento
++ = Formato recomendado da pastilha + = Formato alternativo			
Rômbica 80°	+		++
Rômbica 55°	+	++	+
Redonda	+		+
Quadrada	+		
Triangular	++	+	+
Trigonal 80°	+		+
Rômbica 35°		+	

Figura 3.11- Formato da pastilha recomendado para o sentido de usinagem

Fonte: Sandvik Coroamnt (2011).

Suas especificações técnicas são :

- a) ângulo de saída da pastilha de 7°;
- b) quebra cavaco MF indicado para acabamento para o grupo ISO de Aço Inox (Figura 3.12);



**Figura 3.12 – Quebra cavaco para acabamento para o grupo ISO M (Aço Inox)**

**Fonte: Sandvik Coromant (2011).**

c) Classe do Metal Duro: GC2015 – Grupo M15 (M15-M35) com cobertura CVD para acabamento e desbaste de aços inoxidáveis. Como o substrato da pastilha suporta altas temperaturas, combinado com uma cobertura resistente ao desgaste, a pastilha pode suportar cortes contínuos com velocidades de corte moderadas e altas. (SANDVIK COROMANT, 2005). Cobertura por CVD é a deposição química de vapores para gerar camadas de cobertura e é um processo que envolve reações químicas de gases num substrato em alta temperatura. Este processo, pode proporcionar a deposição de materiais de alta pureza com controle estrutural e dimensional em escalas atômicas ou nanométricas (CHOY, 2003).

### **3.2.2 Fluido de corte**

O fluido de corte utilizado foi o Óleo de Corte Sintético com marca comercial Basocut BC 40 NF, com a concentração de 9% em água do fabricante Blaser.

A pressão a ser utilizada como uma das variáveis de estudo é de 15 bar e 60 bar, conforme a Figura 3.13.

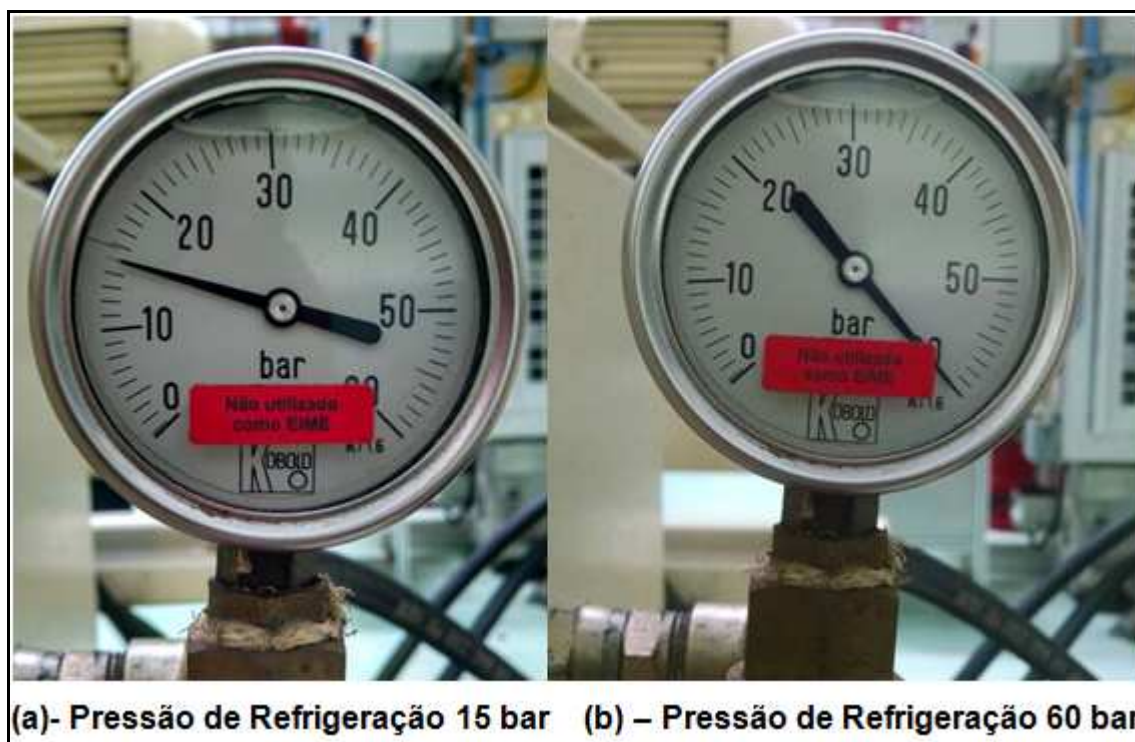


Figura 3.13 – Pressão de refrigeração utilizada durante a usinagem

Fonte: Autoria Própria.

A refrigeração pode ter maior influência na geração, distribuição e dissipação do calor, assim como no desenvolvimento do desgaste da ferramenta, além de atuar também na formação e quebra dos cavacos. Isso se torna ainda mais importante na usinagem de materiais de baixa usinabilidade, em que o controle de calor e cavacos exige maiores cuidados (SANDVIK COROMANT, 2005).

A lubrificação, principalmente, permite uma redução do coeficiente de atrito entre o cavaco e ferramenta, pois é na superfície de saída da ferramenta que se desenvolvem as maiores temperaturas, devido à zona de aderência entre a ferramenta e a peça e, sendo assim, o fluido lubrificante facilita o fluxo de cavaco, reduzindo a força e a potência de corte (DINIZ, MARCONDES, COPPINI, 2006).

### 3.2.3 Caracterização das variáveis

Para estudar os efeitos da operação de usinagem em acabamento na integridade superficial variou-se dois parâmetros de corte (velocidade de corte e avanço), o raio da pastilha de corte e a pressão do fluido de refrigeração. No planejamento experimental foi prevista a análise fatorial em dois níveis e quatro fatores. Na Tabela 3.4 estão indicados os parâmetros aplicados.

Para usinagem de cada corpo de prova utiliza-se uma aresta nova do inserto, para que o desgaste da mesma não alterasse ou interferisse nos resultados pretendidos. Foram usinados três corpos de prova para cada combinação de variáveis, sendo um original e duas réplicas, totalizando 48 corpos de provas.

Para o raio da ponta da pastilha a escolha foi para os menores existentes na montagem da ferramenta, 0,4 mm e 0,8 mm (conforme descrito no seção 3.1).

Não foram encontradas referências bibliográficas que indicassem trabalhos realizados em mandrilamento de aço inox superduplex. Os parâmetros de corte determinados foram obtidos de referências de catálogos do fornecedor de ferramentas Sandvik Coromant (2005) e testes realizados anteriormente:

a) velocidade de corte ( $V_c$ ), foram utilizados dois valores: i) um menor (70 m/min); e ii) um maior (140 m/min);

b) avanço ( $f$ ), foram utilizados dois valores: i) um menor (0,1 mm/rot.); e ii) um maior (0,2 mm/rot.);

**Tabela 3.4 – Variáveis para operação de mandrilamento.**

AMOSTRA	$V_c$ (m/min)	$f$ (mm/rot)	Raio (mm)	Pressão de Refrigeração (bar)
1	70	0,1	0,4	15
2	70	0,2	0,4	15
3	70	0,1	0,8	15
4	70	0,2	0,8	15
5	140	0,1	0,4	15
6	140	0,2	0,4	15
7	140	0,1	0,8	15
8	140	0,2	0,8	15
9	70	0,1	0,4	60
10	70	0,2	0,4	60
11	70	0,1	0,8	60
12	70	0,2	0,8	60
13	140	0,1	0,4	60
14	140	0,2	0,4	60
15	140	0,1	0,8	60
16	140	0,2	0,8	60

O objetivo deste trabalho não é estudar a influência da operação de desbaste no material. Estudos realizados identificaram que a operação de acabamento não é influenciada pela operação anterior (GRAVALOS, 2008).

### 3.3 EQUIPAMENTOS E MÉTODOS DE MEDIÇÃO

Nos seções a seguir, estão listados os equipamentos utilizados bem como os métodos para as medições das características que serão analisadas: rugosidade, tensão residual, dureza e temperatura no material durante a usinagem.

#### 3.3.1 Interferômetro de luz branca

As medições de rugosidade da superfície usinada foram realizadas com o auxílio de um interferômetro de luz branca, 3-D, óptico sem contato, utilizando ampliação de 20x, fabricado pela Taylor-Hobson, com o qual se coletou dados de três áreas de aproximadamente 3,25 x 3,25 mm de cada amostra, localizadas no centro e mais duas em cada uma das extremidades, posições em aproximadamente 60°, conforme Figura 3.14. Após a medição será calculada a média dos três pontos e o desvio padrão.

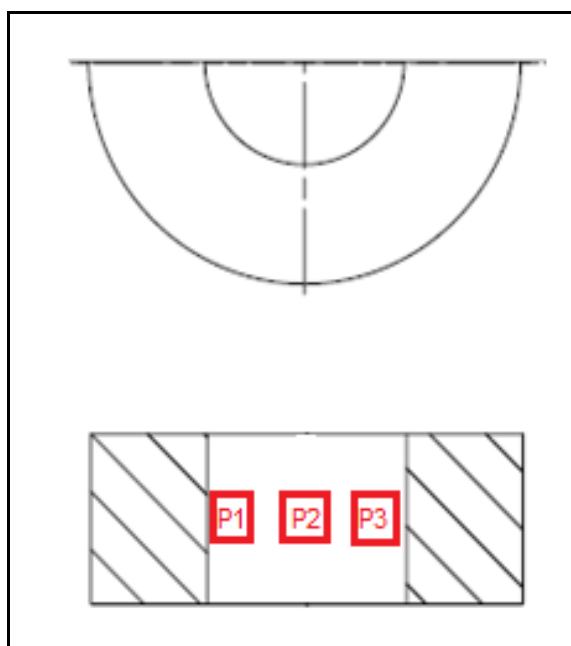


Figura 3.14 - Posição das medidas realizadas para a rugosidade superficial

Fonte: Autoria Própria.

Para as medições da rugosidade, representada na figura 3.14, o corpo de prova foi cortado ao centro no sentido transversal ao da usinagem para as medições serem efetuadas.



**Figura 3.15 – Corte para análise da rugosidade**

**Fonte: Autoria Própria.**



**Figura 3.16 - Interferômetro de luz branca 3D Talysurf CCI Lite**

**Fonte: Autoria Própria.**

A idéia principal é ter uma relação de rugosidade com as variáveis de entrada e com os outros parâmetros medidos (tensão residual, dureza).

Os parâmetros para análise foram selecionado a partir da descrição feita por Deltome *et al.* (2011):

Sq ( $\mu\text{m}$ )= Amplitude;

SsK = Amplitude;

Sku = Amplitude;

Str= Espacial;

Sal ( $\mu\text{m}$ )= Espacial;

Sk ( $\mu\text{m}$ )= Funcional;

SvK ( $\mu\text{m}$ )=Funcional.

### 3.3.2 Difratorômetro

Para avaliar a tensão residual das amostras após o processo de mandrilamento, foram realizadas medidas de tensão residual pela técnica de difração de Raios-X. Para isso, foi usado o difratômetro Shimadzu XRD 7000 da UTFPR, mostrado na Figura 3.17.



Figura 3.17 - Difratorômetro Shimadzu XRD 7000

Fonte: Autoria Própria



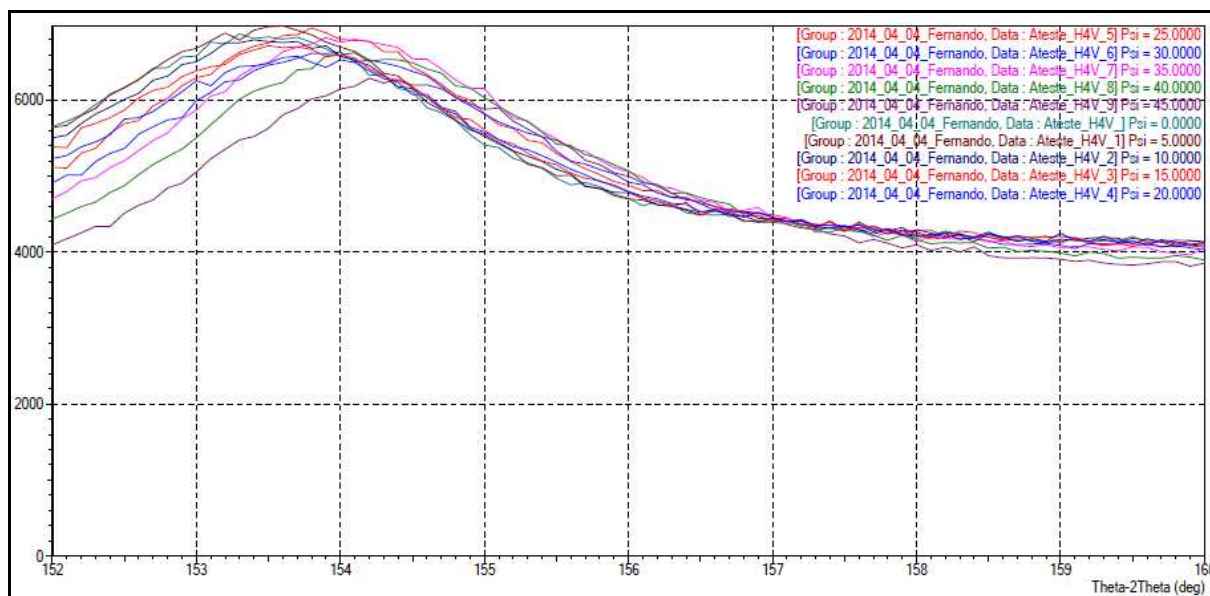
Para o aço inox superduplex, utilizando um corpo de prova apenas para a aprovação da medição, foi realizada uma varredura no material para identificar o ângulo de difração, utilizando como referência o aço ABNT 1050. Com isso foi identificado o plano cristalino (hkl) e o ângulo de difração ( $2\theta$ ) recomendados (211 e  $156^\circ$  respectivamente). Pela Tabela 3.5 nota-se que, também, é indicado o uso da radiação Cr-K $\alpha$  para a medição de tensões residuais de ligas ferrosas.

**Tabela 3.5 – Parâmetros de difração recomendadas**

Fonte: ASM, 1986 (adaptado)

Ligas Ferrosas	Radiação	Plano Cristalino (hkl)	Ângulo de Difração ( $2\theta$ )	$\frac{E}{1+\nu}$ (GPa)
304L	CuK $\alpha$	(420)	$147^\circ$	157,2 +- 2,8
316	CuK $\alpha$	(420)	$146,5^\circ$	132,4 +- 2,8
410 (22Hrc)	CrK $\alpha$	(211)	$155,1^\circ$	176,5 +- 0,7
410 (42Hrc)	CrK $\alpha$	(211)	$155,1^\circ$	173,1 +- 1,4
4340 (50 Hrc)	CrK $\alpha$	(211)	$156^\circ$	168,9 +-2,8
1050 (56 Hrc)	CrK $\alpha$	(211)	$156^\circ$	184,1 +- 2,1
6260	CrK $\alpha$	(211)	$155,5^\circ$	169,6 +- 2,8
9310	CrK $\alpha$	(211)	$155,5^\circ$	172,4 +- 2,8
52100	CrK $\alpha$	(211)	$156^\circ$	173,7 +- 2,1
M50 (62Hrc)	CrK $\alpha$	(211)	$154^\circ$	179,3 +- 2,1
17-4PH	CrK $\alpha$	(211)	$155^\circ$	180,0 +- 0,7

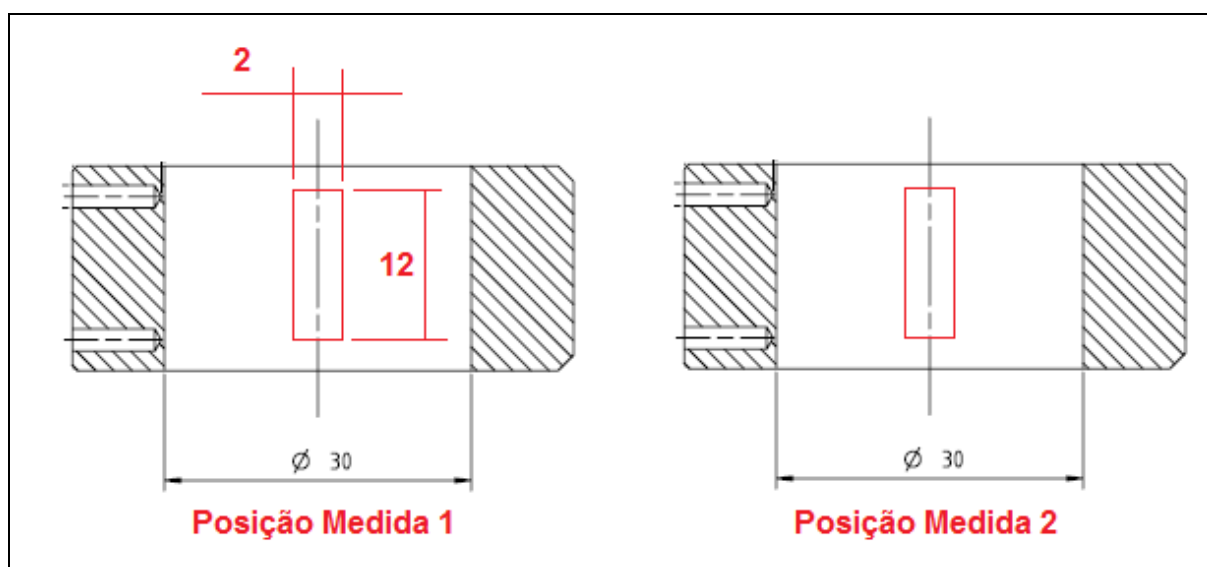
Foram selecionados dez ângulos  $\psi$  para melhorar a base estatística de representação de dados. Os valores de  $\psi$  foram de  $0^\circ$  à  $+45^\circ$ , variando em  $5^\circ$  de uma medição para outra. À medida que o ângulo  $\psi$  varia, o pico de difração também sofre uma pequena alteração, como pode ser visto na Figura 3.18, para uma varredura em torno do ângulo de  $156^\circ$  para dez ângulos  $\psi$  diferentes, adotando-se para o aço inoxidável super duplex o valor de  $154^\circ$ .



