



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA MECÂNICA**

**TENSÕES RESIDUAIS INDUZIDAS PELA OPERAÇÃO DE  
FRESAMENTO DOS AÇOS ABNT 1010 E ABNT 4340**

**JEAN CARLO CESCO PEREIRA**

**Belo Horizonte, 05 de dezembro de 2016**

**JEAN CARLO CESCO PEREIRA**

**TENSÕES RESIDUAIS INDUZIDAS PELA OPERAÇÃO DE  
FRESAMENTO DOS AÇOS ABNT 1010 E ABNT 4340**

Tese apresentada ao programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

Coorientador: Prof. Dr. Juan Carlos Campos Rubio

Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2016



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM**  
**ENGENHARIA MECÂNICA**

Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus Universitário

31270-901 - Belo Horizonte - MG

Tel.: +55 31 3409.5145

E-mail: [cpgmec@demec.ufmg.br](mailto:cpgmec@demec.ufmg.br)

**"TENSÕES RESIDUAIS INDUZIDAS PELA OPERAÇÃO DE  
FRESAMENTO DOS AÇOS ABNT 1010 E ABNT 4340."**

**JEAN CARLO CESCO PEREIRA**

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Doutor em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Processos de Fabricação**".

Tese aprovada no dia 05 de dezembro de 2016.

Por:

**Prof. Alexandre Mendes Abrão**

Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG

**Prof. Juan Carlos Campos Rubio**

Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG

**Prof. Paulo César de Matos Rodrigues**

Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG

**Prof. Silvério Ferreira da Silva Júnior**

Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear

**Prof. João Roberto Ferreira**

Universidade Federal de Itajubá

Dedico este trabalho à minha esposa Emiliana, ao meu  
filho Felipe e aos meus pais, Therezinha e Juvenal,  
pelo apoio, compreensão e companheirismo.

## AGRADECIMENTOS

A meu orientador, Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão e ao coorientador, Prof. Dr. Juan Carlos Campos Rubio, pelos esclarecimentos, orientação, paciência e companheirismo no decorrer deste trabalho.

Ao corpo docente do programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, pelos conhecimentos transmitidos nas disciplinas cursadas na fase de obtenção de créditos.

À Universidade Federal de Itajubá – Campus Itabira, por contribuir para esta etapa de minha caminhada profissional através da concessão do afastamento concomitante ao exercício do cargo e pela disponibilização dos equipamentos do Laboratório de Materiais Metálicos.

Ao Prof. Dr. Paulo César de Matos Rodrigues pelos esclarecimentos e auxílio nos trabalhos realizados.

À Kampmann do Brasil, na pessoa da Dra. Maria Cristina Moreira, pela contribuição através do corte pelo processo de jato d'água, das amostras para análise metalográfica.

À CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pela realização do período sanduíche na Leibniz Universität Hannover no âmbito do Programa CAPES/DFG Bragecrim.

Ao engenheiro Rafael Teldo Fonseca Alvez pela valiosa colaboração nos ensaios de medição de tensão residual.

Meus sinceros agradecimentos.

*“Mantenha seus pensamentos positivos, porque seus  
pensamentos tornam-se suas palavras”.*

Mahatma Gandhi

## SUMÁRIO

NOMENCLATURA	ix
LISTA DE FIGURAS	xi
LISTA DE TABELAS	xx
LISTA DE ABRAVIATURAS E SIGLAS	xxi
RESUMO	xxii
1 INTRODUÇÃO	23
2 OBJETIVOS	26
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	27
3.1 Alterações subsuperficiais	30
3.1.1 Tensões residuais	32
3.1.1.1 Medição de tensões residuais	32
3.1.2 Princípio e teoria do método do furo cego	47
3.1.2.1 Análise do método do furo passante	47
3.1.2.2 Análise do método do furo cego	57
3.1.3 Alterações microestruturais	60
3.1.4 Variação de microdureza	62
3.1.4.1 Microdureza Vickers	63
3.1.5 Influência dos parâmetros de fresamento sobre as alterações subsuperficiais	65
3.1.5.1 Tensões residuais	67
3.1.5.2 Alterações microestruturais	70
3.1.5.3 Variação de microdureza	74
3.1.6 Ângulo de posição principal	76
4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	78
4.1 Materiais	78
4.2 Equipamentos	82
4.3 Métodos	86
4.3.1 Tratamento térmico dos corpos de prova	87
4.3.2 Fresamento dos corpos de prova	88
4.3.3 Medição das tensões residuais	92
4.3.3.1 Preparação da superfície dos corpos de prova	92

4.3.3.2	Fixação e ligação das rosetas	93
4.3.3.3	Posicionamento e alinhamento da turbina de alta rotação	95
4.3.3.4	Ajuste do equipamento	95
4.3.3.5	Execução do furo	96
4.3.3.6	Tratamento dos dados	97
4.3.4	Análise metalográfica	97
4.3.5	Medição do perfil de microdureza	100
4.3.6	Medição da rugosidade	100
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	101
5.1	Aço ABNT 1010	101
5.1.1	Medição de tensão residual	101
5.1.2	Análise metalográfica	115
5.1.3	Medição do perfil de microdureza	120
5.1.4	Medição da rugosidade	125
5.2	Aço ABNT 4340	128
5.2.1	Medição de tensão residual	128
5.2.1.1	Influência da variação dos parâmetros de usinagem	129
5.2.1.2	Influência do ângulo de posição principal	148
5.2.2	Análise metalográfica	155
5.2.3	Medição do perfil de microdureza	160
5.2.4	Medição da rugosidade	164
6	CONCLUSÕES	169
6.1	Aço ABNT 1010	169
6.2	Aço ABNT 4340	171
7	PROPOSTAS PARA CONTINUIDADE DESTE TRABALHO	174
	ABSTRACT	175
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	175
	APÊNDICE	188

## NOMENCLATURA

$A$	Coefficiente da equação de deformação aliviada pelo método do furo passante [adimensional]
$\bar{A}$	Coefficiente da equação de deformação aliviada pelo método do furo cego [adimensional]
$a_p$	Profundidade de corte [mm]
$B$	Coefficiente da equação de deformação aliviada pelo método do furo passante [adimensional]
$\bar{B}$	Coefficiente da equação de deformação aliviada pelo método do furo cego [adimensional]
$C$	Coefficiente da equação de deformação aliviada pelo método do furo passante [adimensional]
$D$	Diâmetro da roseta de extensômetros [mm]
$E$	Módulo de elasticidade [MPa]
$f_z$	Avanço por dente [mm]
$P$	Ponto qualquer de uma placa sujeita a um estado de tensões uniformes [adimensional]
$R$	Raio do ponto $P$ ao centro do sistema de referência [mm]
$r$	Razão entre $R$ e $R_o$ ( $R/R_o$ ) [adimensional]
$R_a$	Desvio aritmético médio do perfil avaliado [ $\mu\text{m}$ ]
$R_o$	Raio do furo localizado no centro do sistema de referência [mm]
$R_t$	Altura total do perfil [ $\mu\text{m}$ ]
$V_c$	Velocidade de corte [m/min]
$Z$	Profundidade do furo cego [mm]

$\alpha$	Ângulo entre o raio $R$ e a direção paralela ao sentido da tensão [°]
$\alpha_1$	Ângulo agudo entre o eixo principal mais próximo e o extensômetro 1 [°]
$\varepsilon_1$	Deformação radial aliviada medida pelo extensômetro 1 [ $\mu\text{e}$ ]
$\varepsilon_2$	Deformação radial aliviada medida pelo extensômetro 2 [ $\mu\text{e}$ ]
$\varepsilon_3$	Deformação radial aliviada medida pelo extensômetro 3 [ $\mu\text{e}$ ]
$\varepsilon_r^x$	Deformação radial aliviada na direção X para um estado de tensões uniaxial [ $\mu\text{e}$ ]
$\varepsilon_r^y$	Deformação radial aliviada na direção Y para um estado de tensões uniaxial [ $\mu\text{e}$ ]
$\varepsilon_r$	Deformação radial aliviada para um estado biaxial de tensões [ $\mu\text{e}$ ]
$\varepsilon_\theta$	Deformação tangencial aliviada para um estado biaxial de tensões [ $\mu\text{e}$ ]
$\sigma_{max}$	Tensão principal máxima [MPa]
$\sigma_{min}$	Tensão principal mínima [MPa]
$\sigma_r^I$	Tensão radial no ponto $P$ antes a execução do furo [MPa]
$\sigma_r^{II}$	Tensão radial no ponto $P$ após a execução do furo de raio $R_o$ [MPa]
$\sigma_\theta^I$	Tensão tangencial no ponto $P$ antes a execução do furo [MPa]
$\sigma_\theta^{II}$	Tensão tangencial no ponto $P$ após a execução do furo de raio $R_o$ [MPa]
$\sigma_x$	Tensão residual uniforme na direção X [MPa]
$\tau_{r\theta}^I$	Tensão de cisalhamento no ponto $P$ antes a execução do furo [MPa]
$\tau_{\theta r}^{II}$	Tensão de cisalhamento no ponto $P$ após a execução do furo de raio $R_o$ [MPa]
$\nu$	Coefficiente de Poisson [adimensional]
$\chi_r$	Ângulo de posição principal [°]

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 3.1	Representação esquemática da seção transversal de uma peça usinada.	30
FIGURA 3.2	Regiões geradoras de calor durante o processo de corte.	31
FIGURA 3.3	Esquema de montagem ótica para obtenção das imagens das franjas pelo método ESPI.	34
FIGURA 3.4	Transdutor emitindo ondas longitudinais subsuperficiais no primeiro ângulo crítico.	35
FIGURA 3.5	Desenho esquemático de montagem para medição de tensões através do ruído magnético de Barkhausen.	37
FIGURA 3.6	Desenho esquemático da configuração dos dispositivos para a técnica de medição por difração de raios-X.	38
FIGURA 3.7	Espaçamento interplanar de um material policristalino de granulometria fina: (a) livre de tensões, representado por $d_0$ e (b) sob tensões, representado por $d_1 \neq d_2$ .	39
FIGURA 3.8	Comparação entre as geometrias Ômega e Psi na medição de tensões residuais.	40
FIGURA 3.9	Posicionamento de amostra em difratômetro de nêutrons para medidas de deformação nas direções x, y e z.	42
FIGURA 3.10	Aplicação do método de remoção de camadas.	43
FIGURA 3.11	Aplicação do método do núcleo do anel.	44
FIGURA 3.12	Representação esquemática do princípio da técnica do seccionamento.	45
FIGURA 3.13	Furação e extensômetros posicionados sobre a amostra.	46
FIGURA 3.14	Aplicação do método do furo cego incremental.	46
FIGURA 3.15	Estado de tensões P (R, a) numa placa fina antes da execução de um furo.	48
FIGURA 3.16	Estado de tensões P (R, a) numa placa fina após a execução de um furo.	49
FIGURA 3.17	Variação das tensões em função da distância ao centro do furo.	51
FIGURA 3.18	Roseta de extensômetros para determinação da tensão residual.	54

FIGURA 3.19	Tensão residual em função da distância do raio do furo ao diâmetro da roseta.	59
FIGURA 3.20	Esquema de funcionamento de um microscópio eletrônico de varredura.	62
FIGURA 3.21	Medição da dureza Vickers.	64
FIGURA 3.22	Camadas subsuperficiais de componentes usinados.	67
FIGURA 3.23	Distribuição das tensões no aço AISI 4340, temperado e revenido após o fresamento de topo.	68
FIGURA 3.24	Zona de deformação plástica localizada em superfície usinada.	71
FIGURA 3.25	Camada branca na superfície fresada do aço AISI 4340 - 50 HRC.	72
FIGURA 3.26	Comparação da vida útil de rolamento de contato para aço ABNT 52100.	74
FIGURA 3.27	Influência da velocidade de corte sobre a microdureza.	74
FIGURA 3.28	Espessura do cavaco (h) em função do ângulo de posição da fresa.	76
FIGURA 3.29	Efeito do ângulo de posição nas forças de corte no fresamento do aço DIN 42CrMo4, $V_c=125$ m/min, $a_p=4$ mm e $a_e=110$ mm	77
FIGURA 4.1	Fresas Sandvik R390-050Q22-11M e fresas Mitsubishi ASX445-050A03R e AJX12-050A04R.	80
FIGURA 4.2	Roseta EA-06-062RE-120 com a indicação da numeração dos extensômetros.	81
FIGURA 4.3	Centro de usinagem Romi Discovery 560.	82
FIGURA 4.4	Conjunto de medição de tensão residual.	83
FIGURA 4.5	Politriz Arotec modelo PLO2 E.	84
FIGURA 4.6	Microscópio óptico, câmera Motican 2300 e computador.	85
FIGURA 4.7	Microdurômetro Wilson Instruments modelo 402 MVD.	85
FIGURA 4.8	Microscópio eletrônico de varredura Tescan modelo Veja 3.	86
FIGURA 4.9	Fluxograma das atividades desenvolvidas no trabalho.	87
FIGURA 4.10	Preparação de um corpo de prova.	88
FIGURA 4.11	Corpo de prova de aço ABNT 1010 após ensaio de fresamento, com a respectiva identificação.	90

FIGURA 4.12	Corpo de prova de aço ABNT 4340 após ensaio de fresamento, com a respectiva identificação.	90
FIGURA 4.13	Aspecto da superfície do corpo de prova após limpeza e ataque com nital.	93
FIGURA 4.14	Roseta e terminal de ligação, fixados na superfície do corpo de prova.	94
FIGURA 4.15	Região a ser retirada do corpo de prova de aço ABNT 1010.	98
FIGURA 4.16	Região a ser retirada do corpo de prova de aço ABNT 4340.	98
FIGURA 4.17	Representação esquemática de uma amostra embutida.	99
FIGURA 5.1	Microdeformações em função da profundidade do furo.	102
FIGURA 5.2	Tensões residuais ao longo da profundidade do furo.	102
FIGURA 5.3	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob $V_c = 100\text{m/min}$ , $f_z = 0,05\text{ mm}$ , $a_p = 0,5\text{ mm}$ e sem fluido de corte.	103
FIGURA 5.4	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob $V_c = 300\text{m/min}$ , $f_z = 0,05\text{ mm}$ , $a_p = 0,5\text{ mm}$ e sem fluido de corte.	104
FIGURA 5.5	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob $V_c = 100\text{m/min}$ , $f_z = 0,15\text{ mm}$ , $a_p = 0,5\text{ mm}$ e sem fluido de corte.	105
FIGURA 5.6	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob $V_c = 100\text{m/min}$ , $f_z = 0,05\text{ mm}$ , $a_p = 1,5\text{ mm}$ e sem fluido de corte.	106
FIGURA 5.7	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob $V_c = 100\text{m/min}$ , $f_z = 0,05\text{ mm}$ , $a_p = 0,5\text{ mm}$ e com fluido de corte.	107
FIGURA 5.8	Influência da variação da velocidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço à $17\text{ }\mu\text{m}$ de profundidade.	108
FIGURA 5.9	Influência da variação do avanço por dente sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço à $17\text{ }\mu\text{m}$ de profundidade.	109
FIGURA 5.10	Influência da variação da profundidade de usinagem sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço à $17\text{ }\mu\text{m}$ de profundidade.	110