**Figura 3.18 - Picos de difração para valores do ângulo  $\psi$**

Fonte: Autoria própria.

Foram medidos os dois lados da peça após o corte realizado no centro. A Figura 3.19 mostra a posição das medidas que foram realizadas. A área central  $2 \times 12$  mm indica o local onde serão posicionados os feixes de Raios-X.



**Figura 3.19 - Posição da medição da tensão residual no corpo de prova**

Fonte: Autoria Própria.

A direção do raio, o sentido de medição e de rotação que foram utilizados no corpo de prova são apresentados na Figura 3.20. O sentido de medição e rotação estão no mesmo sentido que será utilizada na usinagem de mandrilamento. Com isso tem-se no ponto de focalização do feixe de Raios-X somente direção de medição das ( $\sigma_r$ ) tensões radiais no corpo-de-prova.

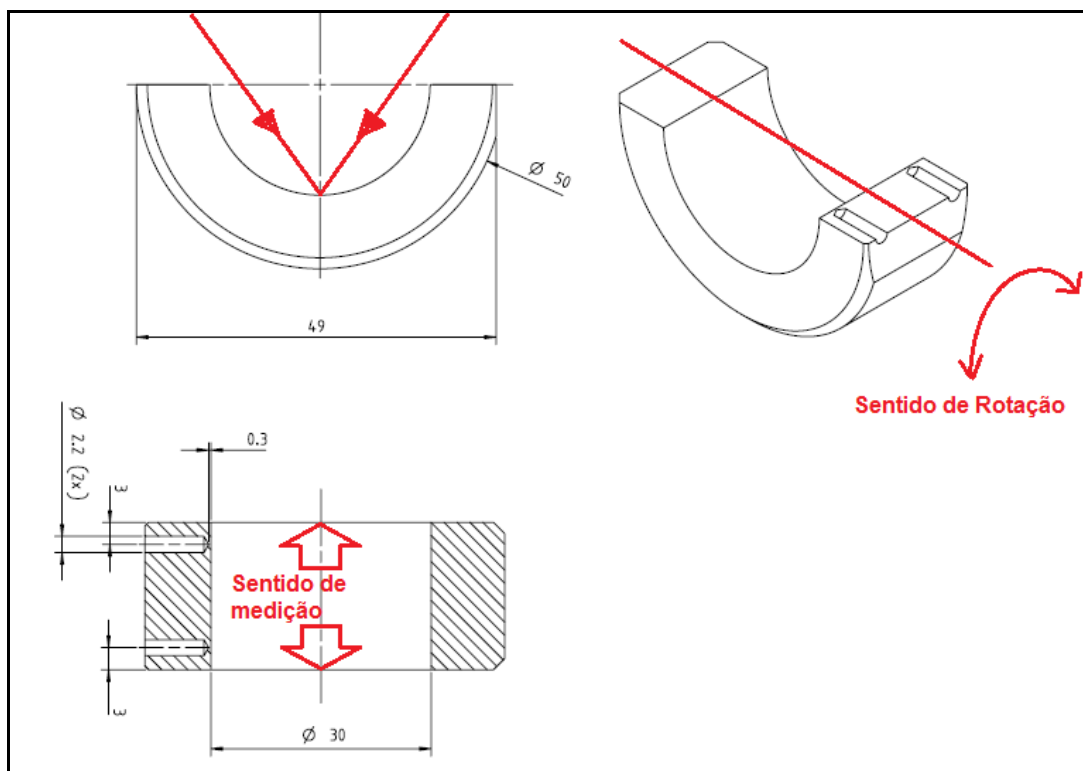


Figura 3.20 – Sentido de medição e rotação para medição da tensão residual

Fonte: Autoria Própria.

Para cada medida de tensão residual, dez medições de  $\psi$  são usadas para produzir um gráfico  $\sin 2\psi$  vs.  $2\theta$ , produzindo uma reta. Então, o *software* calcula o coeficiente angular dessa reta para determinar a tensão residual. A Figura 3.21 apresenta essa situação. Em destaque, a tensão residual calculada, que representa a tangente da reta no gráfico  $\sin 2\psi$  vs.  $2\theta$ .

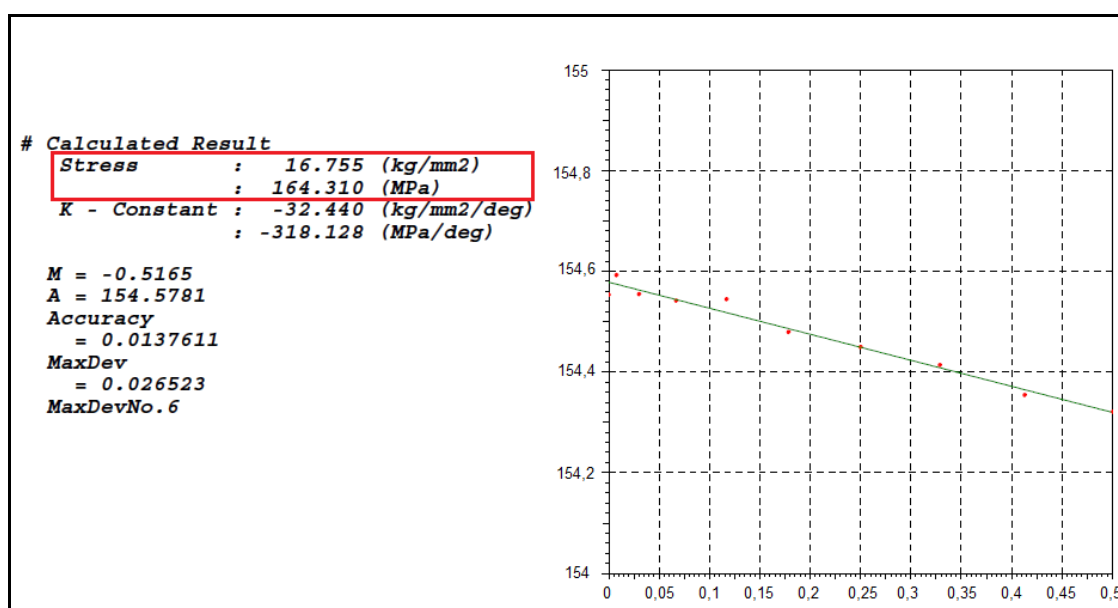


Figura 3.21 - Reta gerada pelo *software* do difratômetro

Fonte: Autoria Própria.

A Figura 3.22 mostra o dispositivo utilizado para a fixação do corpo de prova para que o mesmo esteja sempre na mesma posição. Nele, além da medição de tensão residual, será realizada a medição de rugosidade.

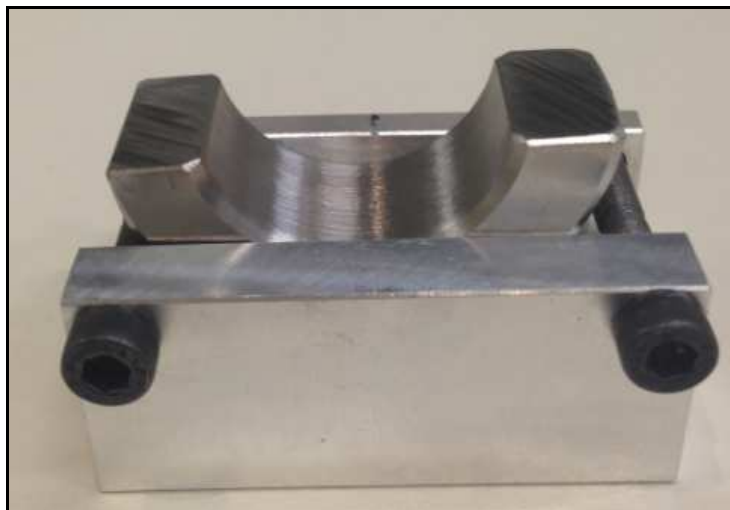


Figura 3.22 – Dispositivo para fixação do corpo de prova.

Fonte: Autoria Própria.

### 3.3.3 Termopares

Suas leituras serão obtidas pelo equipamento Agilent 34970A em graus Celsius ( $^{\circ}\text{C}$ ), figura 3.23. O objetivo é avaliar a interferência da temperatura durante a usinagem na integridade do material.

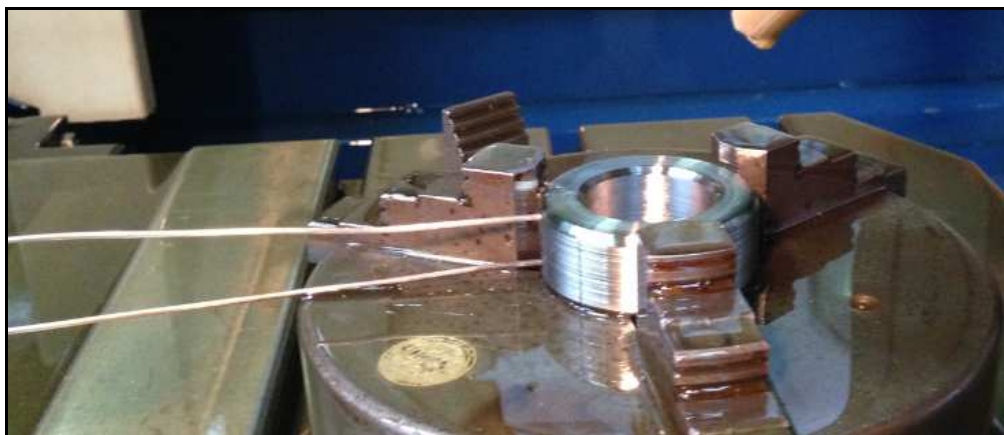


Figura 3.23 - Equipamento Agilent 34970 A

Fonte: Autoria Própria.

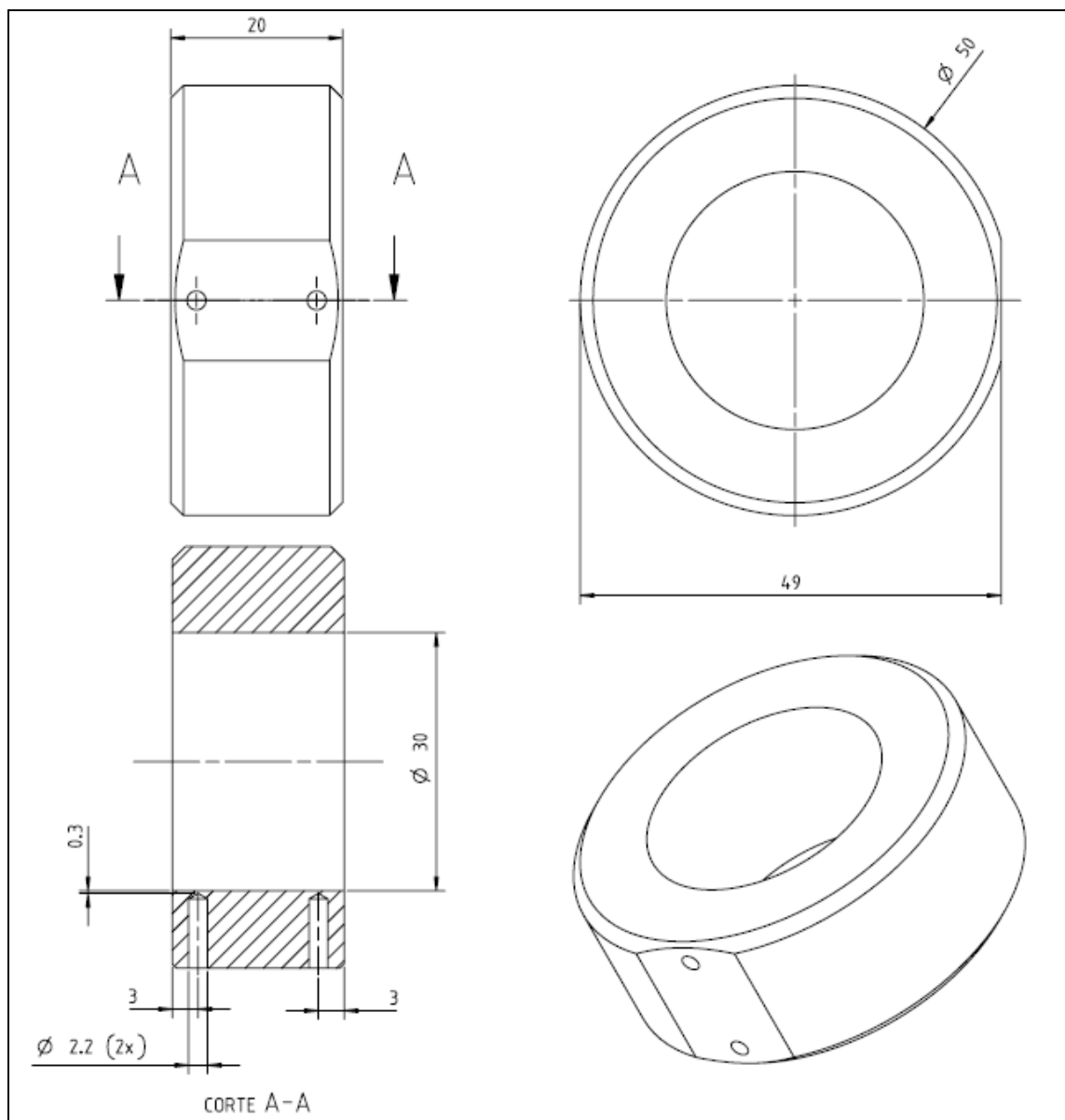
A técnica empregada para medição da temperatura foi a fixação de termopares próximo a região usinada, conforme demonstrado na figura 3.24. A Figura 3.25 contém as dimensões para posição dos furos para a introdução dos termopares, com diâmetro de 2,2 mm estão localizados a 3 mm da extremidade de

entrada e da saída, considerando o sentido de usinagem, assim consegue-se obter a temperatura inicial e final durante o processo de usinagem. As juntas frias dos termopares são de 2 mm de diâmetro e foram fixadas a 0,3 mm de distância do diâmetro usinado pela barra de mandrilar.



**Figura 3.24 – Posicionamento dos termopares na amostra**

**Fonte: Autoria Própria.**



**Figura 3.25 – Posição dos furos para introdução dos termopares para medir a temperatura na usinagem no corpo de prova**

**Fonte: Autoria Própria**

A temperatura também influencia no controle dimensional e no acabamento superficial da peça (SUAREZ; COSTA; MACHADO, 2008; SUAREZ *et.al.*, 2009). Durante o corte dos metais existem três regiões de geração de calor, definidas como zona de cisalhamento primário, zona de cisalhamento secundário e zona de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta (SHAW, 2005). Como será avaliado a integridade superficial no material após a usinagem será medida a zona de interface do material.

### 3.3.4 Durômetro

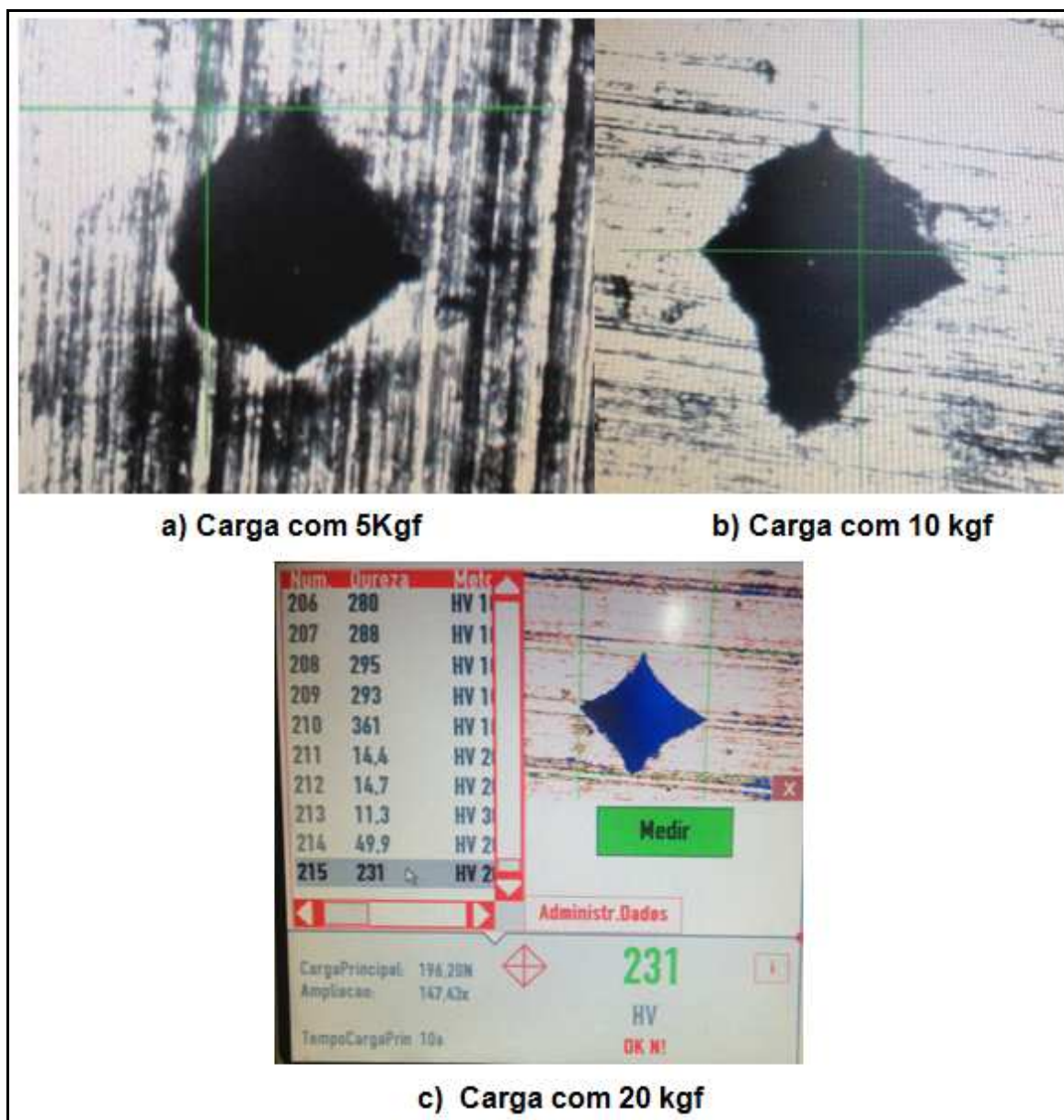
Esta medição tem como objetivo avaliar de forma indireta o encruamento da superfície causado pelos esforços de corte. Sendo assim, pode-se realizar uma correlação entre estas medidas com os valores de tensão residual. O equipamento que foi utilizado é o durômetro emco-Test, figura 3.26.



**Figura 3.26 - Durômetro emco-Test**

**Fonte: Autoria Própria.**

Para selecionar a carga de ideal foram realizados sucessivos experimentos com cargas crescentes, a partir de 5 kgf até 20 kgf, de modo que a profundidade de penetração fosse suficiente para ultrapassar as alturas de rugosidade. Esta avaliação foi realizada com a observação direta da qualidade da impressão de dureza, como mostra a Figura 3.27. Verifica-se que as diagonais de impressão para o caso da medida realizada com 20 kgf podem ser consideradas adequadas, mediante a menor diferença entre as mesmas para este caso.



**Figura 3.27 - Imagens das impressões de dureza resultantes de diferentes cargas**

**Fonte: Autoria Própria**

A figura 3.28 mostra a posição em que foram realizadas as medições de dureza, pelo formato do corpo de prova. As medições foram realizadas somente no centro com três posições no sentido do corte da ferramenta. O corte produzido ocorreu para que a ponta do durômetro tivesse acesso ao centro da peça. A dimensão necessária para medição foi de 2 mm. Os resultados serão apresentados com as médias e o desvio padrão. Também será escolhido alguns corpos de prova para análise de microdureza e micrografia da superfície para comprovação dos resultados.



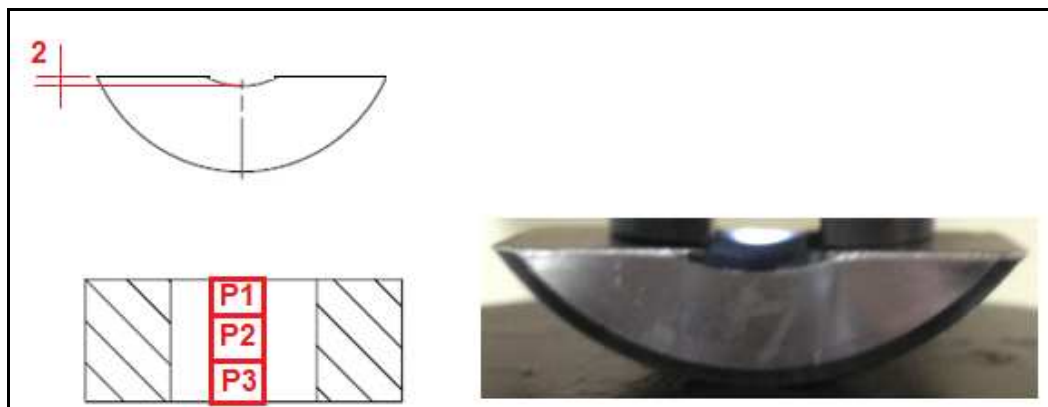


Figura 3.28 - Pontos de medição para dureza e corte para análise de dureza

Fonte: Autoria Própria.

### 3.3.5 Software estatístico

O *software* estatístico utilizado para análise dos dados é o MiniTab versão 17. Este *software* permite a análise de dados: extração de estatísticas básicas de tendência (média, mediana e moda), variação, simetria, curtose e gráficos básicos: *scatterplot*, histograma e *box plot*. Análise e interpretação das estatísticas básicas, como (Minitab, 2015):

- a.1) Correlação e Regressão Linear Simples: Estudo da correlação entre variáveis e regressão linear simples, análise de resíduos.
- a.2) Regressão Linear Múltipla e Regressão Não Linear: Estudo de regressão linear múltipla, técnicas de linearização de dados, transformação de dados e regressão não linear, análise de resíduos. Colinearidade.
- a.3) Inferência estatística: Testes de hipóteses para dados normais, para pequenas amostras (*teste t*), para proporção, para dados emparelhados, teste de variância, teste de normalidade. Análise de variância – *Anova*.
- a.4) Delineamento de Experimentos – DoE: Planejamento de experimentos, geração de experimentos fatoriais 2x2, 2x3 e 2x4. Experimento fatorial fracionado, ½ fração. Replicação e blocos. Análise de resíduos, análise e interpretação de resultados.
- a.5) Análise do sistema de medição – MSA: Conceitos de metrologia, linearidade, estabilidade, tendência. Estudos R&R para dados por variáveis e por atributos.

## **4 RESULTADOS E DISCUSSÕES**

Os resultados estão apresentados e organizados na seguinte ordem: Rugosidade, considerando somente o  $S_q$ , apresentação dos resultados e análise com o objetivo de agrupamento dos corpos de prova (Item 4.1). A seguir são apresentados os resultados de Tensão Residual com objetivo de agrupamento dos corpos de prova (Item 4.2). Nos itens 4.3 e 4.4, serão correlacionados as análises anteriores com o restante dos resultados dos parâmetros de rugosidade e dureza. Por fim no item 4.5, é apresentado a temperatura durante a usinagem no corpo de prova e sua análise.

### **4.1 RUGOSIDADE**

O objetivo desta análise foi conhecer a topografia presente nos corpos de prova que foram desenvolvidas durante o processo de usinagem por influência das variáveis aplicadas. Será apresentado o parâmetro  $S_q$  que representa o desvio padrão dos valores de altura a partir de um plano de referência calculado para posterior correlação dos demais parâmetros de rugosidade, tensão residual e dureza.

Os dados da rugosidade  $S_q$ , medidos nos ensaios, podem ser verificados na Tabela 4.1, como segue: rugosidade médias dos corpos de prova dos três pontos identificados no item 3.3.1 e o desvio padrão.

Tabela 4.1 – Resultados médios das medições do parâmetro Sq da rugosidade

Fonte: Autoria Própria.

Corpo de Prova	Vc (m/min)	f (mm/rot)	Raio R <sub>ε</sub> (mm)	Pressão de Refrigeração (bar)	Sq (μm)
1	70	0,1	0,4	15	1,510
2	70	0,2	0,4	15	2,017
3	70	0,1	0,8	15	1,428
4	70	0,2	0,8	15	2,867
5	140	0,1	0,4	15	1,522
6	140	0,2	0,4	15	3,507
7	140	0,1	0,8	15	1,702
8	140	0,2	0,8	15	2,235
9	70	0,1	0,4	60	1,204
10	70	0,2	0,4	60	4,127
11	70	0,1	0,8	60	1,090
12	70	0,2	0,8	60	2,309
13	140	0,1	0,4	60	1,828
14	140	0,2	0,4	60	3,750
15	140	0,1	0,8	60	1,805
16	140	0,2	0,8	60	2,226
<b>Média</b>					<b>2,195 ± 0,917</b>

Comparando-se os resultados das medições da rugosidade (Sq) tem-se que a variável de entrada avanço (f) tem a maior influência sobre as demais. O raio de ponta da ferramenta mostrou-se como segundo fator de influência, e com raio maior obteve-se uma menor rugosidade. A pressão de refrigeração e a velocidade de corte não influenciaram na rugosidade superficial. Como mostra a análise realizada no Minitab na figura 4.1.

A influência do avanço (f) e raio de ponta (r<sub>E</sub>) pode ser comprovado pela equação teórica de rugosidade (DINIZ; MACONDEZ; COPINI; 2006):

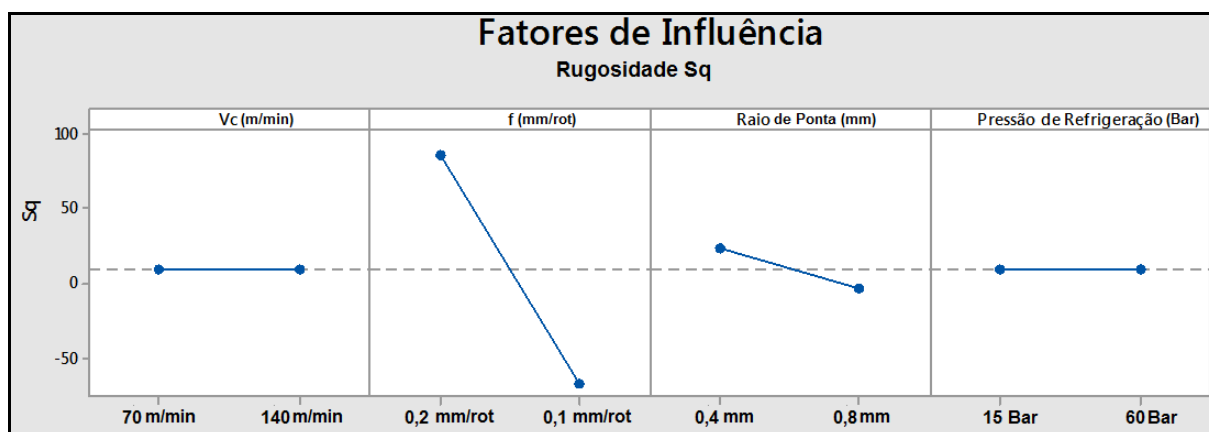
$$R_{maxteor} = \frac{f^2}{8 r_E} \quad (\text{Equação 4.1})$$

onde, quanto maior avanço maior será a rugosidade e para o raio sendo o oposto.

Esperava-se que a pressão de refrigeração também interferisse na rugosidade, isso porque, segundo Trend e Wright (2000), um dos principais objetivos do fluido de corte é melhorar a rugosidade superficial e, em especial, para baixas velocidades de corte e avanço, por proporcionarem menor adesão do material usinado à ferramenta de corte.

Sobre a velocidade de corte, também, não houve interferência na rugosidade. Isso pode ser observado com o sobremetal utilizado, pois quanto menor o sobremetal menor a resistência para o corte. Também mostra que o sistema antivibratório da barra de mandrilar, talvez, tenha contribuído para não ocorrer oscilação na usinagem. Ao variar a velocidade de corte, a rotação é alterada e, por conseguinte, pode gerar um vibração durante a usinagem afetando o acabamento.

Segundo estudo realizado por Bordinassi (2006) em torneamento de aço inox superduplex, o aumento da velocidade de corte implicou na diminuição da rugosidade.



**Figura 4.1 – Análise dos fatores de influência na rugosidade  $S_q$**   
Fonte: Autoria Própria.

Com base nos resultados e tendo a variável avanço ( $f$ ) como referência pode-se dividir os corpos de prova em dois grupos:  $S_q$  maior e menor que  $2 \mu\text{m}$ , i)  $S_q$  menores que  $2 \mu\text{m}$  com avanço de  $0,1 \text{ mm/rot}$ . como grupo 1; e ii)  $S_q$  maiores que  $2 \mu\text{m}$  com avanço de  $0,2 \text{ mm/rot}$ . como grupo 2, conforme Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Divisão dos corpos de prova por grupos obtidos em função do Sq

Fonte: Autoria Própria.

	Corpos de Prova								Média Sq ( $\mu\text{m}$ )
Grupo 1 (f = 0,1 mm/rot. e Sq < 2 $\mu\text{m}$ )	1	3	5	7	9	11	13	15	1,511 $\pm$ 0,268
Grupo 2 (f = 0,2 mm/rot. e Sq > 2 $\mu\text{m}$ )	2	4	6	8	10	12	14	16	2,880 $\pm$ 0,774

A Figura 4.2 mostra a imagem da rugosidade da superfície dos corpos de prova: a) Corpo de prova 10; e b) Corpo de Prova 9 (ambos medição do centro). Observa-se que alterando somente o avanço (f) o parâmetro Sq tem uma diferença de mais de 200%.

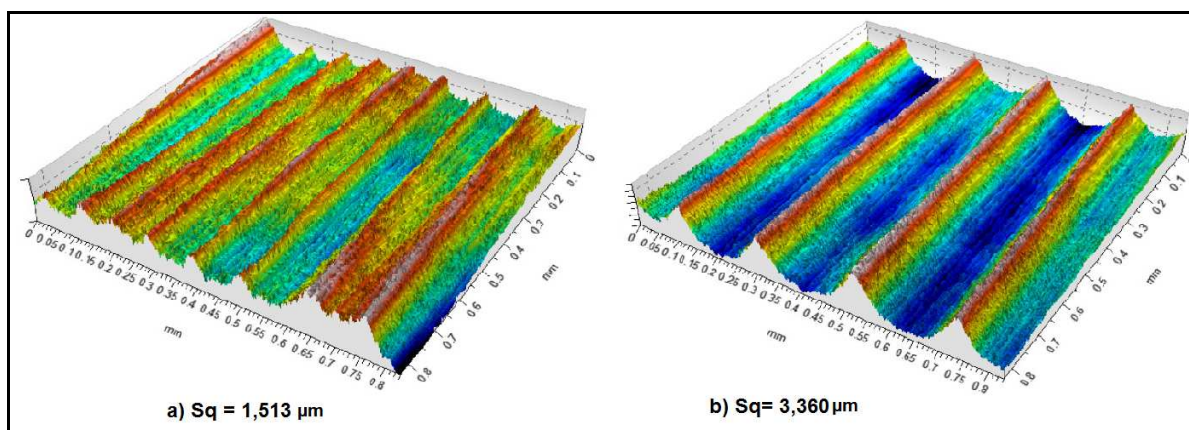


Figura 4.2 – Imagem da superfície: (a) corpo de prova 9, (b) corpo de prova 10

Fonte: Autoria Própria.

A corrosão por pite é uns dos fatores que pode afetar o desempenho dos equipamentos e exigirem manutenção. A rugosidade tem correlação com a densidade de pites. Conforme já monstado por Gravalos (2008) que quanto menor o valor da rugosidade, maior a resistência á corrosão por pite, pode-se inferir que o grupo 1 terá maior resistência a corrosão por pite. Sendo assim para o estudo analisado, espera-se que o grupo 2 tenha menor resistência a corroão por pite por sua rugosidade ser maior.

## 4.2 TENSÕES RESIDUAIS

O objetivo desta análise foi conhecer as tensões residuais presentes nos corpos de prova que foram desenvolvidas durante o processo de usinagem por influência das variáveis aplicadas. O método aplicado nesta análise foi descrito na seção 3.3.2.

A tabela 4.3 apresenta os valores da tensão residual medidos nos corpos de prova que foram submetidas a usinagem. Os valores positivos (+) significam tensão residual de tração e os negativos significam tensão residual de compressão.