FIGURA 5.11	Influência da utilização de fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço à 17 $\mu\text{m}$ de profundidade.	110
FIGURA 5.12	Carta de Pareto dos efeitos padronizados para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço para o aço ABNT 1010.	111
FIGURA 5.13	Influência da variação da velocidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.	112
FIGURA 5.14	Influência da variação do avanço de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.	113
FIGURA 5.15	Influência da variação da profundidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.	114
FIGURA 5.16	Influência da utilização de fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.	114
FIGURA 5.17	Carta de Pareto dos efeitos padronizados para a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço para o aço ABNT 1010.	115
FIGURA 5.18	Micrografias do aço ABNT 1010 realizadas em microscópio eletrônico de varredura e em microscópio ótico.	116
FIGURA 5.19	Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob: $V_c=300$ m/min, $f_z=0,05$ mm, $a_p=1,5$ mm, sem fluido de corte.	117
FIGURA 5.20	Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob: $V_c=300$ m/min, $f_z=0,15$ mm, $a_p=1,5$ mm, sem fluido de corte.	118
FIGURA 5.21	Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob: $V_c=300$ m/min, $f_z=0,05$ mm, $a_p=0,5$ mm, com fluido de corte.	119
FIGURA 5.22	Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob: $V_c=100$ m/min, $f_z=0,15$ mm, $a_p=1,5$ mm, sem fluido de corte.	119
FIGURA 5.23	Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob: $V_c=200$ m/min, $f_z=0,10$ mm, $a_p=1,0$ mm, sem fluido de corte.	120

FIGURA 5.24	Marcas do penetrador Vickers provenientes das medições de microdureza.	121
FIGURA 5.25	Influência do aumento da velocidade de corte sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 1010.	122
FIGURA 5.26	Influência do aumento do avanço por dente sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 1010.	122
FIGURA 5.27	Influência do aumento da profundidade de usinagem sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 1010.	123
FIGURA 5.28	Influência do uso de fluido de corte sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 1010.	123
FIGURA 5.29	Gráfico da microdureza Vickers medida a 50 $\mu\text{m}$ abaixo da superfície.	125
FIGURA 5.30	Rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 1010 variando-se a velocidade de corte.	126
FIGURA 5.31	Rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 1010 variando-se o avanço por dente.	126
FIGURA 5.32	Carta de Pareto para a rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 1010.	127
FIGURA 5.33	Carta de Pareto para a rugosidade ( $R_t$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 1010.	128
FIGURA 5.34	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $V_c = 100\text{m/min}$ , $f_z = 0,05\text{ mm}$ , $a_p = 0,5\text{ mm}$ e sem fluido de corte.	129
FIGURA 5.35	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $V_c = 300\text{m/min}$ , $f_z = 0,05\text{ mm}$ , $a_p = 0,5\text{ mm}$ e sem fluido de corte.	130
FIGURA 5.36	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $V_c = 100\text{m/min}$ , $f_z = 0,15\text{ mm}$ , $a_p = 0,5\text{ mm}$ e sem fluido de corte.	131
FIGURA 5.37	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $V_c = 100\text{m/min}$ , $f_z = 0,05\text{ mm}$ , $a_p = 1,5\text{ mm}$ e sem fluido de corte.	132
FIGURA 5.38	Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $V_c = 100\text{m/min}$ , $f_z = 0,05\text{ mm}$ , $a_p = 0,5\text{ mm}$ e com fluido de corte.	133
FIGURA 5.39	Influência da variação da velocidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.	134

FIGURA 5.40	Influência da variação do avanço por dente sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.	135
FIGURA 5.41	Influência da variação da profundidade de usinagem sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.	136
FIGURA 5.42	Influência da utilização de fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.	137
FIGURA 5.43	Carta de Pareto dos efeitos padronizados para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.	138
FIGURA 5.44	Gráfico dos efeitos principais para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.	139
FIGURA 5.45	Gráfico dos efeitos secundários para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.	140
FIGURA 5.46	Influência da variação da velocidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.	141
FIGURA 5.47	Influência da variação do avanço por dente sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.	142
FIGURA 5.48	Influência da variação da profundidade de usinagem sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.	143
FIGURA 5.49	Influência da utilização de fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.	144
FIGURA 5.50	Carta de Pareto dos efeitos padronizados para a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.	145
FIGURA 5.51	Gráfico dos efeitos principais para a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.	146
FIGURA 5.52	Gráfico dos efeitos secundários para a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.	147
FIGURA 5.53(a)	Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=100$ m/min, $f_z=0,05$ mm, $a_p=0,5$ mm, sem fluido de corte).	149

- FIGURA 5.53(b) Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção paralela à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte). 149
- FIGURA 5.54(a) Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte). 150
- FIGURA 5.54(b) Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção paralela à velocidade de avanço ( $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte). 150
- FIGURA 5.55(a) Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte). 151
- FIGURA 5.55(b) Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção paralela à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte). 152
- FIGURA 5.56(a) Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=1,5$  mm, sem fluido de corte). 153
- FIGURA 5.56(b) Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=1,5$  mm, sem fluido de corte). 153
- FIGURA 5.57(a) Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção paralela à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, com fluido de corte). 154

FIGURA 5.57(b)	Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=100$ m/min, $f_z=0,05$ mm, $a_p=0,5$ mm, com fluido de corte).	154
FIGURA 5.58	Micrografias de amostra do aço ABNT 4340 realizadas em microscópio eletrônico de varredura e em microscópio ótico.	155
FIGURA 5.59	Micrografia da amostra usinada sob $V_c = 200$ m/min, $f_z = 0,10$ mm, $a_p = 1,0$ mm, sem fluido de corte.	156
FIGURA 5.60	Micrografia da amostra usinada sob $V_c = 200$ m/min, $f_z = 0,10$ mm, $a_p = 1,0$ mm, com fluido de corte.	157
FIGURA 5.61	Micrografia da amostra usinadas sob $V_c = 100$ m/min, $f_z = 0,15$ mm, $a_p = 1,5$ mm, com fluido de corte.	158
FIGURA 5.62	Micrografia da amostra usinadas sob $V_c = 100$ m/min, $f_z = 0,15$ mm, $a_p = 1,5$ mm, sem fluido de corte.	158
FIGURA 5.63	Micrografia da amostra usinadas sob $V_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm, $a_p = 1,5$ mm, sem fluido de corte.	159
FIGURA 5.64	Micrografia da amostra usinadas sob $V_c = 300$ m/min, $f_z = 0,15$ mm, $a_p = 0,5$ mm, com fluido de corte.	159
FIGURA 5.65	Influência do aumento da velocidade de corte sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 4340.	160
FIGURA 5.66	Influência do aumento do avanço por dente sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 4340.	161
FIGURA 5.67	Influência do aumento da profundidade de usinagem sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 4340.	162
FIGURA 5.68	Influência da utilização de fluido de corte sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 4340.	162
FIGURA 5.69	Valor de microdureza do aço ABNT 4340 medido a $50 \mu\text{m}$ abaixo da superfície.	163
FIGURA 5.70	Carta de Pareto para a rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 4340.	164
FIGURA 5.71	Carta de Pareto para a rugosidade ( $R_t$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 4340.	165

FIGURA 5.72	Gráfico dos efeitos principais para a rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 4340.	166
FIGURA 5.73	Gráfico dos efeitos principais para a rugosidade ( $R_t$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 4340.	166
FIGURA 5.74	Gráfico dos efeitos secundários para a rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 4340.	167
FIGURA 5.75	Gráfico dos efeitos secundários para a rugosidade ( $R_t$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 4340.	168

## LISTA DE TABELAS

TABELA 3.1	Alterações superficiais e subsuperficiais de um componente usinado.	28
TABELA 4.1	Composição química (% em peso) dos aços ABNT 1010 e ABNT 4340.	79
TABELA 4.2	Propriedades mecânicas dos aços ABNT 1010 e ABNT 4340.	79
TABELA 4.3	Principais ângulos das fresas utilizadas nos ensaios.	80
TABELA 4.4	Parâmetros de corte utilizados nos ensaios e seus níveis de variação.	89
TABELA 4.5	Combinação dos parâmetros de corte utilizados nos experimentos.	91
TABELA A.1	Exemplo de tabela de resultados gerada pelo programa H-Drill.	188
TABELA A.2	Valores das tensões residuais medidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço a 17 $\mu\text{m}$ abaixo superfície para o aço ABNT 1010.	189
TABELA A.3	Microdurezas Vickers medidas partir da superfície das amostras do aço ABNT 1010.	190
TABELA A.4	Medidas do desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e da altura total do perfil ( $R_t$ ) para o aço ABNT 1010.	191
TABELA A.5	Valores das tensões residuais medidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço a 17 $\mu\text{m}$ abaixo da superfície para o aço ABNT 4340.	192
TABELA A.6	Microdurezas Vickers medidas a partir de 50 $\mu\text{m}$ abaixo da superfície para o aço ABNT 4340.	193
TABELA A.7	Medidas do desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e da altura total do perfil ( $R_t$ ) para o aço ABNT 4340.	194

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano do Ferro e do Aço ( <i>American Iron and Steel Institute</i> )
ESPI	Interferometria Eletrônica por Padrões de Franjas ( <i>Electronic Speckle Pattern Interferometry</i> )
FC	Fluido de corte
HSM	Usinagem em Alta Velocidade ( <i>High Speed Machining</i> )
HV	Dureza Vickers
ISO	Organização Internacional de Padronização ( <i>International Organization for Standardization</i> )
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
RMB	Ruído Magnético de Barkhausen
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
UNIFEI	Universidade Federal de Itajubá

## RESUMO

Tensões residuais foram induzidas em corpos de prova dos aços ABNT 1010 e ABNT 4340 por meio da operação de fresamento frontal, variando-se os parâmetros de usinagem de acordo com um planejamento estatístico. Os parâmetros de usinagem estudados foram velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de usinagem e utilização ou não de fluido de corte. Para a caracterização das alterações superficiais e subsuperficiais dos corpos de prova, foram realizadas medições das tensões residuais nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço utilizando-se o método do furo cego incremental, análises micrográficas e medições de microdureza nas camadas subsuperficiais e também medições da rugosidade da peça. Não houveram fatores considerados significativos sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 em ambas as direções. Para o aço ABNT 4340 a velocidade de corte, o fluido de corte e o avanço por dente foram considerados estatisticamente significativos sobre as tensões residuais induzidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço. Os valores máximo e mínimo de tensão residual registrados para o aço ABNT 1010 foram, respectivamente, -188 MPa e 270 MPa ao passo que para o aço ABNT 4340 foram, respectivamente, -294 MPa e 216 MPa. As tensões residuais foram neutralizadas a aproximadamente 200  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície do aço ABNT 1010 e a 150  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície do aço ABNT 4340. Além deste fato, tensões residuais de tração de menor intensidade e tensões residuais de compressão foram registradas nos corpos de prova que apresentaram maiores valores de dureza superficial. Não foi registrada a formação de camada branca para quaisquer combinações de parâmetros de corte utilizados, bem como não foram observadas alterações significativas na microestrutura de ambos os aços. Para o aço ABNT 1010 não houve parâmetro com influência significativa sobre o desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e o único parâmetro que apresentou influência significativa sobre a da altura total do perfil ( $R_t$ ) foi a velocidade de corte. Para o aço ABNT 4340 o avanço por dente foi o parâmetro que exerceu maior influência significativa sobre ambos os fatores, sendo seguido pelas interações de segunda ordem entre velocidade de corte e avanço por dente para o desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e entre profundidade de usinagem e fluido de corte para a altura total do perfil ( $R_t$ ).

**Palavras-chaves:** *fresamento, tensões residuais, método do furo cego.*

# 1 INTRODUÇÃO

Uma considerável parcela da economia mundial é movimentada pelos processos de fabricação que envolvem operações de usinagem, englobando desde a fabricação de máquinas ferramentas utilizadas nos processos de produção, passando por peças de elevada responsabilidade utilizadas pela indústria aeroespacial, além da produção em massa de componentes para a indústria automobilística.

A operação de fresamento possui grande importância no cenário produtivo devido à sua elevada flexibilidade, que possibilita a manufatura de vasta gama de produtos, além de permitir a obtenção de altas taxas de remoção de material, impulsionando a produtividade das indústrias. É também uma operação complexa, porque utiliza ferramentas de múltiplos gumes de corte que trabalham em contato intermitente com a peça em usinagem. Devido a este fato, durante a operação de fresamento a ferramenta é submetida a carregamentos mecânico e térmico cíclicos, isto é, quando uma aresta de corte está em contato com a peça há um imediato aumento dos esforços mecânicos e da temperatura. Assim que a aresta perde contato com a peça, cessam os esforços mecânicos e a temperatura experimenta uma queda acentuada, principalmente quando o fresamento é realizado com a utilização de fluido refrigerante.

O aparecimento de tensões residuais geralmente está associado a deformações plásticas e gradientes de temperatura presentes nas operações de usinagem, sendo que tensões residuais podem influenciar diretamente o desempenho dos componentes podendo, dependendo de sua natureza, reduzir sua resistência à fadiga e à corrosão sob tensão, além de causar distorções. A evolução dos processos de fabricação por usinagem é acentuada e constante, contando na atualidade com máquinas de elevado nível de automação, além da capacidade de atingir taxas de produção extremamente altas e trabalhar com elevada exatidão dimensional. Em vista disto, processos produtivos bem elaborados e controlados podem proporcionar ganhos vultosos de forma bastante rápida, assim como processos sobre os quais não se possui conhecimento adequado ou domínio suficiente podem gerar grandes prejuízos em prazos igualmente curtos.

Os componentes produzidos por processos de usinagem estão sujeitos à indução de tensão residual em maior ou menor escala, dependendo do modo como são manufaturados. Estas tensões residuais podem ser benéficas ao componente, inclusive

aumentando sua vida em serviço, como é o caso das tensões residuais superficiais de compressão. As tensões residuais de tração podem produzir efeito contrário, isto é, abreviar a vida do componente, sendo este fato de extrema relevância, principalmente quando se trata de componentes que devem atender a rigorosos critérios de tolerância dimensional, geométrica e de acabamento, pelo fato de serem utilizados em aplicações de elevada responsabilidade e envolverem elevados custos de produção.

Dentre os métodos desenvolvidos para medição de tensão residual existem os chamados métodos não destrutivos (possibilitam determinar a tensão residual sem comprometer a integridade da peça) e os destrutivos (causam algum tipo de dano à peça). O método empregado neste trabalho é chamado de furo cego incremental e é considerado semidestrutivo, já que o furo produzido pode ou não comprometer a utilização posterior da peça. Consiste da usinagem de um furo de dimensões reduzidas na face de interesse de um componente usinado. À medida que o furo tem sua profundidade aumentada gradativamente, uma roseta de extensômetros faz o registro das variações dimensionais decorrentes do alívio das tensões que são posteriormente calculadas.