**Tabela 4.3 – Resultado da tensão residual**

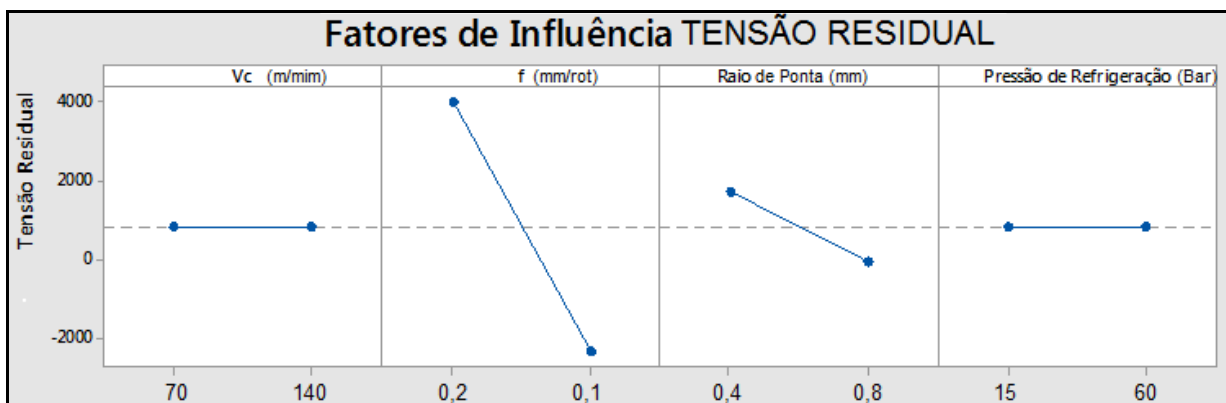
Fonte: Autoria Própria.

Corpo de Prova	Vc (m/min)	f (mm/rot)	Raio (mm)	Pressão de Refrigeração (bar)	Tensão Residual Média ( MPa)
1	70	0,1	0,4	15	-35
3	70	0,1	0,8	15	-46
5	140	0,1	0,4	15	-154
7	140	0,1	0,8	15	-60
9	70	0,1	0,4	60	83
11	70	0,1	0,8	60	-30
13	140	0,1	0,4	60	100
15	140	0,1	0,8	60	108
2	70	0,2	0,4	15	164
4	70	0,2	0,8	15	246
6	140	0,2	0,4	15	268
8	140	0,2	0,8	15	196
10	70	0,2	0,4	60	260
12	70	0,2	0,8	60	253
14	140	0,2	0,4	60	432
16	140	0,2	0,8	60	268

A análise dos resultados foi realizada através do software “Minitab” . Observou-se que, o principal fator de influência na tensão residual foi o avanço (f), conforme figura 4.3.

Através da Tabela 4.3 e Figura 4.3 observa-se que a tensão residual é menor quando o avanço diminui de 0,2 mm/rot para 0,1 mm/rot., e quando o raio de ponta da ferramenta é de 0,8 mm, mas não é possível identificar um efeito significativo com a variação da pressão de corte e a velocidade de corte. O menor valor da

tensão residual ocorreu com a combinação da velocidade de corte de 140 m/min., avanço de 0,1 mm/rot., pressão de refrigeração de 15 bar e raio de 0,4 mm.



**Figura 4.3 - Análise dos fatores de influência na tensão residual (MPa)**

**Fonte: Autoria própria.**

Este fato leva a suposição de que a principal fonte das tensões residuais é devido à variação de deformação plástica. Esta hipótese será melhor analisada na seção 4.3.

Comparando-se os resultados das medições de rugosidade ( $S_q$ ) com a de tensão residual, tem:

Grupo 1 - Baixa Tração e Compressão com rugosidade ( $S_q$ ) abaixo de  $2 \mu\text{m}$ .

Grupo 2 - Apenas tração e rugosidade acima de  $2 \mu\text{m}$ .

Verifica-se que o  $S_q$  têm relação com a Tensão Residual. A divisão desses grupos será mais detalhada e complementada com os outros parâmetros de rugosidade e dureza na seção 4.3. Com isso pode-se inferir, para essa aplicação, uma analogia entre a rugosidade X tensão residual de tração, visto que o tempo e o custo para medir a rugosidade no processo de fabricação é muito menor que a da tensão residual.

Com isso, para esse processo de mandrilamento estudado, a grandeza da tensão residual gerada após o processo de usinagem ocorrido pelas tensões plásticas propiciadas pelo corte do material pode ser comparada às grandezas de rugosidade. Isso porque quanto maiores os picos gerados pela usinagem maiores são as tensões residuais de tração observadas.

### 4.3 CORRELAÇÃO DOS RESULTADOS

Como mostrado na seção anterior existe uma correlação entre rugosidade ( $S_q$ ) e tensão residual (MPa). Serão discutidas, na sequência, algumas particularidades e os demais parâmetros medidos.

#### 4.3.1 Tensão residual X rugosidade $S_q$

As Figuras 4.4 e 4.5 ilustram os resultados separados pelos grupos de maior e menor avanço. Quando analisados os corpos de prova com avanço ( $f$ ) de 0,2 mm/rot. (Figura 4.4), os resultados mostrados são todos de tensão residual de tração e para 0,1 mm/rot. são ou de baixa tração ou de compressão.

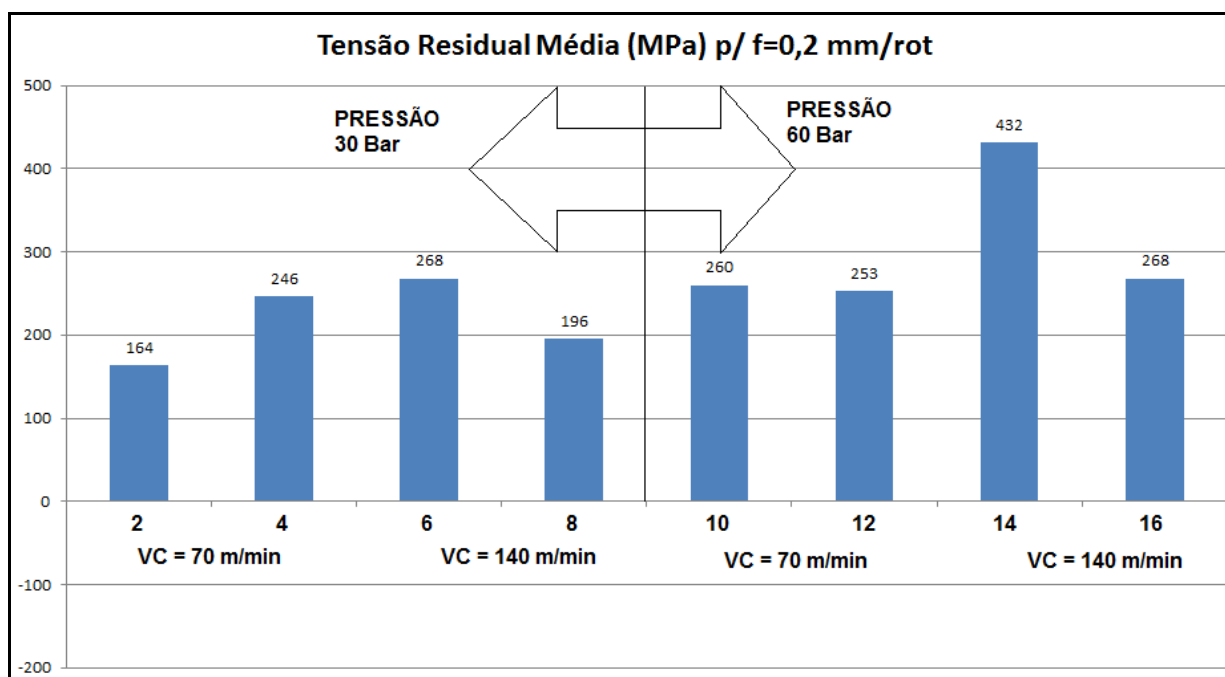


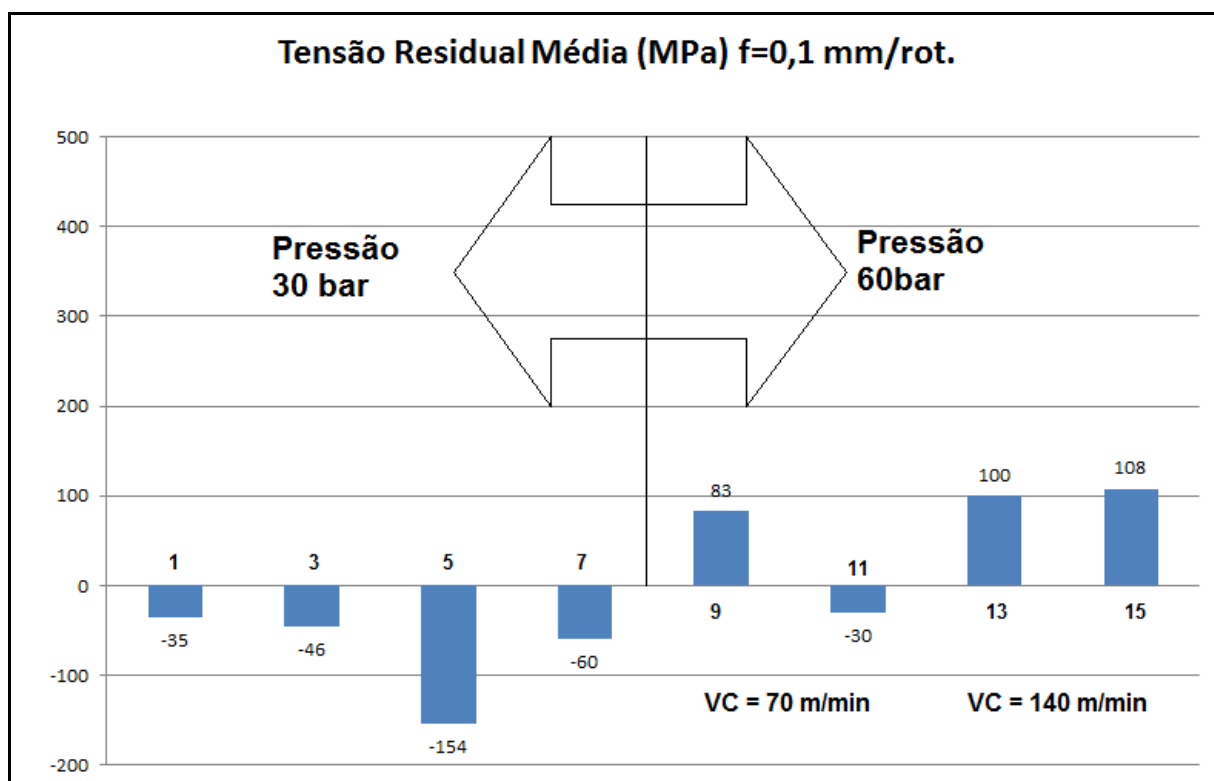
Figura 4.4 – Variação da tensão residual para maior avanço

Fonte: autoria própria.

Para a figura 4.5 o que se destaca são as medidas para os corpos de prova 1, 3, 3, 5 e 7 que todas apresentaram tensão de compressão. Para este sub-grupo, gerado do grupo um de menor avanço, o que ocorreu com a utilização de baixa pressão de refrigeração, utilizando qualquer combinação de velocidade de corte e raio de ponta da ferramenta. O que não ocorreu quando utilizada alta pressão de refrigeração. Neste caso, sugere-se que a rigidez da fixação da máquina CAT 30 pode não ter sido suficiente, para estabilizar com a pressão de refrigeração de 60



bar. Uma comprovação desta diferença é que as amostras 9, 13 e 15 obtiveram medidas de de rugosidades superiores as demais deste grupo.



**Figura 4.5 – Variação da tensão residual para menor avanço**

Fonte: Autoria própria.

### 4.3.2 Tensão residual X demais resultados de rugosidade

Na Tabela 4.4 estão os resultados dos demais parâmetros de rugosidade medidos. Estão divididos em parâmetros de Amplitude, Espaciais e K. com a respectiva tensão residual.

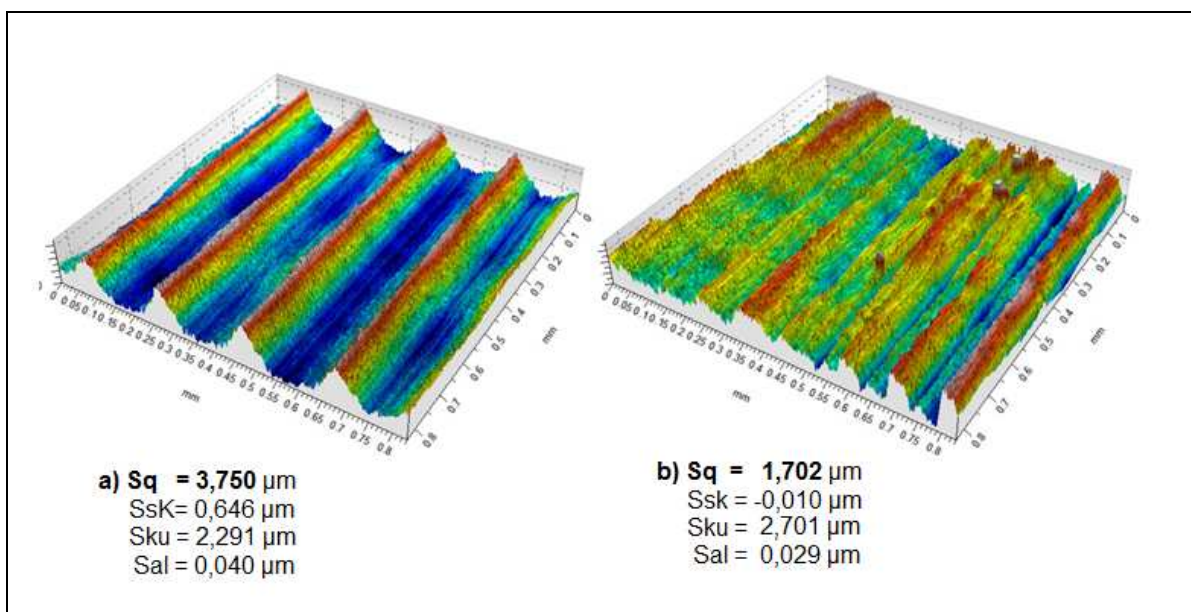
**Tabela 4.4 – Resultados dos parâmetros de rugosidade**

Fonte: Autoria Própria.

AMOSTRA	Tensão Residual Média ( MPa)	Parâmetros							
		Amplitude			Espaciais		K		
		Sq (µm)	SsK	Sku	Str	Sal (µm)	Sk (µm)	Spk (µm)	SvK (µm)
1	-35	1,510	-0,335	2,742	0,050	0,021	3,888	0,931	1,648
2	164	2,017	0,139	2,599	0,099	0,042	5,358	1,763	1,556
3	-46	1,428	-0,172	2,360	0,061	0,026	3,989	0,701	1,112
4	246	2,867	0,222	2,355	0,122	0,051	7,111	2,680	2,066
5	-154	1,522	0,293	2,482	0,051	0,021	4,293	1,353	0,720
6	268	3,507	0,629	2,448	0,107	0,045	7,522	4,784	0,910
7	-60	1,702	-0,010	2,701	0,069	0,029	4,632	1,419	1,308
8	196	2,235	0,257	2,852	0,096	0,040	5,032	2,627	1,952
9	83	1,204	0,154	2,621	0,068	0,028	3,352	1,066	0,828
10	260	4,127	0,429	2,124	0,109	0,046	10,750	3,952	0,754
11	-30	1,090	-0,007	2,797	0,047	0,020	2,733	0,981	1,050
12	253	2,309	0,606	2,641	0,077	0,032	5,127	3,088	1,207
13	100	1,828	0,040	2,513	0,098	0,041	4,863	1,527	1,221
14	432	3,750	0,646	2,291	0,090	0,040	7,691	5,575	1,050
15	108	1,805	0,030	2,582	0,047	0,020	4,222	1,611	1,642
16	268	2,226	0,712	3,566	0,074	0,031	3,727	2,369	1,061
	<b>Média</b>	<b>2,195</b>	<b>0,227</b>	<b>2,604</b>	<b>0,079</b>	<b>0,033</b>	<b>5,268</b>	<b>2,276</b>	<b>1,255</b>
	<b>Desvio Padrão</b>	<b>± 0,917</b>	<b>± 0,301</b>	<b>± 0,103</b>	<b>± 0,001</b>	<b>± 0,010</b>	<b>± 2,050</b>	<b>± 1,443</b>	<b>± 0,410</b>

A Figura 4.6 mostra a imagem da rugosidade da superfície dos corpos de prova: a) Corpo de prova 14; e b) Corpo de Prova 7 (ambos medição do centro). Observa-se que para o corpo de prova 14, com tensão residual de tração, o valor de SsK é positivo. Por outro lado, no corpo de prova 7, observa-se tensão residual de compressão. Além do valor de Ssk, o valor de Sku para a superfície da Figura 4.4 b

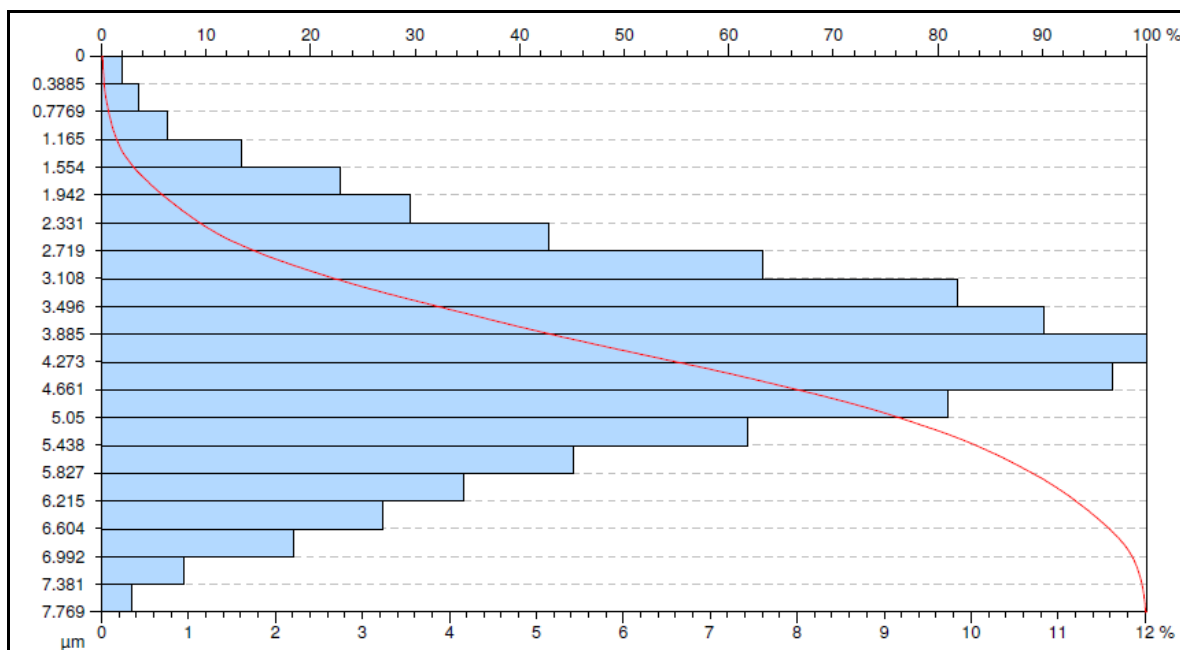
apresenta-se mais próximo de 3 do que a superfície do corpo de prova 14, mostrando que o corpo de prova 7 tem distribuição de alturas Gaussiana.



**Figura 4.6 - Imagem da superfície: (a) corpo de prova 14 , (b) corpo de prova 7**

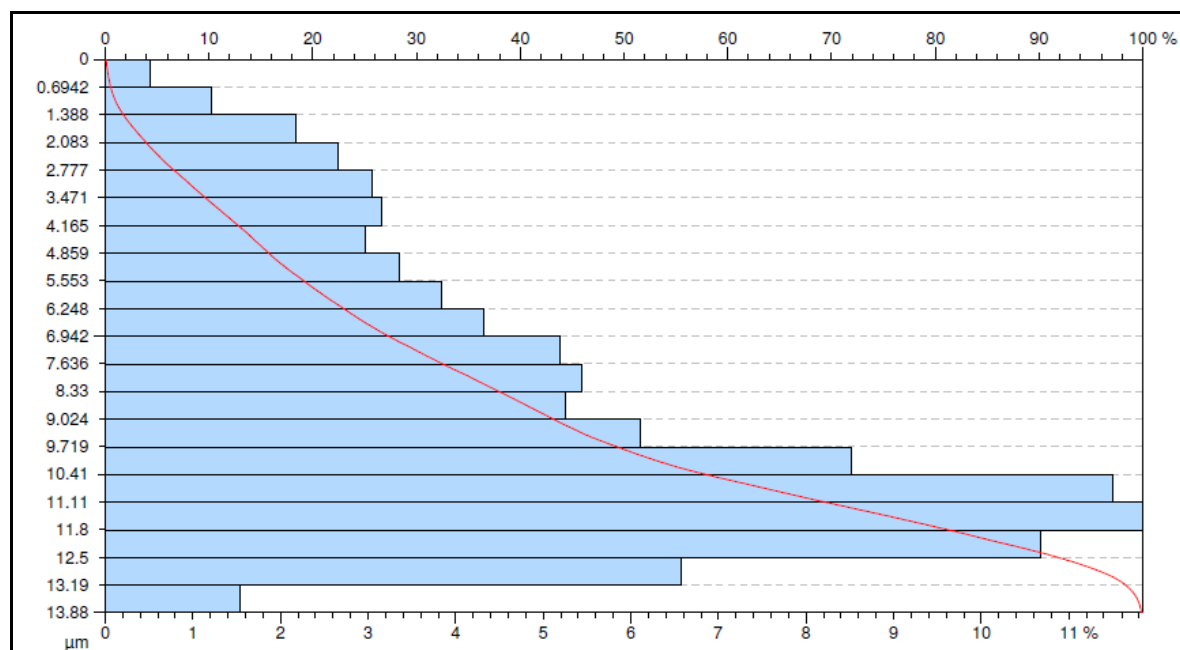
**Fonte: Autoria Própria.**

Pode-se visualizar na figura 4.7 e 4.8, o corpo de prova 7 uma distribuição Gaussiana e para o corpo de prova 14 não Gaussiana. Se considerar a maioria dos processos de usinagem, espera-se encontrar superfícies Gaussianas (HUTCHINGS, 1992). Alterações desse padrão mostram que as variáveis de usinagem modificaram a distribuição de alturas, da mesma forma como descrito para a rugosidade média. Ou seja, os esforços de usinagem para essa combinação de variáveis foram determinantes para elevar a rugosidade e transformá-la em não Gaussiana.



**Figura 4.7 - Curva Abbott-Firestone corpo de prova 7**

Fonte: Autoria Própria.



**Figura 4.8 - Curva Abbott-Firestone corpo de prova 14**

Fonte: Autoria Própria.

Comparando-se todos os resultados das medições da rugosidade observa-se que as variáveis de entrada: avanço ( $f$ ) e raio de ponta da ferramenta ( $R_E$ ) têm a maior influência sobre todos os parâmetros de rugosidade. Entretanto, as variáveis velocidade de corte e pressão de refrigeração não tiveram influência para as mesmas, como mostra em análise no Minitab da figura 4.9 (a), 4.9 (b) e 4.9 (c), divididos em Parâmetros de Amplitude, Espaciais e K, respectivamente.

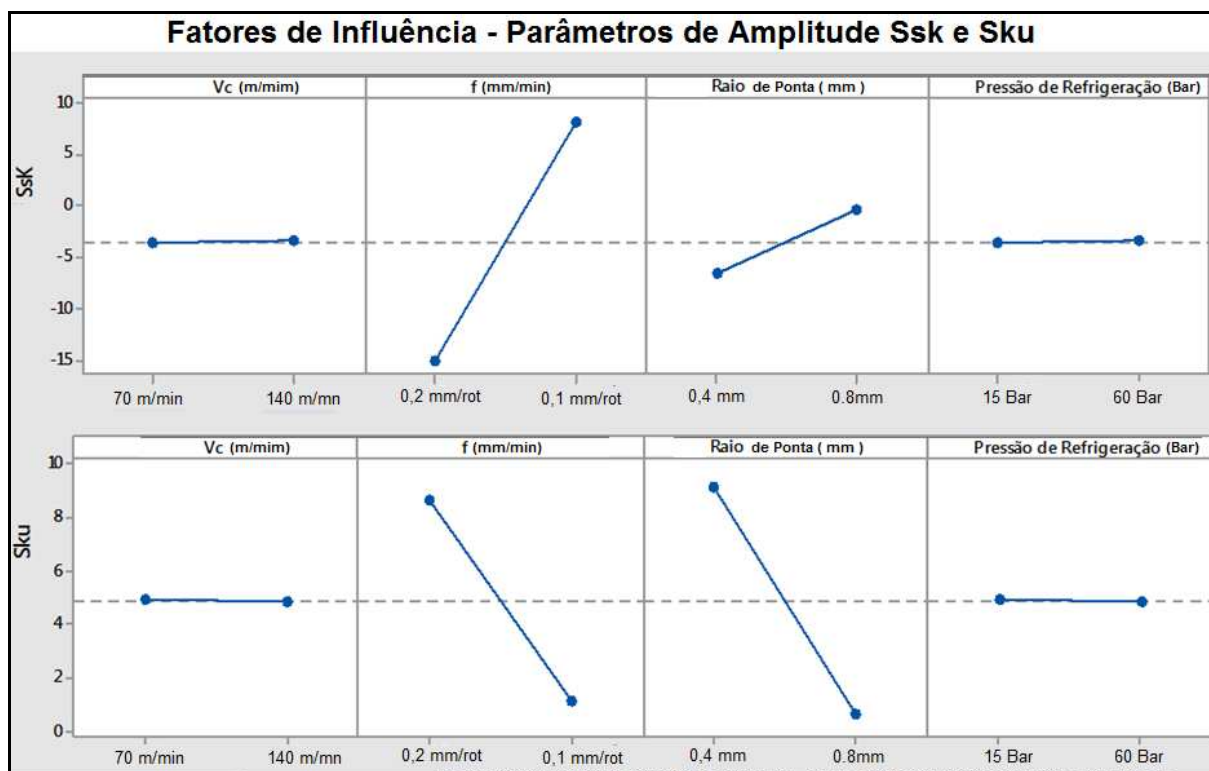


Figura 4.9 (a) – Análise dos fatores de influência parâmetro de amplitude na rugosidade

Fonte: Autoria Própria.

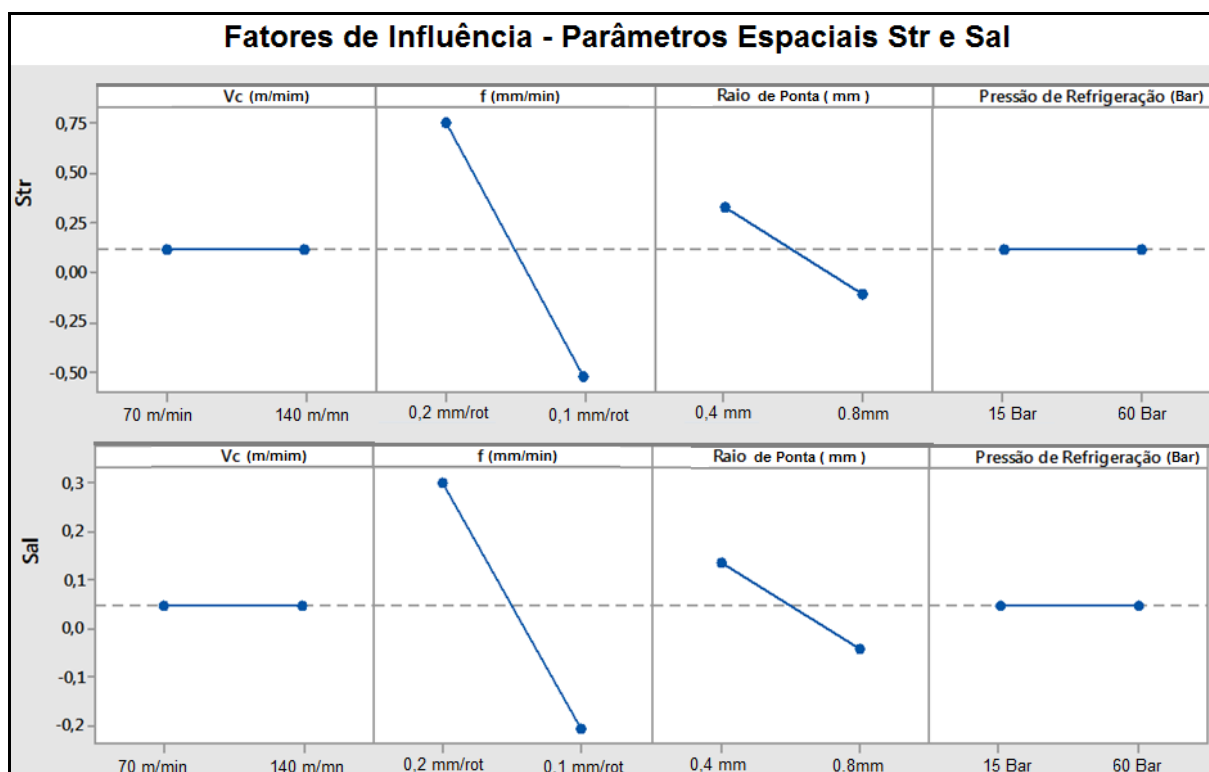


Figura 4.9(b) – Análise dos fatores de influência parâmetros espaciais na rugosidade

Fonte: Autoria Própria.

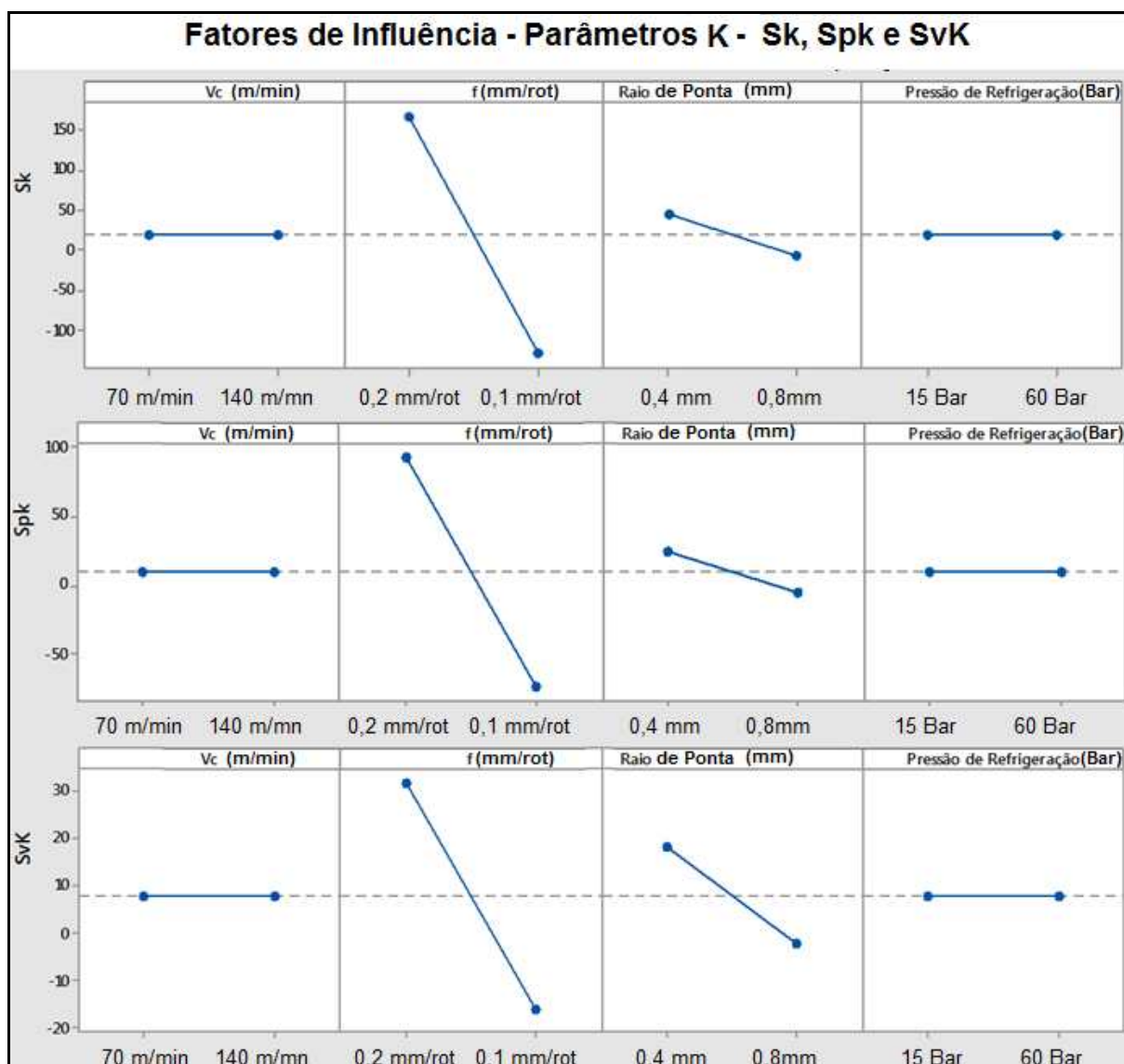


Figura 4.9 (c) – Análise dos fatores de influência parâmetro K na rugosidade

Fonte: Autoria Própria.

#### 4.4 DUREZA SUPERFICIAL NO CORPO DE PROVA

Os valores obtidos de dureza na superfície usinada encontram-se na Tabela 4.5. A menor dureza encontrada foi de 254 HV para o corpo de prova 13 e a maior dureza de 312 HV foi para o 14.

Todas as variáveis influenciaram na dureza superficial, com a análise realizada pelo Minitab, Figura 4.10, o avanço e raio da ferramenta interferiram para o aumento da dureza, quando utilizado os maiores valores ( $f=0,2$  mm/rot. e raio= 0,8 mm). O oposto acontece para a pressão de refrigeração e a velocidade de corte quando menores maiores foram os resultados da dureza superficial.

Tabela 4.5 – Resultados da dureza (20 HV)

Fonte: Autoria Própria.