Durante a operação de fresamento, o componente em usinagem pode sofrer alterações em sua microdureza, bem como em sua microestrutura. Em decorrência da ação mecânica da ferramenta e também devido à variação de temperatura inerente à operação, pode ocorrer aumento da microdureza nas camadas próximas à superfície. Dependendo das propriedades mecânicas do material e dos parâmetros de corte utilizados, a zona afetada pela variação da microdureza pode ser mais ou menos profunda, bem como pode afetar o comportamento e a durabilidade do material, uma vez que influencia sua resistência ao desgaste. Variações da microestrutura podem ocorrer pelos mesmos motivos citados anteriormente e também podem ser benéficas ou prejudiciais ao desempenho do componente. Há casos em que a severidade da operação, aliada à composição química do componente, originam a formação de uma camada endurecida na superfície fresada, chamada de camada branca. Esta camada endurecida pode ter melhores propriedades relativamente ao desgaste, entretanto, devido à sua maior dureza pode facilitar o surgimento e a propagação de microtrincas, as quais podem abreviar a vida do componente. Há casos em que a ação mecânica da ferramenta produz deformação nos grãos do material, podendo proporcionar o encruamento dos mesmos, trazendo benefício à vida do componente, no caso das tensões residuais resultantes serem de compressão.

Desta forma, é de grande interesse a compreensão dos fatores que possuem maior influência na indução das tensões residuais, bem como entender como a interação destes fatores atua sobre as tensões residuais, o nível de acabamento, a microdureza e a microestrutura de componentes produzidos pela operação de fresamento frontal, tendo em vista o fato de que estes elementos podem comprometer a qualidade e a durabilidade dos componentes em diferentes graus de intensidade.

## 2 OBJETIVO

O presente trabalho tem por objetivo principal analisar a integridade superficial dos aços ABNT 1010 (dureza média de 108 HV) e ABNT 4340 (dureza média de 162 HV) no estado recozido após a operação de fresamento frontal com insertos intercambiáveis de metal duro.

### 2.1 Objetivos específicos

- Avaliar a influência dos parâmetros: velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de usinagem e utilização ou não de fluido de corte e também da composição química e microestrutura dos materiais sobre as tensões residuais geradas, empregando um planejamento fatorial completo.
- Avaliar a influência do ângulo de posição principal ( $\chi_r$ ) sobre as tensões residuais geradas no aço ABNT 4340, utilizando fresas com diferentes ângulos de posição trabalhando sob os mesmos parâmetros de corte.
- Analisar a influência dos parâmetros acima descritos sobre a microestrutura dos aços ABNT 1010 e ABNT 4340, por meio da análise da seção transversal de amostras retiradas dos corpos de prova fresados; realizar observações com auxílio da microscopia ótica e da microscopia eletrônica de varredura.
- Medir a microdureza nas camadas subsuperficiais das amostras para traçar o seu perfil e entender o seu comportamento em relação à variação das condições de fresamento, comparativamente ao tipo de material ensaiado.
- Avaliar o acabamento resultante dos corpos de prova e as possíveis interações existentes entre estes diversos fatores, por meio dos parâmetros desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e altura total do perfil ( $R_t$ ).

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

As tensões residuais induzidas em componentes produzidos por operações de usinagem constituem importante característica a ser estudada com o intuito de obter-se um melhor entendimento das suas propriedades e também visando otimizar seu desempenho em serviço. Tensões residuais representam um fator de influência num conjunto maior de características denominado integridade superficial. O estudo da integridade superficial de componentes manufaturados compreende a análise das várias alterações introduzidas no componente durante seu processo de fabricação, as quais podem afetar suas propriedades em serviço e também seu desempenho, especialmente no caso de componentes submetidos a carregamentos dinâmicos (Denkena et al., 2008).

Trabalhos realizados nas décadas de 1960 e 1970 contendo importantes estudos sobre integridade superficial foram publicados por Field e Kahles (1964 e 1971). Estes pesquisadores foram os responsáveis por cunhar o termo “integridade superficial” durante o estudo de operações de retificação de superfícies e outros procedimentos de acabamento (Field e Kahles, 1964) e também realizaram uma primeira revisão sobre integridade superficial em componentes usinados, na qual descreveram os diferentes tipos de alterações que podem ocorrer em uma superfície usinada (Field e Kahles, 1971). A definição de integridade superficial dada por Field e Kahles (1971) a descreve como “a relação existente entre as propriedades de uma superfície obtida através de um processo de usinagem ou mediante outro processo de geração de superfícies e seu comportamento funcional”. Em outro trabalho, Field et al. (1972) desenvolveram as técnicas disponíveis na época para avaliar os danos e os conjuntos de informações mínimas, padrão e estendida para caracterizar a integridade superficial. Griffiths (2001) descreveu a integridade da superfície como as características topográficas, químicas, mecânicas e metalúrgicas de uma superfície usinada e sua relação com o desempenho funcional.

Para avaliar a integridade superficial, Griffiths (2001) definiu duas categorias de elementos: a topografia da superfície e as características subsuperficiais. Ao unir as definições dadas por Griffiths (2001) com as definições realizadas por Field e Kahles (1971) e Field et al. (1972), é possível classificar os elementos que permitem descrever a integridade da superfície de um componente manufaturado em: topografia (acabamento superficial, textura da superfície, orientação das marcas da ferramenta, erros de forma e

imperfeições), características da subsuperfície e avaliação do desempenho funcional (Alvarez, 2006).

O aprimoramento da definição de integridade superficial tem acompanhado a evolução das técnicas de caracterização de superfícies, sendo o conceito aperfeiçoado na medida em que são realizados avanços nas tecnologias e nos métodos de avaliação do estado das superfícies (Brinksmeier et al., 1982). A disseminação destas novas tecnologias permite que o conceito de integridade superficial seja incorporado de forma crescente às linhas de produção de componentes, em especial àqueles que necessitam de elevados padrões de desempenho (Brinksmeier, 1989).

Segundo Deonísio (2004), muitas alterações podem ser introduzidas nas camadas superficiais do material quando este é usinado. Dentre elas estão as alterações superficiais, que podem ser caracterizadas através da medição da rugosidade e pela verificação da presença de trincas ou falhas; alterações nas camadas subsuperficiais também ocorrem, podendo ter origem mecânica, metalúrgica, química, térmica e elétrica, conforme mostrado na TAB. 3.1.

TABELA 3.1

Alterações superficiais e subsuperficiais de um componente usinado (Griffiths, 2011).

<b>INTEGRIDADE SUPERFICIAL</b>					
<b>ALTERAÇÕES SUPERFICIAIS</b>	<b>ALTERAÇÕES SUBSUPERFICIAIS</b>				
<b>Acabamento</b>	<b>Mecânicas</b>	<b>Metalúrgicas</b>	<b>Químicas</b>	<b>Térmicas</b>	<b>Elétricas</b>
<i>Rugosidade</i>	<i>Deformação plástica</i>	<i>Recristalização</i>	<i>Ataque intergranular</i>	<i>Formação de zona termicamente afetada (ZTA)</i>	<i>Alterações de condutividade elétrica</i>
<i>Ondulações</i>	<i>Tensões residuais</i>	<i>Transformação de fases</i>	<i>Corrosão</i>	<i>Recristalização da camada afetada</i>	<i>Alterações magnéticas</i>
<i>Falhas</i>	<i>Alterações de microestrutura</i>	<i>Alteração do tamanho e distribuição da granulação</i>	<i>Oxidação</i>		<i>Aquecimento resistivo</i>
<i>Trincas</i>		<i>Inclusões</i>	<i>Dissolução</i>		

Dentre as principais causas das alterações superficiais e subsuperficiais descritas na TAB. 3.1, têm-se:

a) altas temperaturas e altos gradientes de temperatura desenvolvidos nos processos de remoção de material: quase todo o trabalho mecânico na usinagem é convertido em calor (Trent e Wright, 2000).

b) deformação plástica e fragmentos deformados plasticamente: segundo Deonísio (2004), durante a deformação plástica, na formação do cavaco, dois conjuntos de 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 ferramenta, o tipo de operação (desbaste, pré-acabamento ou acabamento), o avanço, a profundidade de usinagem, a velocidade de corte, a utilização de fluido de corte e em alguns casos o comprimento de contato na interface da ferramenta com o cavaco. No entanto, especificar as propriedades do material não é uma tarefa fácil e pode incluir as forças de corte e a morfologia do cavaco, além do estado metalúrgico básico da nova superfície gerada. Segundo Davim (2008), a dinâmica geral do processo e as respostas metalúrgicas são fortemente influenciadas pelas forças de usinagem e pelo mecanismo de formação do cavaco. Assim, as forças de usinagem 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 discordâncias. As discordâncias interagem 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.

c) reação química e subsequente absorção na superfície usinada: é uma das causas de alteração superficial, porém não é relevante para a operação de fresamento desse trabalho. Praticamente todos os métodos de remoção de material produzem condições de alteração da superfície e da subsuperfície. 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 (Becker et al., 2005).

Nesta revisão bibliográfica são abordadas as alterações subsuperficiais mais relevantes para componentes produzidos pela operação de fresamento. Dentre estas

alterações subsuperficiais estão a indução de tensões residuais, as alterações na microestrutura e as alterações na microdureza do material usinado. São revisados os principais métodos de medição de tensões residuais, com especial atenção para o método do furo cego incremental, objeto de estudo deste trabalho. Na sequência discorre-se sobre as alterações microestruturais do material usinado e também sobre as alterações em sua microdureza. Em seguida é analisada a influência dos parâmetros de fresamento sobre estas alterações subsuperficiais.

### 3.1 Alterações subsuperficiais

Dentre o conjunto de alterações que podem ser geradas na peça durante o processo de usinagem estão incluídas as deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, transformações de fases, tensões residuais e reações químicas, entre outras (Griffiths, 2001). As mudanças nas propriedades do material se atribuem aos diferentes fatores envolvidos no processo de corte e que compõem os eventos de natureza térmica, mecânica ou química. O tipo de camada gerada dependerá do balanço dos níveis de energia térmica, mecânica e química existentes durante o evento da manufatura, as quais estarão relacionadas com os fatores próprios do processo de usinagem, tais como tipo de tensão residual (tração ou compressão), intensidade das tensões, taxa de aquecimento, taxa de resfriamento e das condições ambientais do local (Griffiths, 2001). Na FIG. 3.1 apresentam-se esquematicamente diferentes camadas afetadas como resultado do processo de remoção de material. Nota-se as camadas compostas por depósitos e óxidos, além das camadas deformadas devido a efeitos mecânicos e térmicos.

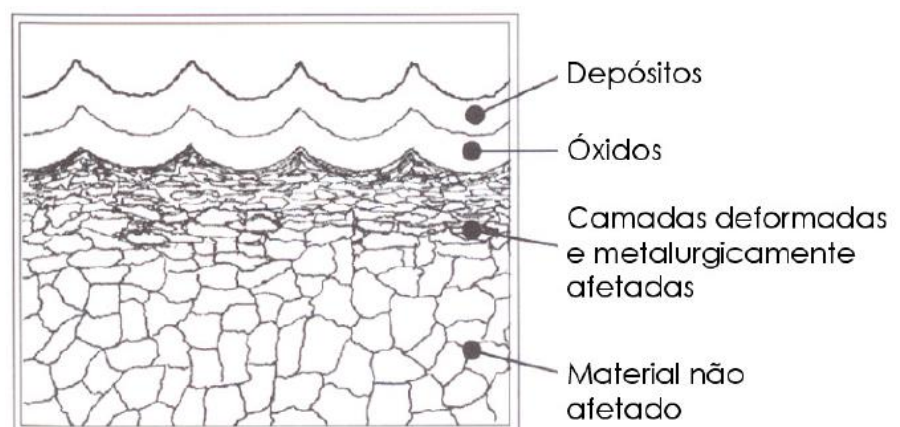


FIGURA 3.1 – Representação esquemática da seção transversal de uma peça usinada (Griffiths, 2001).

Em função do tipo e da intensidade da energia aplicada ao processo de usinagem, as propriedades do material da peça de trabalho são afetadas e é produzida uma ampla variedade de efeitos nas camadas subsuperficiais (Griffiths, 2001).

Nas operações de usinagem com ferramentas de geometria definida quase todo o trabalho mecânico associado à geração de cavaco é convertido em calor (Trent e Wright, 2000). As fontes geradoras de calor são a deformação e o cisalhamento do cavaco nos planos de cisalhamento, o atrito do cavaco com a ferramenta e o atrito da ferramenta com a peça, gerando três regiões bem definidas e denominadas de zonas primária, secundária e terciária (Toenshoff et al., 2000). Um desenho esquemático das regiões geradoras de calor durante o processo de corte é mostrado na FIG. 3.2. As parcelas de calor total e as respectivas temperaturas presentes em cada uma destas zonas são específicas para cada condição de processo, variando com o tipo de operação, o material da peça e da ferramenta, as condições de usinagem e a geometria da ferramenta (Diniz et al., 2013).

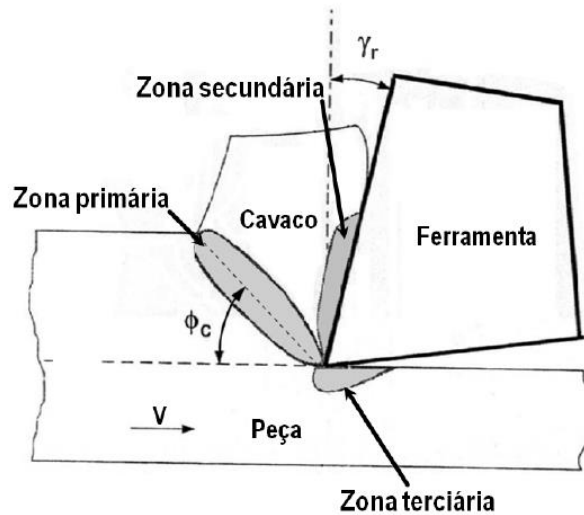


FIGURA 3.2 - Regiões geradoras de calor durante o processo de corte (Altintas, 2000).

Os efeitos térmicos e mecânicos que ocorrem nas regiões primária e terciária são os principais responsáveis pelas alterações na subsuperfície da peça usinada (Hioki, 2006). Segundo Ferraresi (1977), embora uma grande parcela do calor gerado seja dissipada entre o cavaco e a ferramenta, é importante comentar que em função das velocidades de corte, o calor que flui para a peça irá concentrar-se em regiões restritas. A velocidade com que ocorrem as mudanças e o fluxo de calor estão relacionados com as propriedades físicas do material usinado. É importante salientar que no processo de fresamento, devido ao corte

interrompido, os cavacos curtos dificultam a condução do calor, proporcionando maior aporte térmico sobre a peça.