AMOSTRA	Vc (m/min)	f (mm/rot)	Raio (mm)	Pressão de Refrigeração (bar)	Dureza (HV)
1	70	0,1	0,4	15	281
2	70	0,2	0,4	15	293
3	70	0,1	0,8	15	257
4	70	0,2	0,8	15	285
5	140	0,1	0,4	15	264
6	140	0,2	0,4	15	307
7	140	0,1	0,8	15	256
8	140	0,2	0,8	15	283
9	70	0,1	0,4	60	271
10	70	0,2	0,4	60	308
11	70	0,1	0,8	60	268
12	70	0,2	0,8	60	282
13	140	0,1	0,4	60	254
14	140	0,2	0,4	60	312
15	140	0,1	0,8	60	278
16	140	0,2	0,8	60	302

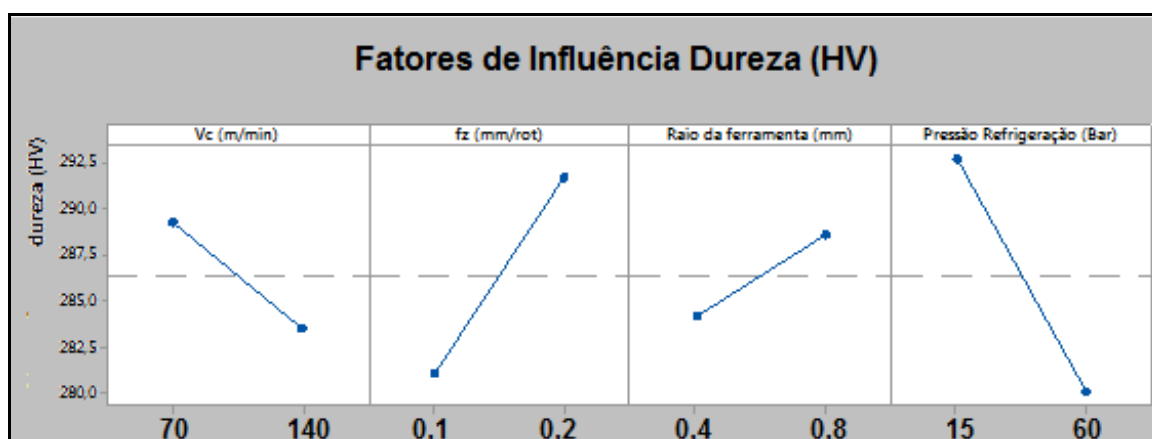


Figura 4.10 – Análise da Influência da dureza

Fonte: Autoria Própria.

Separando os valores medidos nos mesmos grupos identificados por rugosidade ( $S_q$ ) e tensão residual, considerando a média geral de todas as condições de cada grupo, e comparando-os ao valor da dureza inicial de  $260 \pm 8$  HV (sentido vertical de usinagem), os valores do grupo 1, apresentado na Tabela 4.6, praticamente se mantiveram na mesma condição com uma variação máxima de 8% e para grupo 2, Tabela 4.7, houve um aumento aproximado na variação de dureza de até 20%.

Para o Grupo 2, espera-se que o encruamento da superfície esteja associado à tensão residual de tração como um efeito compensador de uma eventual redução de área decorrente dos esforços. Para uma força constante, uma redução de área implica num aumento da resistência, o que é captado pelo aumento da dureza.

Logo, para o Grupo 1, pode-se inferir que a variação da dureza superficial é insignificante, quando a pressão específica de corte diminui acompanhada das tensões e rugosidades.

**Tabela 4.6 – Medidas da rugosidade, tensão residual e dureza grupo 1**

Fonte: Autoria Própria.

GRUPO 1				
AMOSTRA	$S_q$ ( $\mu\text{m}$ )	Tensão Residual Média (MPa)	Dureza (20 HV)	$\Delta$ (Material - CP)
1	1,510	-35	281	15
3	1,428	-46	257	-9
5	1,522	-154	264	-2
7	1,702	-60	256	-10
9	1,204	83	257	-9
11	1,090	-30	268	2
13	1,828	100	254	-12
15	1,805	108	278	12
Média	$1,511 \pm 0,268 \mu\text{m}$		$266 \pm 10$ HV	
<b>Dureza do Material sem Usinagem</b>			$260 \pm 8$ HV	



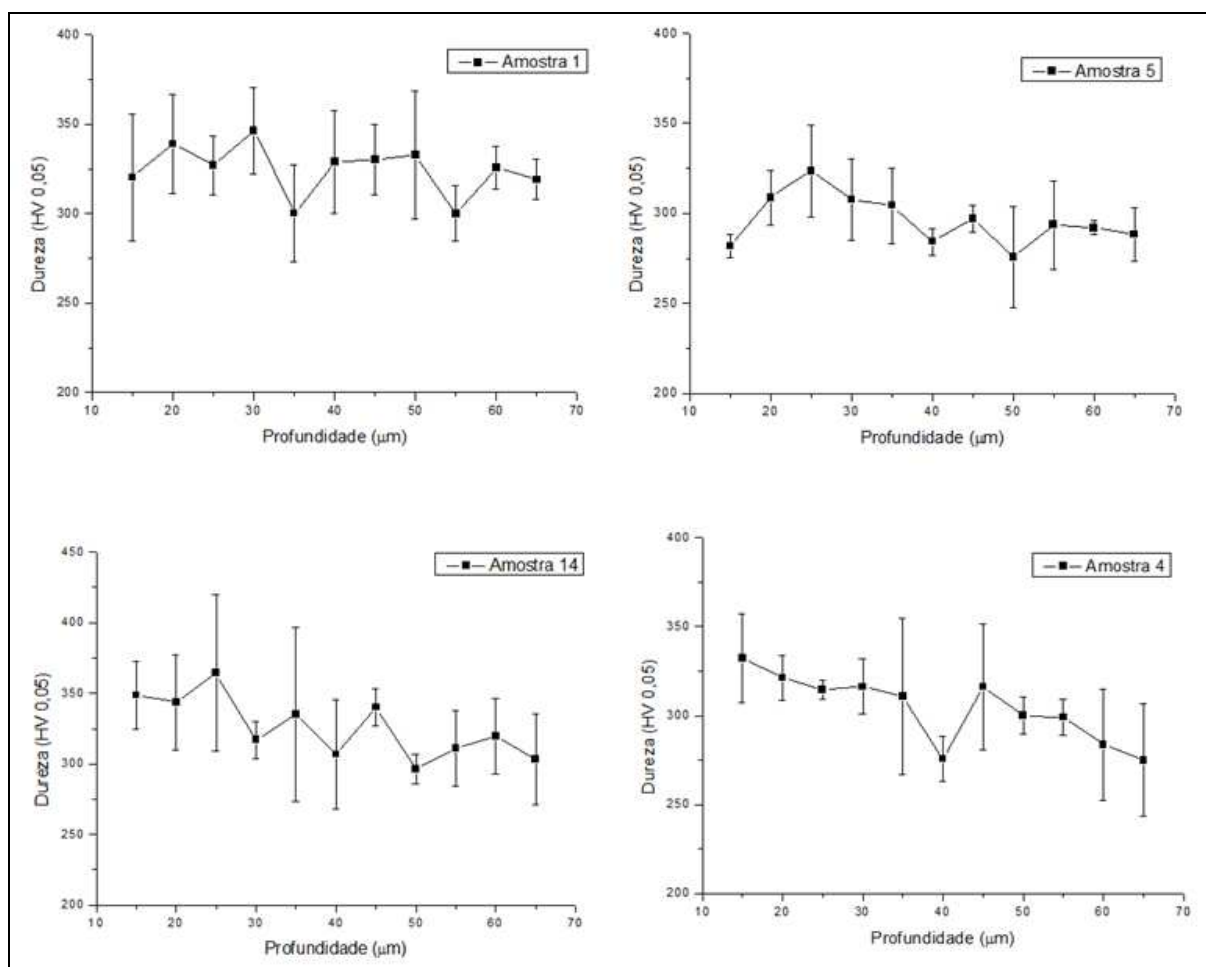
Tabela 4.7 – Medidas da rugosidade, tensão residual e dureza grupo 2

Fonte: Autoria Própria.

GRUPO 2				
AMOSTRA	Sq ( $\mu\text{m}$ )	Tensão Residual Média (MPa)	Dureza (20 HV)	$\Delta$ (CP/Material)
2	2,017	164	293	13%
4	2,867	246	285	10%
6	3,507	268	307	18%
8	2,235	196	283	9%
10	4,127	260	308	18%
12	2,309	253	282	8%
14	3,750	432	312	20%
16	2,226	268	302	16%
Média	$2,880 \pm 0,774$	$260 \pm 78$	$297 \pm 12$	
<b>Dureza do Material sem Usinagem</b>			$260 \pm 8$ HV	

Uma tentativa de verificar se houve ou não transformação de fase na superfície foi por meio da revelação da microestruturas das amostras usinadas em seção transversal ao sentido de corte.

Adicionalmente, mostradas na Figura 4.11, foram analisadas a microdureza de quatro corpos de prova para a comprovação dos resultados anteriores. Foram selecionados dois corpos de prova com tensões de tração e dois com tensões de compressão ( Grupos 1 e 2 ).



**Figura 4.11 – Análise da Influência da microdureza**

**Fonte: Autoria Própria**

Para os corpos de prova 1 e 5 com tensão residual compressiva de -35 e -154 MPa, respectivamente, é possível notar que no perfil de microdureza os primeiros pontos tem valores próximos ou menores aos demais pontos medidos. Já nos corpos de prova 4 e 14, com tensões residuais trativas de 246 e 432 MPa, respectivamente, o primeiro ponto apresenta uma dureza levemente mais alta que os demais pontos. Desta forma, pode-se considerar que os perfis de dureza estão de acordo com as medidas de topo ( Tabelas 4.6 e 4.7 ).

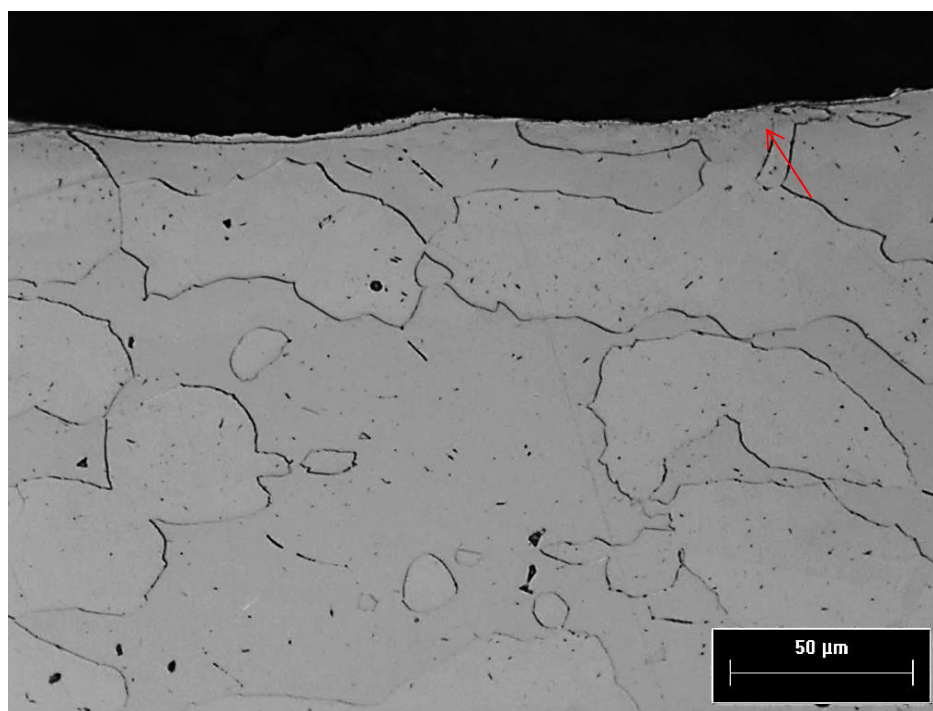
Martin *et al.* (1998) apontaram que a interpretação microestrutural do perfil de microdureza é difícil, uma relação entre este tipo de medição e as tensões residuais é possível quando não há transformação de fase presente.

Esta demonstração foi confirmada por Mamalis *et al.* (1988), que estudaram as tensões residuais e perfis de microdureza de aço de alta resistência após eletroerosão (EDM) e embutimento a frio. EDM causou tensões residuais de tração e um perfil de microdureza sem correlação, mas o processo de embutimento a frio

provocou tensões residuais de compressão que puderam ser relacionadas ao perfil de microdureza por não haver transformação de fase. Mas, uma vez que a principal fonte de tensão residual deve ser apenas a deformação plástica diferencial, sem transformações de fase.

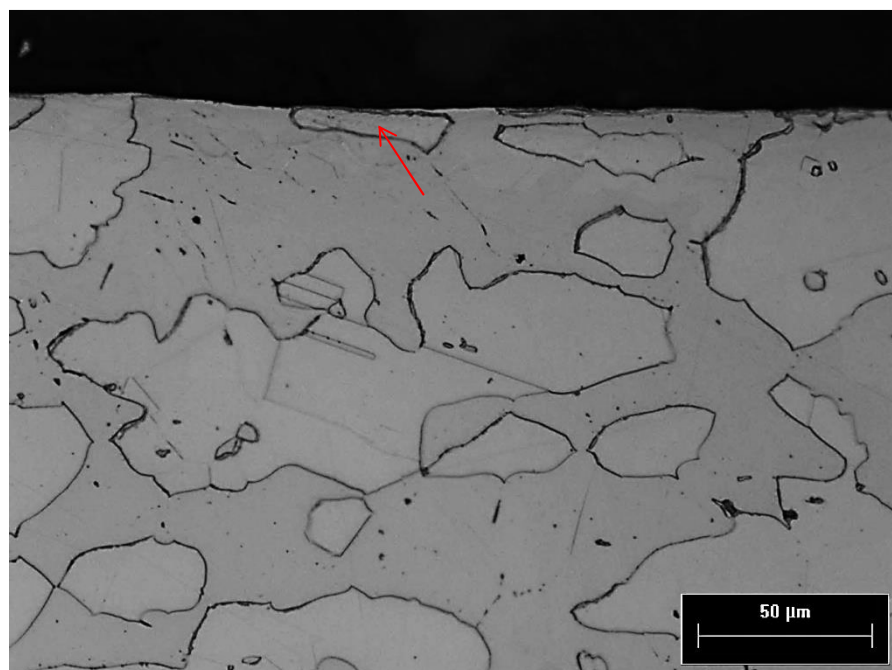
Neste trabalho, optou-se por verificar o encruamento na seção de topo, pois não havia perfil equivalente de tensão residual. Os resultados de encruamento superficial e tensão residual são correlacionados, mostrando deformação plástica diferencial, sem transformação de fase.

A microscopia ótica dos corpos de prova, apresentadas nas Figuras 4.12, 4.13, 4.14 e 4.15, não revelaram intensas mudanças de morfologia dos grãos. Essas pequenas alterações foram encontradas em grãos austeníticos. É possível que não tenha ocorrido transformação de fase resultante da tensão aplicada pelo corte, já que não houve aquecimento excessivo durante o processo (demonstradas seção 4.5).