Segundo Hua (2005), um novo estado de tensões é introduzido na peça pelo processo de usinagem, provocando alterações em seu estado de tensões, em sua microestrutura, na dureza e até mesmo no tratamento térmico.

### 3.1.1 Tensões residuais

As tensões residuais estão presentes em componentes manufaturados devido, geralmente, ao processo de fabricação que as originaram e existem quando não há qualquer tipo de força externa, tensões ou gradientes de temperatura agindo sobre este componente (Hoffmann, 1989). Podem ser encontradas tensões residuais de compressão ou de tração, sendo que elas podem ser agrupadas em três categorias principais, denominadas tensões residuais de primeira, de segunda ou de terceira ordens.

Segundo Macherauch (1987), as tensões residuais de primeira ordem, chamadas de tensões residuais macroscópicas, agem sobre vários grãos de um material. As tensões residuais de segunda ordem podem ser denominadas tensões residuais microestruturais e cobrem apenas a distância de um grão ou de parte de um grão, podendo surgir entre diferentes fases de um material devido à suas diferentes propriedades físicas, ou entre partículas precipitadas, como matrizes ou inclusões. Por fim, as tensões residuais de terceira ordem, também denominadas tensões residuais microlocalizadas, existem a nível atômico, podendo ser equilibradas numa pequena parte de um grão.

Segundo Noyan e Cohen (1989), as tensões residuais em uma peça estão confinadas às camadas próximas à superfície e a presença de entalhes, riscos ou mudanças bruscas na seção transversal, concentram esforços de tração adicionais que podem agir no sentido de iniciar uma trinca.

#### 3.1.1.1 Medição de tensões residuais

Devido à sua importância para os processos industriais, os estudos das tensões residuais vêm ganhando crescente atenção no decorrer dos anos. Sua quantificação e consequente entendimento se fazem imprescindíveis para a indústria moderna, fator que

interfere diretamente no desenvolvimento e disseminação de técnicas mais eficazes e eficientes para a sua aferição (Prevéy, 1986). Devido a este panorama, existem atualmente diversas técnicas para a medição das tensões residuais, sendo que algumas delas podem ser empregadas sem nenhum dano ao componente analisado e outras, cuja aplicação provoca pequenos danos ou mesmo a completa destruição do componente no qual estão sendo medidas as tensões residuais (Li, 2009). Desta forma, os métodos para medição de tensões residuais podem ser respectivamente classificados em não destrutivos e destrutivos. O método do furo cego incremental, explorado em maior detalhe neste trabalho, é considerado semidestrutivo porque o furo realizado pode ou não comprometer a utilização futura do componente.

Os métodos destrutivos trabalham com o princípio da medição do alívio das tensões presentes num componente. Este alívio das tensões é causado por uma intervenção sobre o componente que causa o relaxamento das tensões existentes. Este relaxamento das tensões produz uma deformação elástica que é registrada ao longo do processo de alívio das tensões. Posteriormente o estado original das tensões é reconstruído utilizando-se técnicas numéricas ou analíticas.

#### a) Interferometria Eletrônica por Padrões de Franjas

A técnica denominada Interferometria Eletrônica por Padrões de Franjas (*Electronic Speckle Pattern Interferometry - ESPI*), é baseada no método de interferometria a laser. Seu princípio é a medição da interferência da reflexão de feixes de luz incidentes sobre uma superfície rugosa. Este método tem origem a partir da técnica da holografia, que permite a gravação e reconstrução de imagens tridimensionais conforme suas características originais.

Um feixe laser é aplicado de forma a permitir a utilização do efeito de franjas para formar imagens fotográficas, sendo que o processamento destas imagens gera padrões de franja na superfície rugosa do material. O método *ESPI* possui duas técnicas diferentes, denominadas fotografia de franjas e interferometria por correlação de padrões de franjas, as quais podem ser distinguidas devido à sensibilidade quanto à magnitude dos deslocamentos e a utilização do feixe de referência (Maack et al., 1995).

Na FIG. 3.3 é mostrado um desenho esquemático da montagem ótica para a obtenção de imagens pelo método ESPI. O componente a ser investigado deve ter uma

superfície áspera opticamente, de modo que ao ser iluminado por um feixe laser expandido, a imagem formada seja uma configuração de franjas. A luz que chega a um ponto da imagem é dispersa a partir de uma zona finita do objeto e a sua fase, amplitude e intensidade, que são todas aleatórias, estão diretamente relacionadas com a microestrutura do objeto. Um segundo feixe de luz, chamado de feixe de referência, é derivado do mesmo feixe laser e sobreposto à imagem da câmara de vídeo. Os dois campos de luz interferem e o campo de luz resultante tem amplitude aleatória de fase e intensidade e é, portanto, também um padrão de franjas. Se o objeto é deslocado ou deformado, a distância entre o objeto e imagem irá mudar e, por conseguinte, a fase do padrão de imagem também mudará. Para visualizar esse efeito as imagens são combinadas em uma câmera e gravadas. Quando o objeto for deslocado ou deformado, a nova imagem é subtraída ponto por ponto a partir da primeira imagem.

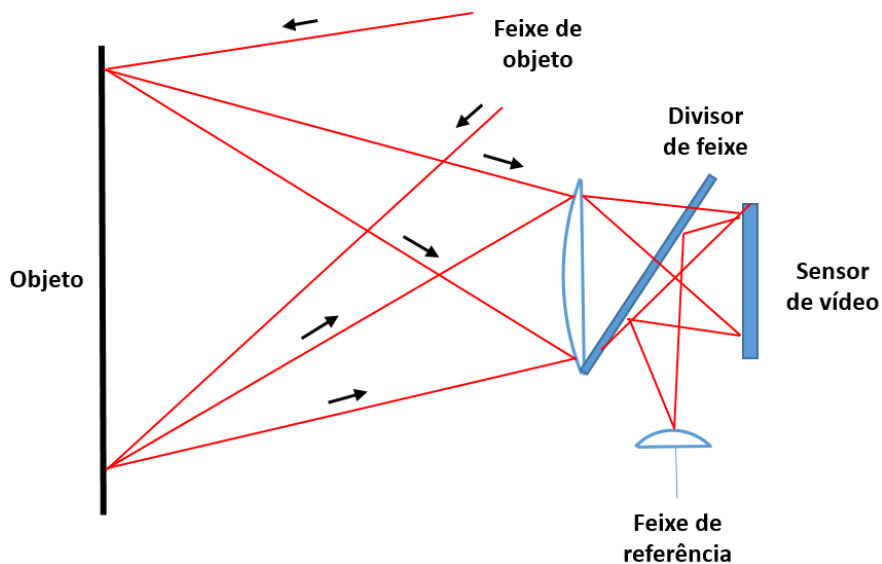


FIGURA 3.3 - Esquema de montagem ótica para obtenção das imagens das franjas pelo método ESPI (adaptado de Matsusaki, 2008).

O cálculo das tensões e deformações no material pode ser realizado relacionando-se os deslocamentos dos pontos da superfície, submetidos à aplicação de cargas. Este método é amplamente utilizado para medições de tensões aplicadas e suas principais vantagens são a obtenção de imagens em tempo real e a exatidão da ordem do comprimento de onda da luz (Matsusaki, 2008).

## b) Ultrassom

A teoria acustoelástica também pode ser empregada para se realizar a medição de tensões residuais. Segundo esta teoria, a velocidade de uma onda ultrassônica é influenciada pela presença de tensões internas no meio onde se propaga (Lamy, 2002). A representação desta técnica é mostrada na FIG. 3.4: um transdutor emite ondas longitudinais que viajam através de um corpo sólido. A magnitude e direção das tensões presentes afetam a velocidade com que as ondas ultrassônicas viajam. Uma vez que a diferença de velocidade das ondas ultrassônicas em um mesmo corpo, submetido a dois diferentes estados de tensões é pequena e sensível ao alinhamento dos grãos do material, é realizada a medição do tempo de trânsito das ondas através de um determinado comprimento do material (Andrino, 2003). Esta pequena diferença de velocidades depende do campo de tensões no corpo inteiro analisado e por este motivo a resolução espacial obtida é grosseira, sendo praticada apenas para a medição de macrotensões (Withers e Bhadeshia, 2001).

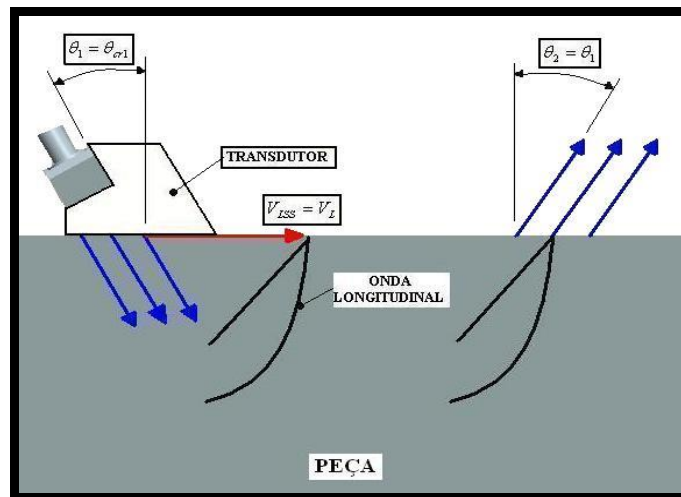


FIGURA 3.4 - Transdutor emitindo ondas longitudinais sub-superficiais no primeiro ângulo crítico (Rose, 1999).

Segundo Buenos (2010), há vários métodos de medição de tensões por ultrassom, porém cada método possui seus arranjos instrumentais particulares, bem como suas limitações. Os métodos mais comuns utilizam ondas cisalhantes, ondas longitudinais e ondas Rayleigh.

### c) Método do ruído de Barkhausen

A análise do ruído magnético Barkhausen pode ser utilizada para estudar diversas características em materiais ferromagnéticos, tais como aspectos da microestrutura, presença de tensões devidas a carregamentos externos e tensões residuais (Silva Jr. et al., 2007).

Este método é aplicado a materiais ferromagnéticos que possuam regiões microscópicas ordenadas magneticamente, as quais são chamadas de domínio. O efeito Barkhausen se constitui de mudanças descontínuas na densidade de fluxo dentro do material ferromagnético submetido a um campo magnético variável. Barkhausen descobriu que quando uma barra de ferro é magnetizada, são induzidos pulsos de tensão elétrica de curta duração em uma bobina enrolada em torno da barra. A maioria dos eventos Barkhausen é produzida pelo movimento irreversível de paredes do domínio, sendo que, com o avanço do processo de magnetização outros fatores começam a contribuir, incluindo a inclinação de domínios e a aniquilação de paredes. Assim que o processo se aproxima da saturação magnética, o movimento de paredes desaparece (Crouch e Beuker, 2004).

Na FIG. 3.5 é mostrado um desenho esquemático de uma montagem para medição do ruído magnético de Barkhausen. Um núcleo de Fe-Si em forma de “U”, no qual são enroladas bobinas de fios de cobre, tem a função de gerar indução magnética no circuito magnético formado pelo núcleo e pela amostra. Entre os polos do núcleo é colocada uma bobina leitora de alta sensibilidade, que desempenha o papel de sensor do ruído magnético de Barkhausen. Quando um campo magnético variável é induzido no material, os pulsos magnéticos produzidos pela movimentação discreta das paredes de domínio geram pulsos de tensão elétrica na bobina leitora posicionada na superfície. Os sinais gerados são coletados por um condicionador de sinais e alimentam um computador que procede à análise e interpretação dos sinais.

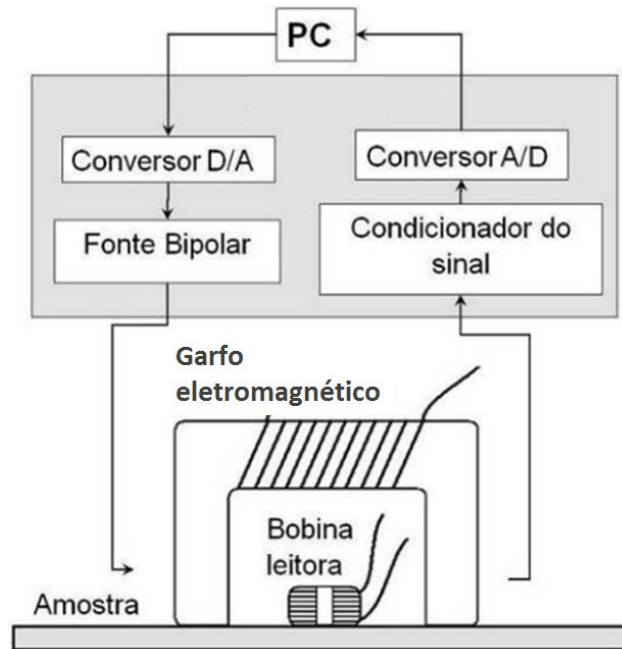


FIGURA 3.5 – Desenho esquemático de montagem para medição de tensões através do ruído magnético de Barkhausen (Ruud, 2006).

Este método, devidamente calibrado, é adequado para testes rápidos de medição de tensões uniaxiais e biaxiais. A exatidão do método é dependente da semelhança entre os parâmetros microestruturais e propriedades superficiais da amostra padrão e do corpo de prova. Esta técnica pode ser aplicada para medição de tensões residuais em peças usadas onde as tensões normalmente se limitam a camada superficial das peças (Tiitto, 1996 e Ruud, 2006).

#### d) Difração de raios-X

O método de difração por raios-X consiste em se determinar as tensões internas presentes em um material policristalino por meio das deformações elásticas presentes em seu interior. Estas deformações causam mudanças nas distâncias interatômicas, as quais agem de forma similar a pequenos extensômetros, oscilando de um valor para um estado livre de tensões, para um valor correspondente a um estado de tensões quando determinado carregamento é aplicado. A aplicação desta técnica consiste na emissão de um feixe de raios-X sobre a superfície de uma amostra de material policristalino e a posterior verificação do efeito sobre a difração desses raios. De acordo com a Lei de Bragg, o feixe de raios-X aplicado na superfície do material resultará em diversos feixes refletidos e difratados através

dos planos atômicos da estrutura cristalina do material, chamados planos cristalinos, em diferentes ângulos. Alguns desses feixes percorrem uma distância maior que outros, sendo que a diferença entre as distâncias percorridas pelos feixes é chamada de diferença de fase e relaciona-se com o tipo de interferência entre os raios, as quais podem ser construtivas ou destrutivas. A profundidade de penetração dos raios-X não excede 5  $\mu\text{m}$  (Noyan e Cohen, 1987). Assim, seu principal emprego é nas medições de tensões residuais superficiais, permitindo avaliar em um determinado local a evolução dessas tensões. Para que seja possível gerar um perfil da distribuição de tensões ao longo da espessura do material, o método de difração de raios-X pode ser utilizado em conjunto com o método de remoção de camadas, tornando-se, desta forma, uma técnica destrutiva.

O espaçamento entre dois planos cristalinos de um material policristalino com granulometria fina e livre de tensões não sofre variação em decorrência da orientação destes planos, porém quando este mesmo material está sob tensão, o espaçamento interplanar entre seus planos cristalinos sofre alterações. Desta forma é possível calcular a tensão através da comparação entre o espaçamento dos planos cristalinos de um material sob tensão e livre de tensões. Na FIG. 3.6 apresenta-se uma configuração dos dispositivos utilizados na técnica de medição das tensões residuais através da difração de raios-X; nela é mostrado o emissor de raios-X bombardeando o corpo de provas com um feixe de raios-X e os feixes refletidos e difratados através dos planos atômicos da estrutura cristalina do material.

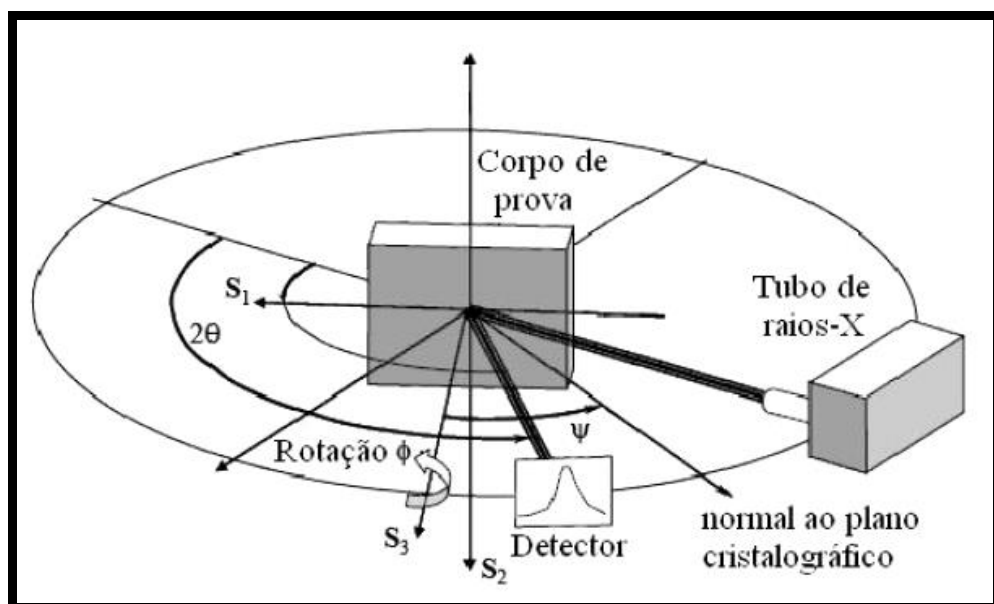


FIGURA 3.6 - Desenho esquemático da configuração dos dispositivos para a técnica de medição por difração de raios-X (Withers e Bhadeshia, 2001).

Na FIG. 3.7 observa-se a diferença do espaçamento interplanar em um material policristalino de granulometria fina livre de tensões e sob tensões. Nota-se que quando o material está sob a influência de tensões, o espaçamento interplanar não é homogêneo, como representado pelas distâncias  $d_1$  e  $d_2$ .

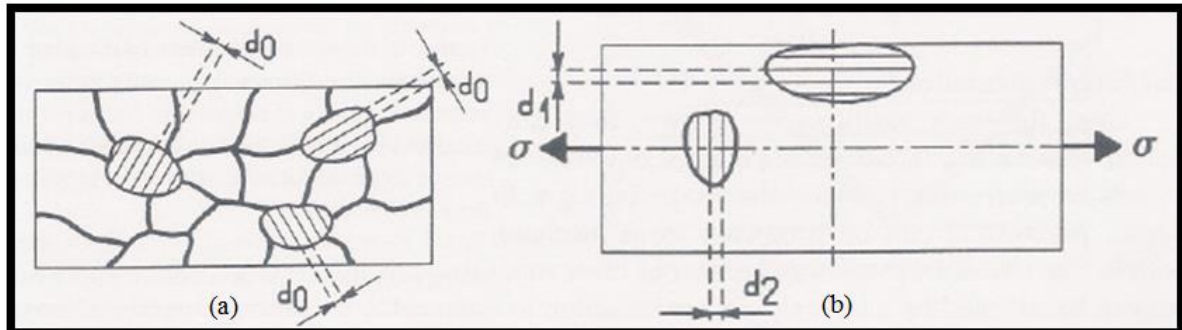


FIGURA 3.7 - Espaçamento interplanar de um material policristalino de granulometria fina: (a) livre de tensões, representado por  $d_0$  e (b) sob tensões, representado por  $d_1 \neq d_2$  (François e Lu, 1996).

Alguns dos problemas que dificultam o uso desta técnica e inviabilizam sua ampla adoção são o alto custo do equipamento e as limitações existentes para a aplicação da técnica em campo (segurança no uso dos instrumentos associados e o fato de a geometria da peça examinada necessariamente possuir uma forma que possibilite a incidência dos raios-X e sua posterior reflexão para o aparelho detector, o que implica que a superfície analisada possua baixa rugosidade).

Há dois arranjos utilizados para a montagem dos dispositivos para a medição de tensões residuais pela técnica de difração de raios X: a chamada geometria Psi e a chamada geometria Ômega. Ambas as geometrias procuram satisfazer o chamado método de múltipla exposição, ou seja, o registro de um conjunto de distâncias interplanares relativas à variação da inclinação da amostra com respeito à sua normal original. Na geometria Psi, é o eixo principal de um goniômetro que varia para fornecer tal relação, enquanto na geometria Ômega, é o eixo destinado ao ângulo teta (também chamado de eixo Ômega) que varia. Ambas as geometrias têm suas vantagens e desvantagens. A principal diferença entre elas é que para aplicação da geometria Psi há necessidade de um goniômetro especial, chamado goniômetro euleriano, enquanto para aplicação da geometria Ômega isso não é necessário. Portanto, qualquer difratômetro pode ser utilizado para medidas de tensão residual via geometria Ômega, ficando a qualidade da medida a cargo das possibilidades de linha de

difração de alto ângulo (geralmente acima de  $140^\circ$ ) na amostra e das possibilidades dos eixos do difratômetro. A FIG. 3.8 ilustra as duas geometrias comentadas (Lu, 2005).

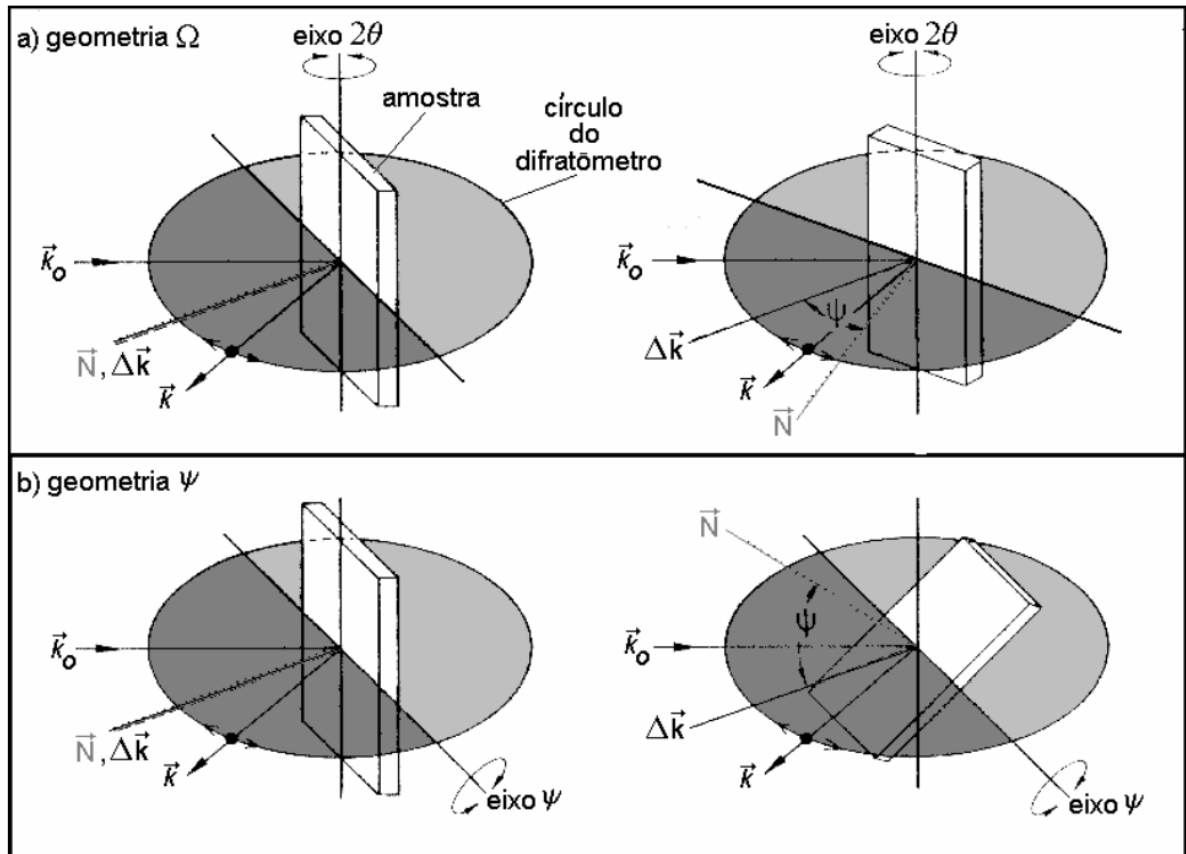


FIGURA 3.8 - Comparação entre os arranjos Ômega e Psi na medição de tensões residuais (Lu, 2005).

#### e) Difração de nêutrons

O método de difração de nêutrons possui princípio físico bem semelhante ao utilizado no método de difração de raios-X. Este método mede indiretamente a deformação elástica em um material policristalino por meio da medição da modificação do espaço interatômico existente entre um estado livre de tensões e outro estado, no qual existam tensões provenientes de um carregamento em serviço ou tensões residuais. A maior vantagem deste método é a maior penetração que pode ser atingida, chegando a 25 mm para aços e até 100 mm para o alumínio (Withers e Bhadeshia, 2001).

O método utiliza como fonte de nêutrons um reator nuclear, o que torna ainda mais difícil sua aplicação em campo, além do alto custo quando comparado a outros

métodos de medição por difração. No entanto, os resultados em laboratório mostram-se muito promissores, chegando-se ao ponto de gerar gráficos tridimensionais da distribuição de deformação para componentes mecânicos. Para a técnica de difração de nêutrons há dois tipos básicos de ensaios:

- ensaios com espectrômetro de cristal, onde um feixe de nêutrons térmicos de todos os comprimentos de onda passa por um cristal monocromático e um único comprimento de onda (tipicamente na faixa de 1-3 Å) é selecionado. A intensidade do feixe espalhado pela amostra é medida em função do ângulo de espalhamento;
- ensaios com difratômetro de tempo de percurso em fontes pulsantes, onde o ângulo de difração é fixado e um feixe contendo uma faixa larga de comprimentos de onda é direcionado para o componente.

Na FIG. 3.9 apresenta-se esquematicamente o sistema de medidas de difração de nêutrons. Os experimentos de medida de deformação consistem na montagem da peça em uma mesa com sistema de coordenadas x, y e z e dois sistemas rotacionais, sendo o alinhamento do sistema de medidas realizado opticamente e com nêutrons. As medidas podem ser realizadas em qualquer localização, bastando posicionar adequadamente a peça em relação ao feixe. A sensibilidade do método depende da definição angular do sistema e do volume de amostra, além de uma boa resolução do difratômetro de nêutrons (Webster, 1992). A partir da medição de deformação por difração pode-se determinar as tensões da amostra utilizando-se a teoria da elasticidade.

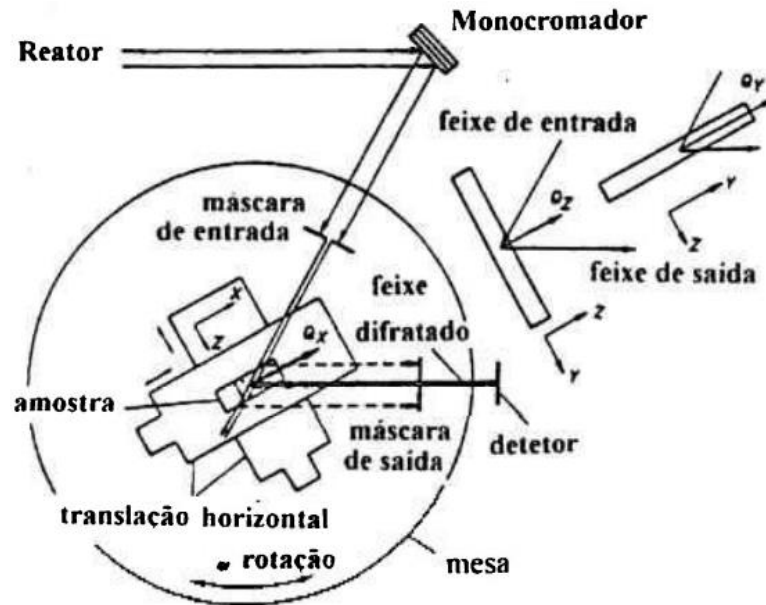


FIGURA 3.9. – Posicionamento de amostra em difratômetro de nêutrons para medidas de deformação nas direções x, y e z. (Soares, 1998).

f) Remoção de camadas

Por este método são extraídas camadas de uma amostra ou peça que contém tensões residuais. A seguir são executadas medições de deformação com o objetivo de relacioná-las com a tensão após a remoção de cada camada. Com a retirada das camadas, as tensões residuais existentes em equilíbrio no interior do material sofrem alteração, modificando a forma da amostra, conforme mostrado na FIG. 3.10. Segundo Jawahir (2011), a partir das deformações registradas são realizados cálculos que levam em consideração fatores tais como a variação da deflexão inicial e final, a variação da deflexão após a retirada das camadas de material, distância até o ponto em que estão sendo medidas as deflexões, a espessura inicial e final da amostra e as propriedades do material em estudo.

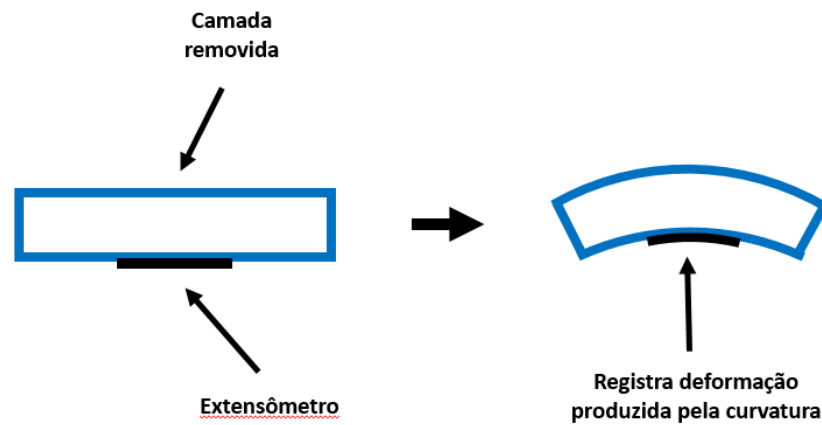


FIGURA 3.10 - Aplicação do método da remoção de camadas (próprio autor).