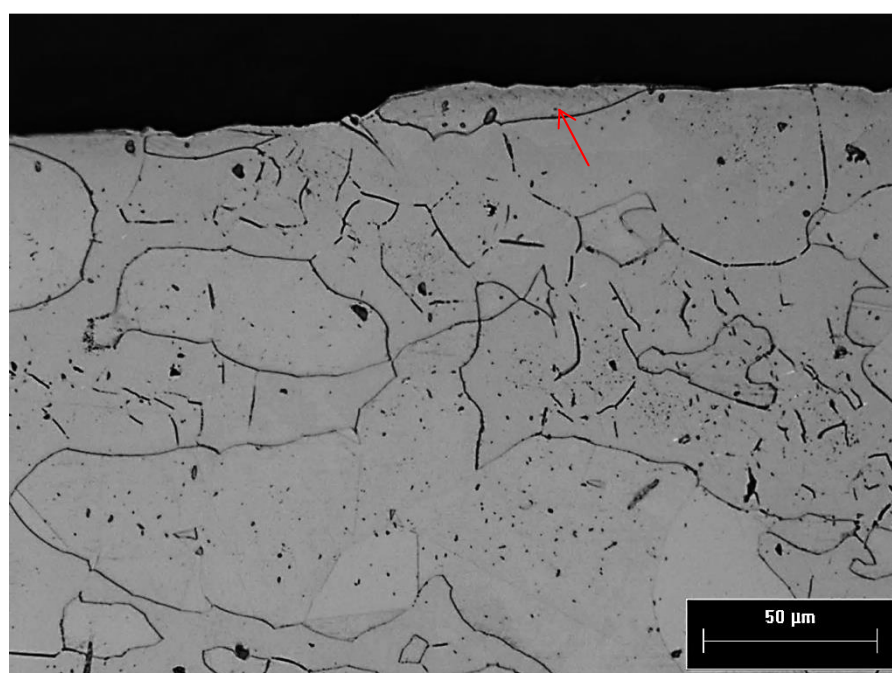


**Figura 4.12 – Micrografia da superfície do corpo de prova 1.**

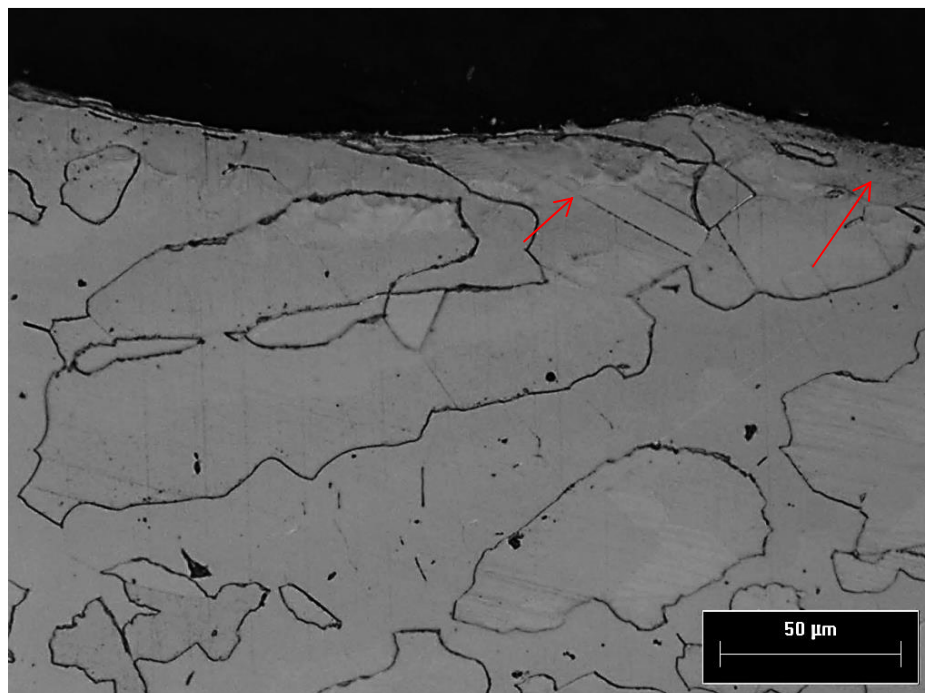
**Fonte: Autoria Própria.**



**Figura 4.13 - Micrografia da superfície do corpo de prova 4**  
**Fonte: Autoria Própria.**



**Figura 4.14 - Micrografia da superfície do corpo de prova 5**  
**Fonte: Autoria Própria.**



**Figura 4.15 – Micrografia da superfície do corpo de prova 14.**

**Fonte: Autoria Própria.**

Portanto, baseado na dureza medida na superfície, nos perfis de dureza e nas micrografias apresentadas pode-se inferir que há correlação entre o pequeno encruamento observado e os níveis de tensão residuais, dado que a principal fonte dessas tensões foi apenas a deformação plástica diferencial imposta pela usinagem.

#### **4.5 TEMPERATURA DISSIPADA NO CORPO DE PROVA DURANTE A USINAGEM**

A coleta desta informação durante o estudo teve como objetivo verificar e analisar qual seria o gradiente da temperatura dissipada pela usinagem no corpo de prova. A tabela 4.7, mostra os picos das temperaturas, captadas na entrada e na saída do corpo de prova e também o cálculo médio das mesmas.

Considerando a temperatura média, observa-se que a maior temperatura foi de 36,82 °C e a menor de 29,07 °C, tendo uma variação de apenas 5,40 °C.

**Tabela 4.7 – Medidas de temperaturas durante a usinagem no corpo de prova****Fonte: Autoria Própria.**

AMOSTRA	Vc (m/min)	f (mm/rot)	Raio (mm)	Pressão de Refrigeração (bar)	T Inicial (°C)	T Final (°C)	T Média (°C)
1	70	0,1	0,4	15	34,27	38,75	36,51
2	70	0,2	0,4	15	32,06	34,49	33,275
3	70	0,1	0,8	15	27,37	30,78	29,075
4	70	0,2	0,8	15	29,09	31,22	30,155
5	140	0,1	0,4	15	34,46	38,67	36,565
6	140	0,2	0,4	15	33,88	36,59	35,235
7	140	0,1	0,8	15	32,44	35,88	34,16
8	140	0,2	0,8	15	29,18	31,72	30,45
9	70	0,1	0,4	60	34,53	36,93	35,73
10	70	0,2	0,4	60	32,93	35,13	34,03
11	70	0,1	0,8	60	30,52	33,73	32,125
12	70	0,2	0,8	60	31,77	33,48	32,625
13	140	0,1	0,4	60	35,45	38,19	36,82
14	140	0,2	0,4	60	34,74	36,8	35,77
15	140	0,1	0,8	60	31,76	33,45	32,605
16	140	0,2	0,8	60	31,31	33,35	32,33
<b>Temperatura Média</b>					<b>32,23 ± 2,33</b>	<b>34,94 ± 2,38</b>	<b>33,59 ± 2,30</b>

Com os resultados analisados no Minitab, mostra-se, na figura 4.16, que a velocidade de corte foi a variável de maior influência sobre a temperatura durante a usinagem no corpo de prova, seguido pelo avanço. Quanto maior velocidade de corte e maior o avanço, maior a temperatura no corpo de prova. Em relação ao raio da ponta da pastilha houve uma inversão para a temperatura de entrada e saída. Na entrada, o raio maior teve uma pequena influência em relação ao aumento da temperatura. Porém, na saída, o raio menor influenciou no aumento da temperatura no processo de usinagem.

Imaginava-se que a pressão de refrigeração teria uma influência maior. Porém, isso não aconteceu. Infere-se que, devido a combinação das características entre peça/ferramenta e os dados de corte utilizados levaram a uma combinação em que a refrigeração não tivesse penetrado na interface ferramenta-cavaco, assim não realizando uma de suas funções que é reduzir a temperatura.

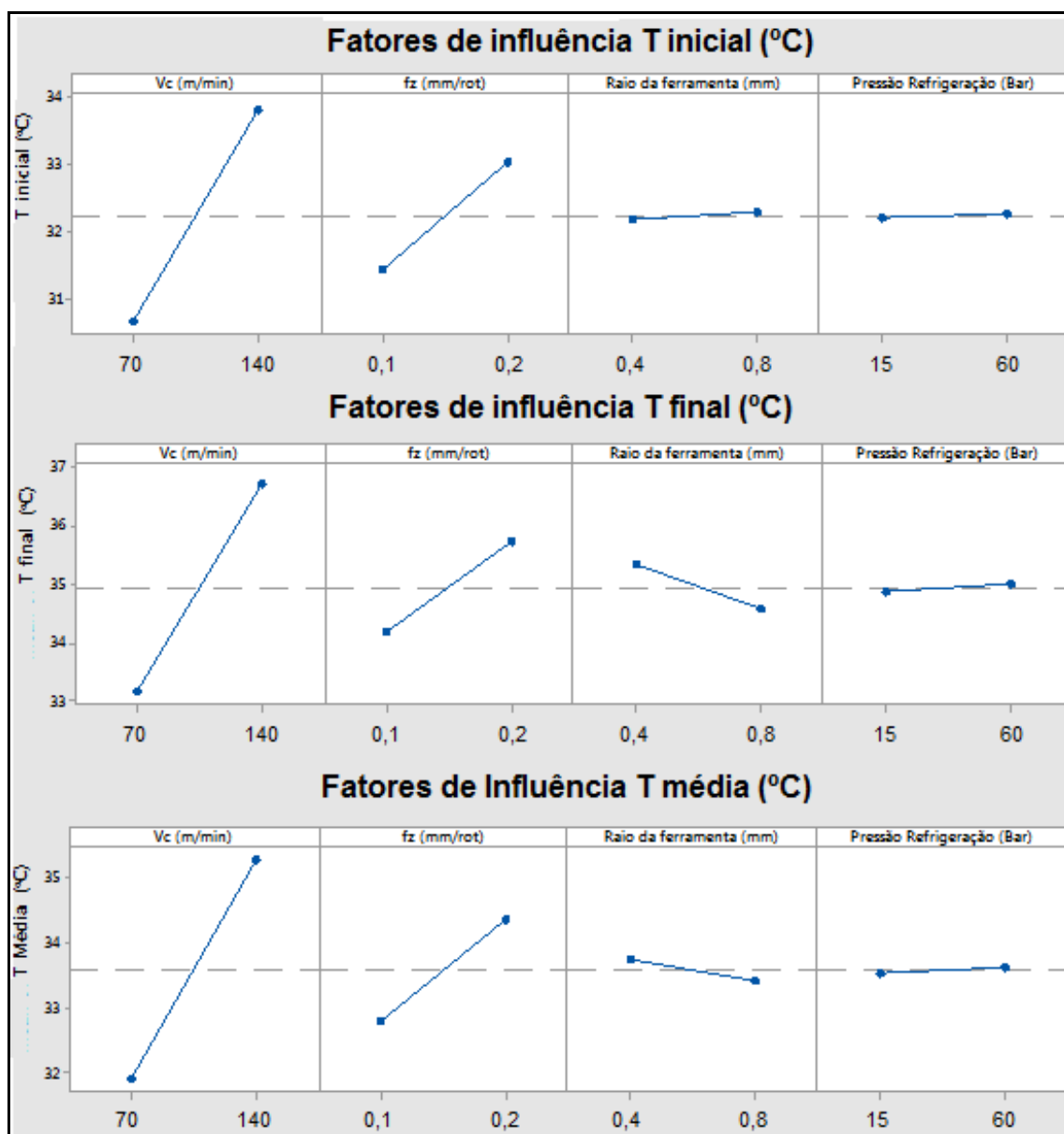
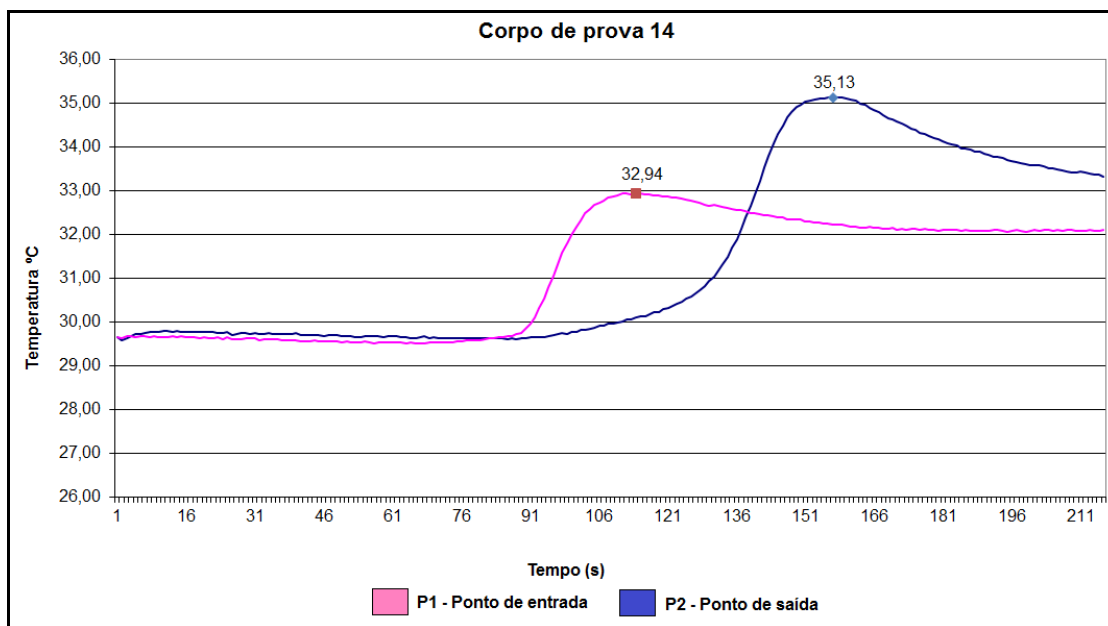


Figura 4.16 – Análise no minitab para a temperatura de usinagem no corpo de prova

Fonte: Autoria Própria.

Segundo DINIZ; MARCONDEZ; COPINI. (2006), a quantidade de calor gerada na usinagem aumenta com a velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Este aumento na geração de calor e, conseqüentemente, na temperatura, é acelerada pelo desgaste da ferramenta.

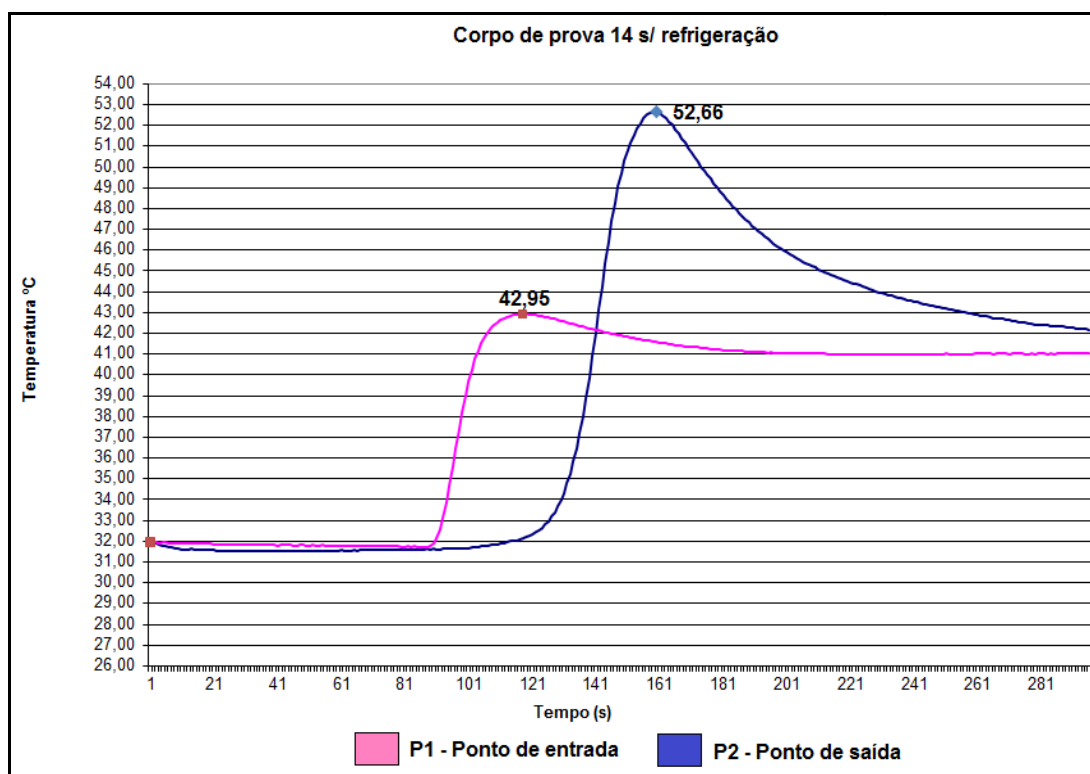
A Figura 4.17, mostra como a temperatura é maior no ponto P2. Isto ocorre devido ao contato contínuo da ferramenta com o corpo de prova na geração de cavacos devido a onda de calor se movimentar e acumular pelo corpo de prova no sentido da usinagem.



**Figura 4.17 – Medição de temperatura no corpo de prova 14**

Fonte: Autoria própria.

A Figura 4.18, mostra a usinagem sem refrigeração para o mesmo corpo de prova. Nota-se que a temperatura teve um aumento de 10 °C no ponto de entrada P1 e, para o ponto P2, um aumento de 17 °C.



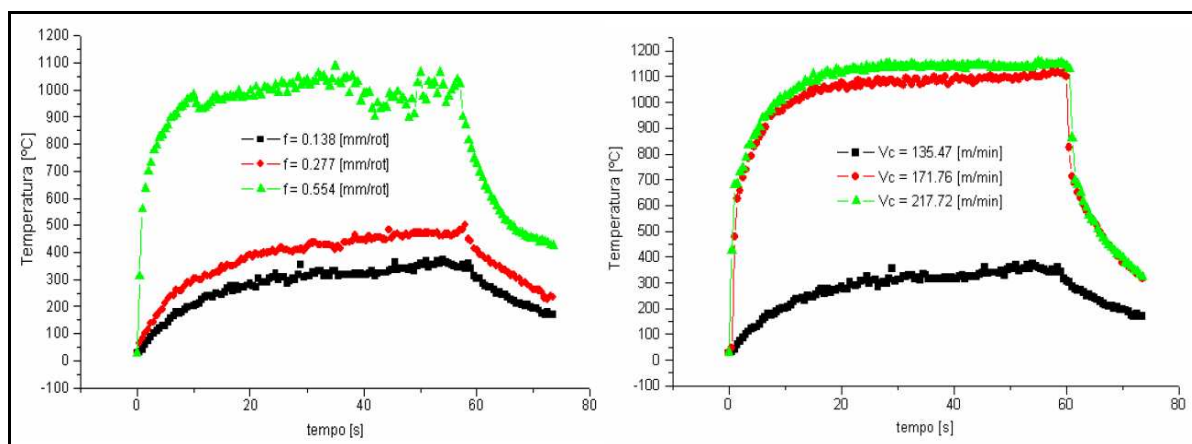
**Figura 4.18 – Medição da temperatura no corpo de prova 14 sem refrigeração**

Fonte: Autoria própria.