É mais adequado que a remoção de camadas seja realizada por meio de polimento químico ou eletrolítico para evitar alterações no padrão de tensões residuais original devido à sobreposição de tensões ou aquecimento gerados pela remoção de material (Ruud, 2006) e de acordo com Kandil et al. (2001), as medições da deflexão da amostra podem ser realizadas por meio de extensometria, perfilometria, microscopia ótica ou varredura a laser, sendo esta última não aplicável para medições próximas da superfície.

g) Método do núcleo do anel

Este método emprega um corte em forma de anel com diâmetro entre 15 e 150 mm dependendo da aplicação. A profundidade varia entre 25 e 150 % do diâmetro interno do anel. Na FIG. 3.11 observa-se uma montagem para a medição das tensões residuais pelo método do núcleo do anel; diferentemente do método do furo cego incremental, neste método a roseta circular está posicionada inscrita ao corte em formato de anel.

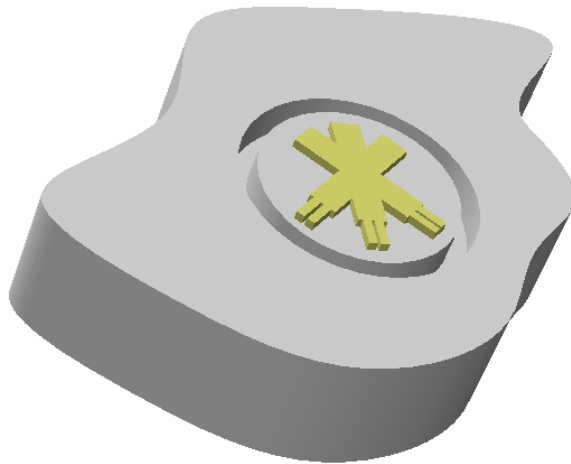


FIGURA 3.11 - Aplicação do método do núcleo do anel (adaptado de Schajer, 1996).

De forma análoga ao método do furo cego, a montagem dos extensômetros em forma de roseta circular é feita para que seja possível medir as três deformações necessárias para determinar o valor e a direção das tensões principais na superfície (Holman e Gajda, 1981).

#### h) Seccionamento

Este método permite determinar as tensões residuais presentes em uma peça por meio do relaxamento das tensões residuais em determinadas regiões em que serão realizadas as medições. Este relaxamento das tensões é efetivado por meio do seccionamento da peça e pode ser realizado em várias regiões até que não haja mais relaxamento das tensões. Em seguida a este relaxamento de tensões, com a amostra devidamente instrumentada com extensômetros, é possível estimar as deformações. Segundo Youssef e El-Hofy (2008), o corte para relaxamento das tensões deve ser feito por um processo que não introduza deformação plástica significativa ou gere calor, de modo que tais efeitos não causem influência nas tensões residuais originais da amostra. Da mesma forma que no processo de remoção de camadas, pode ser utilizado polimento químico ou eletrolítico. A exatidão deste método depende do número de extensômetros aplicados na amostra e seu custo é elevado devido ao procedimento demorado. Conforme o desenho esquemático da FIG. 3.12, os extensômetros devem ser posicionados nas intersecções das linhas pontilhadas.

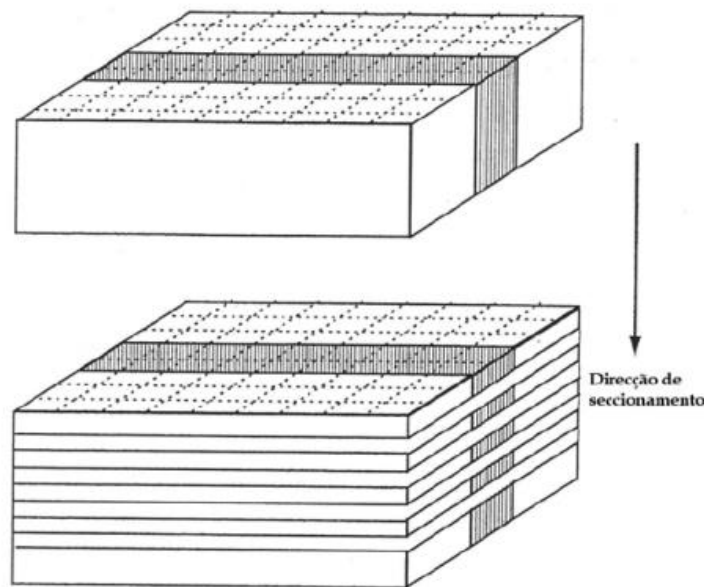


FIGURA 3.12 – Representação esquemática do princípio da técnica do seccionamento (Wihthers e Bhadeshia, 2001).

Existem várias formas de medir as tensões residuais através da espessura pelo método de seccionamento. Os principais métodos empregam relaxamento das tensões ou deformação inerente, que seria a diferença na incompatibilidade entre a fonte da tensão residual e a deformação (Suwanprateeb, 1998). Quando uma amostra livre de tensões está submetida à mudança da temperatura surgem tensões residuais térmicas que também podem ser chamadas de deformações inerentes (Ueda, 1996).

i) Furo cego incremental

Este método consiste na remoção de material por meio da usinagem de um furo com uma fresa de pequeno diâmetro. A medição é realizada com extensômetros que medem o relaxamento das deformações na região tensionada onde o material foi removido. O diâmetro do furo varia de 1 a 4 mm e sua profundidade é geralmente igual ao diâmetro. Esse método é rápido de ser aplicado e normalmente a peça pode ser reaproveitada. Pode-se observar na FIG. 3.13 um exemplo de montagem do método do furo cego incremental, onde nota-se o posicionamento dos extensômetros circunscrito à furação. Os extensômetros são posicionados em forma de roseta circular para permitir a medição das três deformações necessárias para determinar as tensões principais e suas direções na superfície (Holman e

Gajda, 1981). A FIG. 3.14 ilustra a disposição dos extensômetros em forma de roseta circular e seu posicionamento em relação ao furo para a medição das tensões residuais pelo método do furo cego incremental.

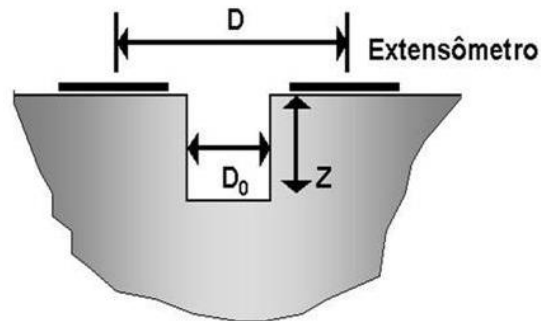


FIGURA 3.13 - Furação e extensômetros posicionados sobre a amostra (adaptado de Schajer, 1996).

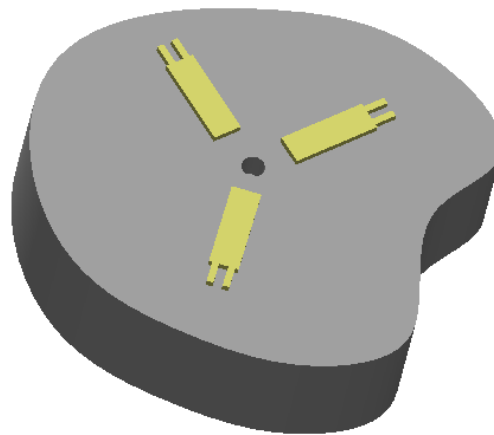


FIGURA 3.14 - Aplicação do método do furo cego incremental (adaptado de Schajer, 1996).

Rossini et al. (2012) afirmam que este método possui as seguintes vantagens: instalação experimental e operação simples, disponibilização do perfil da tensão residual, boa exatidão e repetibilidade, além do fato de os procedimentos de ensaio serem normalizados. Em contrapartida, erros podem ser introduzidos durante a preparação das amostras e a técnica apresenta sensibilidade e resolução limitadas.

### 3.1.2 Princípio e teoria do método do furo cego incremental

A introdução de um furo, mesmo que seja de diâmetro muito reduzido, em um corpo que possua tensões residuais causa o relaxamento destas tensões naquela região (Hyde e Ollerton, 2012). A eliminação das tensões sobre o orifício presente na superfície muda o estado de tensões na região ao furo, fazendo com que as tensões locais sobre a superfície em teste sofram a alteração correspondente. Este princípio é a base para o método do furo passante para a determinação das tensões residuais, proposto inicialmente por Mathar em 1934 (apud ASTM E 837, 2008). Na maioria das aplicações práticas do método, o furo utilizado é cego com uma profundidade máxima aproximadamente igual ao seu diâmetro e pequena em relação à espessura do componente em teste. Infelizmente a geometria do furo cego é suficientemente complexa de modo que nenhuma solução de forma fechada esteja disponível a partir da teoria da elasticidade para o cálculo direto das tensões residuais a partir das deformações medidas - exceto pela introdução de coeficientes empíricos. A solução para este problema pode, no entanto, ser obtida para o caso mais simples, no qual é feito um furo passante em uma placa fina na qual a tensão residual é uniformemente distribuída ao longo da espessura. Devido a este problema, a base teórica para o método deve ser primeiramente desenvolvida para o caso do furo passante e, posteriormente, estendida para a aplicação de furos cegos.

#### 3.1.2.1 Análise do método do furo passante

Na FIG. 3.15 representa-se uma região dentro de uma placa fina sujeita a uma tensão residual uniforme  $\sigma_x$ . O estado de tensão inicial, em qualquer ponto P (R,  $\alpha$ ) pode ser expresso em coordenadas polares conforme as EQ. (3.1), (3.2) e (3.3):

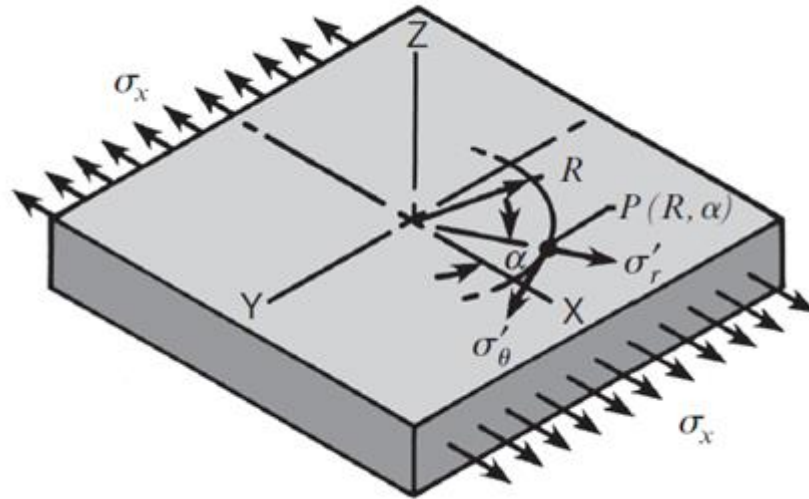


FIGURA 3.15 - Estado de tensões  $P(R, \alpha)$  numa placa fina antes da execução de um furo (TN-509, 2011).

$$\sigma'_r = \frac{\sigma_x}{2} (1 + \cos 2\alpha) \quad (3.1)$$

$$\sigma'_\theta = \frac{\sigma_x}{2} (1 - \cos 2\alpha) \quad (3.2)$$

$$\tau'_{r\theta} = -\frac{\sigma_x}{2} \sin 2\alpha \quad (3.3)$$

Onde  $P$  é um ponto qualquer da placa,  $R$  é o raio do ponto  $P$  ao centro do sistema de coordenadas,  $\alpha$  é o ângulo entre o raio  $R$  e o eixo  $X$ ,  $\sigma'_r$  é a tensão radial em  $P$ ,  $\sigma_x$  é a tensão residual da placa na direção  $X$ ,  $\sigma'_\theta$  é a tensão tangencial em  $P$  e  $\tau'_{r\theta}$  é a tensão de cisalhamento em  $P$ .

Na FIG. 3.16 representa-se a mesma área da placa após a realização de um pequeno furo passante. As tensões na vizinhança do furo são agora bem diferentes, já que as tensões  $\sigma_r$  e  $\tau_{r\theta}$  devem ser iguais a zero em todos os pontos da superfície do furo (Timoshenko e Goodier, apud ASTM E 837, 2008).

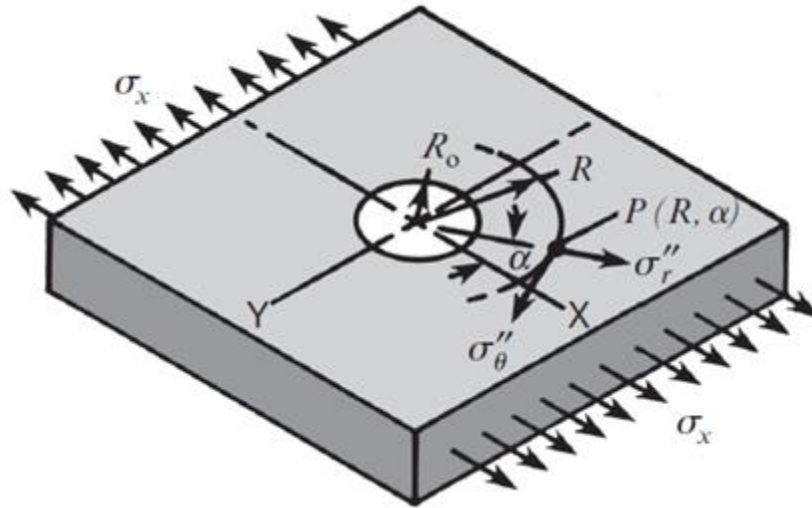


FIGURA 3.16 - Estado de tensões  $P(R, \alpha)$  numa placa fina após a execução de um furo (TN-509, 2011).

Uma solução para este caso foi obtida por Kirsch em 1899, resultando nas EQ. (3.4), (3.5) e (3.6) para as tensões no ponto  $P(R, \alpha)$ :

$$\sigma''_r = \frac{\sigma_x}{2} \left( 1 - \frac{1}{r^2} \right) + \frac{\sigma_x}{2} \left( 1 + \frac{3}{r^4} + \frac{4}{r^2} \right) \cos 2\alpha \quad (3.4)$$

$$\sigma''_\theta = \frac{\sigma_x}{2} \left( 1 + \frac{1}{r^2} \right) - \frac{\sigma_x}{2} \left( 1 + \frac{3}{r^4} \right) \cos 2\alpha \quad (3.5)$$

$$\sigma''_{\theta r} = -\frac{\sigma_x}{2} \left( 1 - \frac{3}{r^4} + \frac{2}{r^2} \right) \sen 2\alpha \quad (3.6)$$

Onde  $r = \frac{R}{R_0}$  ( $R \geq R_0$ ),  $R$  é o raio arbitrário do centro do furo ao ponto  $P$ ,  $R_0$  é o raio do furo,  $\sigma''_r$  é a tensão radial em  $P$ ,  $\sigma''_\theta$  é a tensão tangencial em  $P$  e  $\tau''_{\theta r}$  é a tensão de cisalhamento em  $P$ .