Com os resultados obtidos para temperaturas de usinagem na interface peça/ferramenta, o mandrilamento deste estudo indicou em média, 35 °C. Este valor apresenta uma boa correlação aos resultados de Brandrão *et al.* (2011) e Brandrão *et al.* (2008). Os autores citados também utilizaram o mesmo método de sensores inclusos na peça, e obtiveram temperaturas menores para o processo de fresamento, com fresa de topo esférico de Ø 16mm em aço endurecido com refrigeração em ar comprimido com média inicial 28 °C e final de 30 °C. Porém consideram a região usinada aberta sem restrições para a troca térmica com o meio externo. Outro caso, com furação onde o sistema é restrito para troca de calor e o volume de material removido é maior, a temperatura inicial de 110 °C e final de 160 °C.

Na figura 4.19, outro estudo realizado por Carvalho *et al.* (2004), apontou em uma operação de torneamento, considerando a temperatura na ponta da ferramenta (cavaco-ferramenta) e para dados de corte que se aproximam ao presente estudo, a temperatura foi próxima de 350 °C (indicados pelo cor preta). O que demonstra uma grande influência da velocidade de corte e avanço na temperatura da usinagem.



**Figura 4.19 - Temperaturas na interface cavaco-ferramenta.**

**Fonte: Carvalho et al. (2004).**

Outra análise realizada foi a coloração dos cavacos (ver na Figura 4.20), que se apresentaram de sem alteração em relação ao material usinado, mostrando compatíveis com a temperatura medida.



**Figura 4.20 – Cavaco corpo de prova**

**Fonte: Autoria Própria**

Considerando-se a metodologia aplicada em que distância da medida foi 0,3 mm de distância da interface ferramenta-peça, onde o material é removido pela ferramenta, não podemos afirmar que a temperatura afetou a estrutura do aço inoxidável super duplex e por sua vez influencie na integridade superficial.

## 5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com as análises realizadas durante este estudo para processo de mandrilamento em aço inoxidável super duplex, considerando as variáveis de entrada, avanço (f), velocidade de corte ( $V_c$ ), raio de ponta da ferramenta ( $R_E$ ) e pressão de refrigeração, pode-se efetivamente avaliar a influência de alguns fatores na integridade superficial no material após a usinagem.

Obteve-se tensões de compressão e tração causadas pelas deformações plásticas diferenciais propiciadas pelo corte do material durante a usinagem, sendo essas relacionadas às grandezas de rugosidade e de dureza.

Ocorrendo tensões residuais de tração observou-se um aumento de dureza e de rugosidade gerados, principalmente, pelo avanço.

Como ficou evidenciado que o avanço foi a variável de principal ação sobre a integridade da superfície, foram examinados dois grupos (maior e menor avanço) sendo que o de melhor combinação para se apresentar uma integridade com tensão residual de compressão, pequena variação na dureza e baixa rugosidade foi o grupo de menor avanço. Também, neste grupo, foi observado que com baixa pressão de refrigeração obteve-se resultados consistentes em todos os corpos de prova analisados. Supõe-se que a combinação descrita, com base nos resultados da literatura, gere superfícies mais resistentes à corrosão por pite (GRAVALOS, 2008).

Das variáveis aplicadas, a combinação recomendada para melhor situação da integridade do material visando melhor desempenho com a tensão residual de compressão, menor rugosidade e menor variação de dureza é: o avanço (f) = 0,1 mm/rot., para o raio de ponta da ferramenta de 0,4 mm, a menor velocidade de corte  $V_c = 140$  m/min. e a pressão de refrigeração (15 bar).

A barra de mandrilar com sistema antivibratório se mostrou funcional para as medidas realizadas mantendo estável para todas as variáveis estudadas.

A temperatura medida no corpo de prova durante a usinagem foi baixa. Porém, adequada quando comparada a trabalhos similares. Mesmo assim, como a temperatura para a ponta da ferramenta foi estimada não pode-se afirmar que a mesma interferiu na integridade superficial do material e nos outros parâmetros medidos.

Em comparação com o processo de torneamento, o processo de mandrilamento estudado apresentou-se algumas diferenças. Para o mandrilamento foram encontradas tensões residuais de compressão e/ou tração. Já, para o processo de torneamento, somente ocorrem tensão residual de tração. A velocidade de corte interferiu na rugosidade para o torneamento. Todavia, no estudo conduzido não foi observada influência significativa. O avanço impacta em todos os casos e características estudadas, para ambos os processos.

O presente trabalho teve seu objetivo concluído conforme proposto no início, em avaliar a integridade superficial do material após a operação de mandrilamento.

### **5. 1 Sugestão de trabalhos futuros :**

Sugere-se como recomendações a trabalhos futuros :

a) Realizar análise na integridade superficial utilizando ferramenta estática em mandrilamento interno com o objetivo de comparar a estabilidade da ferramenta;

b) Realizar análise na integridade superficial utilizando uma fixação da ferramenta com maior rigidez, por exemplo ISO 50, HSK 63, CAT 50, onde o diâmetro na base do cone é maior;

c) Realizar análise de temperatura na usinagem em mandrilamento com metodologia de sensores localizados na ferramenta;

d) Realizar ensaios, avaliando a interferência do desgaste da ferramenta de corte na integridade superficial no aço inox super duplex;

e) Realizar ensaios, utilizando ferramentas com comprimento diferentes para avaliar a influência deles na integridade superficial;

f) Estudar o efeito do mandrilamento nos aços inoxidáveis austeníticos e superausteníticos.

## REFERÊNCIAS

- ANCELMO, C. **Torneamento do Aço Inoxidável Super Duplex UNS S32750 e Influência na Resistência à Corrosão**. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, 2013.
- ASM INTERNATIONAL. ASM Machining of Stainless Steels. In: **Metals Handbook**, v. 16 - **Machining**, 9 ed. Materials Park: ASM International, 1989. p. 681-691.
- BORDINASSI, E. C. **Contribuição ao Estudo da Integridade Superficial de um Aço Super-Duplex Após Torneamento**. Tese de Doutorado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, São Paulo, 2006.
- BRANDÃO, L. C. *et al.*. Contribution to Dynamic Characteristics of the Cutting Temperature in the Drilling Process Considering one Dimension Heat Flow. **Applied Thermal Engineering**, Vol.31, p. 3806 e 3813, 2011.
- BRANDÃO, L. C. *et al.*. Experimental and Theoretical Study of Workpiece Temperature when end Milling Hardened Steels Using (TiAl)N Coated and PcBN-Tipped Tools. **Journal of Materials Processing Technology**. Vol.199, p. 234-244, 2008.
- CARVALHO, et al. Determinação da Temperatura na Interface Cavaco-Ferramenta a partir da Modelagem 3d do Conjunto Ferramenta e Porta-Ferramenta. **14° POSMEC - Simpósio do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica**, 2004 Belo Horizonte, MG, TRB 1441, 10 pgs.
- CARVALHO, S. R.; SILVA, S. M. M. L.; MACHADO, A. R.; GUIMARÃES, G..Temperature Determination at the Chip-Tool Interface Using an Inverse Thermal Model Considering the Tool and the Tool Holder. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol 179, p. 97 – 104, 2006.
- CHARLES J. ; BERNHARDSSON, S. **Super Duplex Stainless Steels: Structure and Properties**. Vol 1, France: Ed: Les Ulis, 1991.
- CHAI, G.; KIVISÄKK, U.; TOKARUK, J.; EIDHAGEN J. Hyper Duplex Stainless Steel for Deep Subsea Applications. **Stainless Steel World Magazine**, Vol. 81, p. 27 – 33, 2009.
- CHOY, K. L. Chemical Vapour Deposition of Coatings. **Progress in Materials Science**, Vol. 48, p 57-170, 2003.
- DELTOME *et al.* How to Select the Most Relevant 3D Roughness Parameters of a Surface. **Scanning**, Vol. 36, p.150-160, 2011.
- DIMLA, D. E., The Impact of Cutting Conditions on Cutting Forces and Vibration Signals in Turning with Plane Face Geometry Inserts, **Journal of Materials Processing Technology**, Vol. 155-156, p. 1708-1715, 2004.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 5ª edição . São Paulo: Artiliber Editora Ltda, 2006.

EI-AXIR, M.H. A method of Modeling Residual Stress Distribution in Turning for Different Materials. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, Vol.41, p.1055-1063, 2002.

FIELD, M.; KAHLES, J. F. Review of Surface Integrity of Machine Components. **Annals of the CIRP**, Vol.20, n.2, p.153-163, 1971.

FIELD, M.; KAHLES, J. F.; CAMMETT, J. T. Review of Measuring Methods for Surface Integrity. **Annals of the CIRP**, Vol.21, n.2, p. 219-238, 1972.

FRANÇOIS, M et al. X-Ray Diffraction Method. In: Lu, J. **Handbook of Measurement of Residual Stresses**. Cap5. New Jersey: Society for Experimental Mechanics; Fairmont Press, 1996.

GEKONDE, H.O.; SUBRAMANIAN, S.V. Tribology of Tool-Chip Interface and Tool Wear Mechanisms. **Surface and Coatings Technologic**s. Vol.149, pg.151-160, 2002.

GRAVALOS, Márcio Tadeu, **Efeitos da Usinagem na Integridade Superficial de um Aço Inoxidável Superaustenítico**, Dissertação Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, 2008.

GRIFFITHS, B. **Manufacturing Surface Technology: Surface Integrity & Functional Performance**. London: Penton Press, 2001, 237p.

HASSIOTIS, N. D.; PETROPOULOS, G.P., Influence of Surface Roughness on Corrosion Resistance of Turned Carbon Steel Parts. **International Journal of Machining and Machinability of Materials**, Vol. 1, 2006, p. 202 – 212.

HIOKI, D. **Influência dos Parâmetros de Corte do Fresamento HSM sobre o Desempenho Tribológico do aço AISI H13 endurecido**. Tese de Doutorado - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, São Paulo: 2006.

HUTCHINGS, I. M. **Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials**. Publisher: Butterworth-Heinemann Ltd, 1992.

INTERNATIONAL MOLYBDENUM ASSOCIATION. **Practical Guidelines for the Fabrication of Duplex Stainless Steels**. - 1° ed. International Molybdenum Association, London, UK: IMO, 2001.

INTERNATIONAL MOLYBDENUM ASSOCIATION. **Practical Guidelines for the Fabrication of Duplex Stainless Steels**. 2° ed. International Molybdenum Association, London, UK: IMO, 2009.

JUNIOR, J.R.B. **Análise de Tensões Residuais, Integridade Superficial e Forças de Usinagem no Fresamento de Topo de Aço SAE 4340 Endurecido**. Dissertação de Mestrado – Centro Universitário FEI, SBC, São Paulo, 2009.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. **Manufacturing Engineering and Technology**. 4<sup>th</sup> ed, New Jersey: Prentice-Hall, 2001.

LIMA, F. R. S.; MACHADO, A. R.; GUIMARÃES, G.; GUTHS, S. Numerical and Experimental Simulation for Heat Flux and Cutting Temperature Estimation Using Three-Dimensional Inverse Conduction Technique. **Inverse Problems in Engineering**, Vol. 8, p. 553-577, 2000.

MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. **Usinagem dos metais**. 4. ed. Uberlândia: Editora da Universidade Federal de Uberlândia, 1999. 224p.

MAMALIS, A. G. Residual Stress Distribution and Structural Phenomena of High-Strength Steel Surfaces Due to EDM and Ball-Drop Forming. **Annals of the CIRP**, Vol. 37, p.531-536, 1988.

MARTIN, U. et al. Cyclic Deformation and Near Surface Microstructures of Normalized Shot Peened Steel SAE 1045. **Materials Science and Engineering**, Vol.246, p. 69-80, 1998.

MARTINS, M. **Caracterização Microestrutural-Mecânica e Resistência a Corrosão do Aço Inoxidável Super Duplex ASTM 890/890 M Grau 6A**. Tese de Doutorado, Interunidades Ciência e Engenharia de Materiais, Universidade de São Paulo, São Carlos, São Paulo, 2006.

MELO, A. C. A.; MACHADO, A. R.; SILVA, S. M. M. L.; GUIMARÃES, G. Estudo da Variação da Temperatura de Corte no Fresamento Frontal, **2° COBEF, Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Uberlândia - MG, 18 a 21 de maio de 2003, Anais em CD – ROM, paper COF03-0813.

MICHIGAN METROLOGY, **3D Surface Roughness and Wear Measurement, Analysis and inspection. 2010-2014**. Disponível em <[http://www.michmet.com/3d\\_s\\_height\\_parameters\\_sksku.htm](http://www.michmet.com/3d_s_height_parameters_sksku.htm)>. Acesso em: 30/11/2014.

MINITAB, **Minitab 17**. 2015. Disponível em: < <http://www.minitab.com/pt-br/products/minitab/education/>>. Acesso em: 20/02/2015.

MORELO, F. ; BELTRÃO, P. A. C. . Ferramentas Antivibratórias: soluções para o acabamento superficial de qualidade na operação de torneamento interno. **O Mundo da Usinagem** (São Paulo), Vol. 96, p. 4-11, 2013.

PARO, J.; HÄNNIKEN, H.; KAUPPINEN, V. Tool Wear and Machinability of HIPed P/M and Conventional Cast Duplex Stainless Steels. **Wear**, Vol.249, p.279-284, 2001.

PAULO, R. G. R. **Avaliação da Integridade e Usinabilidade de Engrenagens Forjadas Utilizando Fresamento com Alta Velocidade de Corte**. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia Mecânica UNESP-Campos de Ilha Solteira, Ilha Solteira, São Paulo, 2008.

RIBEIRO, L. O.; DA SILVA, R. B.; MACHADO, A. R., Comportamento da Temperatura na Interface Cavaco- Ferramenta sob Diferentes Condições de Corte, **8º Colóquio de Usinagem**, PUC-MG, Belo Horizonte, 31.05.2002, Anais em CD-ROM.

ROBERGE, P. R. **Handbook of Corrosion Engineering**. New York, McGraw-Hill Handbooks, 2000, p.1-54.

ROSSINI, N. S. *et al.* Methods of Measuring Residual Stresses in Components. **Materials and Design**. Vol.35, p. 572-588, 2012.

RUUD, C. O. Residual Stress Measurement. In: Mackenzie, D. S.; Totten, G. E. **Analytical Characterization of Aluminium, Steel and Superalloys**. 1st ed. Boca Raton: CRC Press, 2006. cap. 8. p. 429-471.

SANDVIK COROMANT. **Guia de Aplicação Silent Tools**. Sandviken, Sweeden: AB Sandvik Coromant, 2012.

SANDVIK COROMANT. **Manual Técnico de Usinagem**. Sandviken, Sweeden: AB Sandvik Coromant, 2005.

SANDVIK COROMANT. **Metal Cutting Technology**. Sandviken, Sweeden: AB Sandvik Coromant, 2011.

SANDVIK COROMANT DO BRASIL, **Soluções para Segmento Óleo e Gás**. 2012. Disponível em: <[Http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/industrysolutions/oil-and-gas/pages/valve.aspx](http://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/industrysolutions/oil-and-gas/pages/valve.aspx)>. Acesso em: 20/02/2014.

SANDVIK MATERIALS TECHNOLOGY. **Duplex Stainlees Steels - Sandvik SAF 2507**. Sandviken, Sweeden: Sandvik Materials Technology, 2008.

SANTOS, R. G. **Transformação de Fases em Materiais Metálicos**. cap. 8, p. 313-343, Campinas: Editora Unicamp, 2006.

SAOUBI, R. M. ; OUTEIRO, J. C. ; CHANGEUX, B. ; LEBRUN, J. L. ; DIAS, A. M. Residual Stress Analysis in Orthogonal Machining of Standard and Resulfurized AISI 316L steels. **Journal of Materials Processing Technology**, Vol.96, p.225-233, 1999.



SAUVAGE, X.; LE BRETON, J. M.; GUILLET, A.; MYER, A.; TEILLET, J. Phase Transformation in Surface Layers of Machined Steels Investigated by X-ray Diffraction and Mössbauer Spectrometry. **Materials Science and Engineering**, v. A362, p-181-186, 2003.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. 2<sup>a</sup> ed., New York: Oxford University Press, 2005.

SUAREZ, M. P.; Costa, E. S.; Machado, A. R., Influência dos Parâmetros de Corte no Acabamento de Canais em Alumínio Aeronautico 7075-T7, **V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica – CONEM**, 25 a 28 de agosto de 2008, Salvador – BA. Anais em CD ROM – Artigo CON08-0317, 10 pags.

SUAREZ, M. P.; Costa, E. S.; Machado, A. R.; Abrão, A. M. Precisão Dimensional em Canais Usinados na Liga de Alumínio 7075 – T7. **V Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, 14 a 17 de Abril de 2009, Belo Horizonte, MG, Anais em CD Rom, Artigo: 011072262, 7 pgs.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4 ed. Woburn: Butterworth Heinemann, 2000. 446 p.