Subtraindo-se as tensões iniciais das tensões finais, tem-se um relaxamento das tensões no ponto  $P(R, \alpha)$  devido à usinagem do furo, conforme EQ. (3.7), (3.8) e (3.9):

$$\Delta\sigma_r = \sigma''_r - \sigma'_r \quad (3.7)$$

$$\Delta\sigma_\theta = \sigma''_\theta - \sigma'_\theta \quad (3.8)$$

$$\Delta\tau_{r\theta} = \tau''_{r\theta} - \tau'_{r\theta} \quad (3.9)$$

Onde  $\sigma''_r$  e  $\sigma''_\theta$  são respectivamente as tensões radial e axial após a usinagem do furo,  $\sigma'_r$  e  $\sigma'_\theta$  são respectivamente as tensões radial e tangencial antes da usinagem do furo,  $\tau''_{r\theta}$  é a tensão cisalhante após a usinagem do furo e  $\tau'_{r\theta}$  é a tensão cisalhante antes da usinagem do furo, todas referentes ao ponto  $P$ .

Substituindo as EQ. (3.1), (3.2), (3.4) e (3.5) nas EQ. (3.7) e (3.8) obtêm-se as expressões completas para as deformações aliviadas para um estado uniaxial de tensões, representadas pelas EQ. (3.10) e (3.11):

$$\varepsilon_r^x = \frac{\sigma_x(1+\nu)}{2E} \left[ \frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \cos 2\alpha + \frac{4}{r^2(1+\nu)} \cos 2\alpha \right] \quad (3.10)$$

$$\varepsilon_\theta^x = \frac{\sigma_x(1+\nu)}{2E} \left[ -\frac{1}{r^2} + \frac{3}{r^4} \cos 2\alpha - \frac{4\nu}{r^2(1+\nu)} \cos 2\alpha \right] \quad (3.11)$$

Onde  $\varepsilon_r^x$  e  $\varepsilon_\theta^x$  são respectivamente as deformações radial e tangencial aliviadas para um estado uniaxial de tensões,  $\nu$  é o coeficiente de Poisson e  $E$  é o módulo de elasticidade do material. As equações anteriores podem ser reescritas de forma mais simples, demonstrando que ao longo de um círculo, em qualquer raio  $R$ , sendo  $R \geq R_0$ , as deformações tangenciais e radiais aliviadas variam de forma senoidal, conforme mostrado pelas EQ. (3.12) e (3.13):

$$\varepsilon_r^x = \sigma_x(A + B \cos 2\alpha) \quad (3.12)$$

$$\varepsilon_\theta^x = \sigma_x(-A + C \cos 2\alpha) \quad (3.13)$$

Onde  $A$ ,  $B$  e  $C$  são coeficientes da equação, cujas definições serão apresentadas a seguir.

Comparando as EQ. (3.12) e (3.13) com as EQ. (3.10) e (3.11), pode-se verificar que os coeficientes  $A$ ,  $B$  e  $C$  têm as definições indicadas pelas EQ. (3.14), (3.15) e (3.16):

$$A = -\frac{1+\nu}{2E} \left( \frac{1}{r^2} \right) \quad (3.14)$$

$$B = -\frac{1+\nu}{2E} \left[ \left( \frac{4}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \right] \quad (3.15)$$

$$C = -\frac{1+\nu}{2E} \left[ -\left( \frac{4\nu}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} + \frac{3}{r^4} \right] \quad (3.16)$$

Entretanto, as tensões aliviadas também podem variar de uma forma complexa com relação à distância do furo. Esta variação é mostrada na FIG. 3.17, onde as tensões são traçadas ao longo os eixos principais, em  $\alpha = 0^\circ$  e  $\alpha = 90^\circ$ .

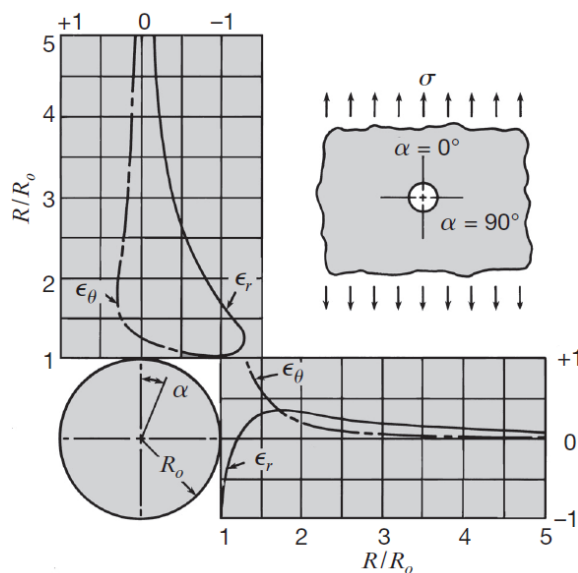


FIGURA 3.17 - Variação das tensões em função da distância ao centro do furo (TN-509, 2011).

Como mostrado na FIG. 3.17, as tensões aliviadas geralmente diminuem à medida que a distância aumenta radialmente em relação ao furo. Devido a isto, é desejável medir as tensões nas proximidades da borda do furo de modo a maximizar os sinais de saída dos extensômetros da roseta circular. Por outro lado, muitos efeitos indesejáveis também são maiores nas proximidades do furo. Estes efeitos, juntamente com algumas considerações de aspectos práticos da aplicação do método de medição das tensões residuais utilizando-se extensômetros, exigem uma atenção especial na escolha do raio ideal ( $R$ ) para a localização dos extensômetros. Estudos analíticos e experimentais realizados por Flaman et al. (1987) estabeleceram um alcance prático de  $0,3 < r < 0,45$ , onde  $r = Ro/R$  e  $R$  é o raio do centro longitudinal dos extensômetros. Pode ser observado pela FIG 3.17 que para  $\alpha = 0^\circ$  (região ao longo do eixo da tensão principal) a deformação radial aliviada ( $\epsilon_r$ ) é consideravelmente maior que a deformação tangencial aliviada ( $\epsilon_\theta$ ) na região de medição. Como resultado, as rosetas circulares compostas por extensômetros para a análise de tensões residuais são normalmente projetadas com redes orientadas radialmente para medir a deformação radial aliviada.

Para este caso, apenas a EQ. (3.17) é diretamente relevante para uma análise mais aprofundada. Também fica evidente pela FIG. 3.17 que a tensão radial aliviada ao longo dos eixos principais é oposta a tensão residual inicial. Isto ocorre porque os coeficientes A e B das EQ. (3.12) e (3.13) são sempre negativos e para  $\alpha = 0^\circ$ ,  $\cos 2\alpha = 1$ . O exemplo anterior considera apenas o caso mais simples, onde a tensão residual é uniaxial. Na prática, no entanto, tensões residuais são frequentemente biaxiais, com valores de tensão principal diferentes de zero. Esta condição pode ser incorporada para uma análise empregando o princípio da sobreposição, a qual é aplicável a um comportamento elástico linear do material. As EQ. (3.1) e (3.2) ainda podem ser aplicadas, com  $\cos 2\alpha$  substituído por  $2\cos(\alpha + 90^\circ)$ , ou  $-\cos 2\alpha$ . Desta forma, a deformação radial aliviada no ponto P ( $R, \alpha$ ) devido a uma tensão residual uniaxial somente na direção Y pode ser escrito como na EQ. (3.17).

$$\epsilon_r^y = \sigma_y(A - B \cos 2\alpha) \quad (3.17)$$

Onde  $\varepsilon_r^y$  é a deformação radial aliviada na direção  $y$  e  $\sigma_y$  é a tensão residual na direção  $y$ .

Utilizando a notação correspondente, a EQ. (3.17) pode ser reescrita como mostra a EQ. (3.18):

$$\varepsilon_r^x = \sigma_x(A + B \cos 2\alpha) \quad (3.18)$$

Onde  $\varepsilon_r^x$  é a deformação radial aliviada na direção  $x$ .

Quando ambas as tensões residuais estão presentes simultaneamente, o princípio da sobreposição permite a adição algébrica das EQ. (3.17) e (3.18), de modo que a expressão geral para a deformação radial aliviada devido a um estado plano biaxial de tensão residual terá a forma da EQ. (3.19).

$$\varepsilon_r = \sigma_x(A + B \cos 2\alpha) + \sigma_y(A - B \cos 2\alpha) \quad (3.19)$$

Onde  $\varepsilon_r$  é a deformação radial aliviada para um estado biaxial de tensões. Ou, de outra forma, pode ser escrita como a EQ. (3.20).

$$\varepsilon_r = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\alpha \quad (3.20)$$

As EQUAÇÕES (3.19) e (3.20) representam a relação básica subjacente ao método de análise de tensão residual por meio de furos passantes. Evidentemente, esta relação deve ser invertida para resolver os dois estados principais de tensões. Uma vez que existem três incógnitas, são necessárias três medidas independentes da tensão radial para obter uma solução completa. Estas três medidas podem ser substituídas sucessivamente na

EQ. (3.19) ou na EQ. (3.20) para produzir as três equações que serão então, resolvidas simultaneamente para as magnitudes e direções das tensões principais. O procedimento comum para medir as tensões aliviadas é a montagem de três sensores de deformação em forma de uma roseta em torno do local do furo antes de sua execução. Tal roseta é mostrada esquematicamente na FIG. 3.18, onde três extensômetros são orientados radialmente, com seus centros distantes um raio  $R$  a partir do centro do furo.

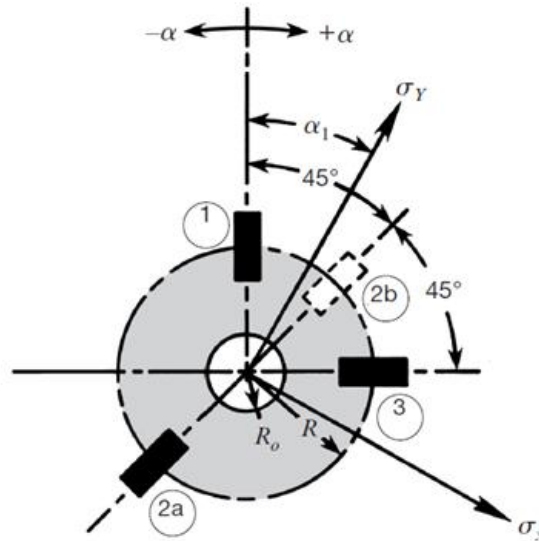


FIGURA 3.18 - Roseta de extensômetros para determinação da tensão residual (TN-503, 2007).

Embora os ângulos entre os extensômetros possam ser arbitrários, porém conhecidos, um incremento angular de  $45^\circ$  conduz a expressões analíticas mais simples e por isto tornou-se o padrão para as rosetas utilizadas para a medição de tensões residuais. Tal como indicado na FIG. 3.18,  $\alpha_1$  é o ângulo agudo entre o eixo principal mais próximo e o extensômetro 1, enquanto  $\alpha_2 = \alpha_1 + 45^\circ$  e  $\alpha_3 = \alpha_1 + 90^\circ$ , com ângulos positivos medidos na direção de numeração dos extensômetros. Nota-se que a direção da numeração para o tipo de roseta mostrado na FIG. 3.18 tem sentido horário. Para o extensômetro número 2, embora esteja fisicamente na posição 2a, seu posicionamento seria mais eficaz na posição 2b. Para aplicações de uso geral a localização 2a é geralmente preferida, porque minimiza os possíveis erros causados por qualquer excentricidade do furo usinado. Quando o espaço para a roseta circular é limitado, como no caso da medição da tensão residual próxima de uma solda, a localização 2b possibilita o posicionando do furo mais próximo à área de interesse.

A EQ. (3.20) pode agora ser desenvolvida em três equações, uma para cada extensômetro da roseta circular, conforme representado pelas EQ. (3.21), (3.22) e (3.23):

$$\varepsilon_1 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2\alpha_1 \quad (3.21)$$

$$\varepsilon_2 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2(\alpha_1 + 45^\circ) \quad (3.22)$$

$$\varepsilon_3 = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y) \cos 2(\alpha_1 + 90^\circ) \quad (3.23)$$

Onde  $\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_2$  e  $\varepsilon_3$  são as deformações radiais aliviadas medidas pelos extensômetros 1, 2 e 3 respectivamente e  $\alpha_1$  é o ângulo entre o eixo principal mais próximo e o extensômetro 1. Quando as EQ. (3.21), (3.22) e (3.23) são resolvidas simultaneamente para a direção das tensões principais, os resultados podem ser expressos na forma das EQ. (3.24), (3.25) e (3.26):

$$\sigma_{max} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4A} - \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2} \quad (3.24)$$

$$\sigma_{min} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4A} + \frac{1}{4B} \sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2} \quad (3.25)$$

$$\tan 2\alpha_1 = \frac{\varepsilon_1 - 2\varepsilon_2 + \varepsilon_3}{\varepsilon_3 - \varepsilon_1} \quad (3.26)$$

Onde  $\sigma_{max}$  e  $\sigma_{min}$  são respectivamente as tensões principais, mínima e máxima e  $\alpha_1$  é o ângulo entre o eixo principal mais próximo e o extensômetro número 1 (na direção da numeração dos extensômetros, se positivo; ou o oposto, se negativo).

As EQ. (3.24), (3.25) e (3.26) são muito semelhantes com as relações de redução de dados para rosetas convencionais, mas as diferenças são significativas. Os coeficientes  $A$  e  $B$  não só incorporam as propriedades elásticas do material de ensaio, como também refletem a atenuação severa das tensões iniciais em relação ao estado de tensões relaxado.

Os sinais entre os termos nas EQ. (3.24) e (3.25) são opostos em relação às equações para rosetas convencionais. Isto ocorre porque  $A$  e  $B$  são sempre negativos. Assim, desde que a EQ. (3.24) seja algebricamente maior do que a EQ. (3.25), a primeira deve representar o máximo valor de tensão principal. A EQ. (3.26) é idêntica àquela para uma roseta retangular de três elementos, mas deve ser interpretada diferentemente para determinar qual tensão principal é a que se refere o extensômetro número 1.

As seguintes regras podem ser utilizadas para esta finalidade:

$$\varepsilon_3 > \varepsilon_1 : \alpha_1 \text{ se refere a } \sigma_{max}$$

$$\varepsilon_3 < \varepsilon_1 : \alpha_1 \text{ se refere a } \sigma_{min}$$

$$\varepsilon_3 = \varepsilon_1 : \alpha_1 = \pm 45^\circ$$

$$\varepsilon_2 < \varepsilon_1 : \alpha_{1max} \text{ em } + 45^\circ$$

$$\varepsilon_2 > \varepsilon_1 : \alpha_{1max} \text{ em } - 45^\circ$$

Cuidadosa consideração também deve ser dada à determinação dos valores apropriados para os coeficientes  $A$  e  $B$ . Tal como definida algebricamente nas EQ. (3.14), (3.15) e (3.16), elas aplicam-se somente quando as condições impostas pela solução de Kirsch (1989) são atendidas. Esta solução dá a distribuição de tensões em pontos com coordenadas  $(R, \alpha)$  em torno de um furo passante numa chapa fina e larga, submetida a um plano de tensões uniforme. No entanto, a comparação entre as FIG. 3.18 e 3.17 mostra que, uma vez que a malha de extensômetros na roseta tem área finita, eles registram diferentes distribuições de tensões, tais como representadas na FIG. 3.18. Assim, a saída de cada extensômetro tende a representar a tensão média ao longo da área da malha. Além disso, devido às redes serem geralmente compostas de linhas paralelas, as linhas que não estiverem diretamente sobre a linha central numa orientação radial não serão radiais. Portanto, os extensômetros são sensíveis tanto à tensão tangencial, como à tensão radial. Como resultado, os valores mais precisos para os coeficientes podem ser obtidos pela integração das EQ. (3.10) e (3.11) ao longo das áreas da respectiva malha de extensores. Os coeficientes assim

determinados, que representam uma área de tensões finita são designados aqui por  $\bar{A}$  e  $\bar{B}$  para distingui-los dos valores de cada ponto, como definido pelas EQ. (3.14), (3.15) e (3.16). Um método alternativo para a obtenção de  $\bar{A}$  e  $\bar{B}$  é mensurá-los por calibração experimental. Quando se empregam rosetas convencionais para a análise experimental de tensões, geralmente é recomendado que as medições de deformação sejam corrigidas para a sensibilidade transversal dos extensômetros. Relações de correção para este fim são indicadas na nota técnica TN-509 (2011). Estas relações não são diretamente aplicáveis à tensões aliviadas medidas com uma roseta de tensões residuais pelo método do furo passante. No caso de tensões residuais, cada extensômetro da roseta está efetivamente em uma posição diferente num campo de tensões variáveis. Como resultado, o alívio de tensões axial e transversal aplicados a cada extensômetro não estão relacionados da mesma maneira que num campo de tensões uniforme. Rigorosa correção requer a avaliação do coeficiente  $C$ , tanto para o furo passante como para o furo cego. Devido ao precedente e ao fato da sensibilidade transversal das rosetas de tensões residuais ser caracteristicamente muito baixa (cerca de 1%), não se considera necessário corrigir para a sensibilidade transversal. Kabiri (1984) demonstrou que o erro devido ao fato de ignorar a sensibilidade transversal (no caso de tensão residual uniaxial) é insignificante em comparação às incertezas ainda existentes na medição (TN-503, 2007).

### 3.1.2.2 Análise do método do furo cego

A base teórica para o método do furo passante foi desenvolvida a partir de um pequeno furo usinado numa placa fina e plana, submetida a um carregamento uniforme de tensões. Tal configuração está longe de ser utilizada num teste prático, uma vez que uma peça de máquina ou um componente estrutural que necessitem de uma análise de tensões residuais podem ter qualquer tamanho ou forma. Devido a isto, um furo superficial cego é utilizado na maioria das aplicações. A introdução de um furo cego em um campo de tensão plana produz um estado de tensão local muito complexo, para o qual uma solução exata ainda não está disponível a partir da teoria da elasticidade. Felizmente, Rendler e Vigness (1966) demonstraram que este caso se aproxima bastante da condição geral da distribuição de tensões. Assim, as tensões aliviadas devido à perfuração do furo cego ainda variam

senoidalmente ao longo de um círculo concêntrico ao furo, da maneira descrita pelas EQ. (3.9) e (3.10). Segue-se então, que estas equações, bem como a redução de dados das EQ. (3.11), são igualmente aplicáveis para a execução do método do furo cego quando coeficientes adequados  $\bar{A}$  e  $\bar{B}$  são empregados. Uma vez que estes coeficientes não podem ser calculados diretamente a partir de considerações teóricas, eles devem ser obtidos por meios empíricos, isto é, por calibração experimental ou por procedimentos numéricos, como a análise de elementos finitos. Vários investigadores (Flaman et al., 1987; Ajovalasit, 1979; Beaney e Procter, 1974) publicaram estudos sobre o uso de elementos finitos para a análise de tensões residuais pelo método do furo cego. Os mais recentes coeficientes desenvolvidos por Schajer (1981) foram incorporados à norma ASTM E 837 (2008). O programa de computador *H-drill* (Vishay Precision Group) empregado no presente trabalho utiliza esses coeficientes. Em comparação com o procedimento para o furo passante, a análise do furo cego envolve uma variável independente adicional, qual seja a relação adimensional  $Z/D$  mostrada na FIG. 3.19.

Para qualquer estado inicial de tensão residual e um diâmetro fixo do furo, as tensões aliviadas geralmente aumentam (em uma taxa decrescente) à medida que a profundidade do furo é aumentada. Portanto, a fim de maximizar os sinais de tensão, o furo é normalmente usinado a uma profundidade correspondente a, pelo menos,  $Z/D = 0,4$ . As tensões foram normalizadas, neste caso, a 100% em  $Z/D = 0,4$ . Os dados incluem resultados experimentais de Rendler e Vigness (apud ASTM E 837, 2008) que demonstram a maneira pela qual a função alívio de tensão é afetada pela proporção entre diâmetro do furo e diâmetro do círculo da roseta ( $D_o/D$ ). Ambos os casos envolvem tensões planas uniformes uniaxiais, em amostras de espessura fina em comparação com a profundidade máxima do furo.

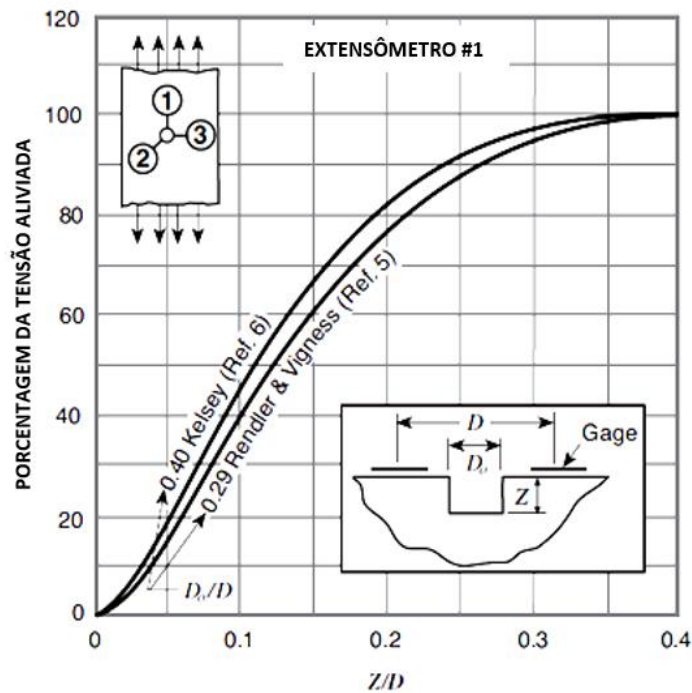


FIGURA 3.19 - Tensão residual em função da distância do raio do furo ao diâmetro da roseta (TN-503, 2007).

Assim, de forma generalizada, os coeficientes podem ser expressos pelas EQ. (3.27) e (3.28):

$$\bar{A} = f_A(E, \nu, r, Z/D) \quad (3.27)$$

$$\bar{B} = f_B(E, \nu, r, Z/D) \quad (3.28)$$

Onde  $E$  é o módulo de elasticidade do material,  $\nu$  é o coeficiente de Poisson do material,  $r$  é a razão entre o raio do ponto de medição da tensão ao centro do furo cego e o raio do furo cego,  $Z$  é a profundidade do furo e  $D$  é o diâmetro da roseta de extensômetros.

As curvas mostradas na FIG. 3.19 são consideradas representativas para a resposta a ser esperada quando a tensão residual é uniforme em toda a profundidade do furo. Uma contribuição importante do trabalho de Rendler e Vigness (apud ASTM E 837, 2008) é a demonstração de que para qualquer conjunto de propriedades do material (módulo de

elasticidade e coeficiente de Poisson) os coeficientes  $\bar{A}$  e  $\bar{B}$  são funções geométricas simples e assim constantes para todos os casos geometricamente semelhantes. Isto significa que, uma vez que os coeficientes forem determinados para uma configuração especial de roseta, o tamanho da roseta pode ser dimensionado e os mesmos coeficientes ainda se aplicarão quando o diâmetro e profundidade do furo estiverem dimensionados de forma semelhante (assumindo se tratar do mesmo material).

### 3.1.3 Alterações microestruturais

Há diversas técnicas disponíveis para se observar a estrutura dos aços e ferros fundidos em escala microscópica. Para um grande grupo de técnicas em que se observa a microestrutura através de seções, as técnicas de preparação de amostras são muito semelhantes. A técnica de observação mais comum dentre as técnicas existentes para a observação da microestrutura dos aços é a técnica que utiliza a microscopia ótica. A ampliação máxima de observação possível com esta técnica é da ordem de 1400 vezes, embora existam microscópios óticos que possuam ampliação superior a esta. No entanto, na maioria das vezes, estes aumentos não trazem informações adicionais significativas. Outra limitação da microscopia ótica está na profundidade do foco, que pode variar de 200 nm a 8  $\mu$ m dependendo do aumento com que se estiver trabalhando. Quanto maior a ampliação de observação utilizada, menor será a profundidade do foco, o que implica na necessidade de se trabalhar com amostras de superfícies perfeitamente planas e alinhadas perpendicularmente ao eixo de observação do microscópio.

A microscopia ótica trabalha com o princípio da reflexão da luz visível: após esta luz incidir sobre a amostra é refletida para o observador. Diferentes técnicas de iluminação podem ser utilizadas, sendo que a mais comum é a iluminação paralela ao eixo do microscópio. Outra forma de iluminação é a inclinada, muito usada para destacar alguns aspectos da estrutura da amostra ou para alterar a forma como o contraste é percebido. Estas técnicas de iluminação proporcionam imagens claras das regiões da amostra não atacadas pelo reagente e das regiões planas, sendo que as regiões não planas e as atacadas pelo reagente resultarão em imagens escuras. Existem também, objetivas que iluminam obliquamente a superfície do corpo de prova com um feixe de luz cônico. Esta técnica é

denominada de iluminação de campo escuro, pois os raios luminosos que incidem nas áreas polidas da amostra não serão refletidos para dentro da objetiva, formando áreas escuras. As áreas atacadas pelo reagente, os poros, as trincas, que são regiões que não refletem luz, aparecerão claras ou mesmo brilhantes.

Diferentemente da microscopia ótica, onde principalmente a luz visível interage com a amostra e permite a observação do relevo da amostra, na microscopia eletrônica é utilizado um elevado número de fenômenos resultantes da interação entre elétrons e metais para se extrair as informações sobre a amostra. No microscópio eletrônico de varredura (MEV), uma área relativamente grande da amostra pode ser observada por um feixe de elétrons de diâmetro que varia de 1nm a 1  $\mu$ m conforme o tipo de observação realizado. Este feixe de elétrons varre a superfície da amostra e simultaneamente são gerados sinais que são coletados por detectores do microscópio, para em seguida serem apresentados em uma tela, que possui uma varredura em sincronia com a varredura realizada pelo feixe de elétrons sobre a amostra. O aumento apresentado pelo microscópio é a relação entre a dimensão varrida pelo feixe e a dimensão varrida na tela. Pode-se observar na FIG. 3.20 o esquema de funcionamento de um microscópio eletrônico de varredura, onde é representada uma fonte geradora do feixe de elétrons que é focalizado e colimado por diversas lentes e aberturas. O campo magnético produzido por bobinas de reflexão direciona o feixe de elétrons, possibilitando a varredura da amostra e a geração de sinais, os quais são utilizados para modular o sistema de varredura sincronizado com a varredura da amostra.

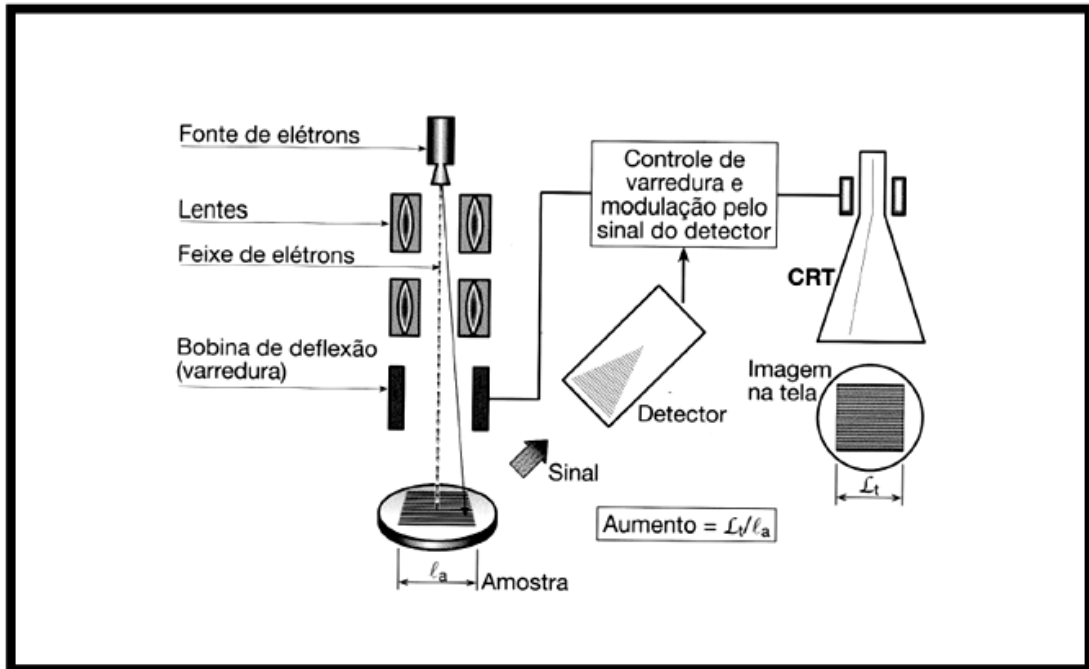


FIGURA 3.20 - Esquema de funcionamento de um microscópio eletrônico de varredura (adaptado de Deonísio, 2004).

### 3.1.4 Variação de microdureza

Um ensaio mecânico pode ser definido como a observação do comportamento mecânico de um material quando submetido à ação de agentes externos, como forças e outros. Estes ensaios devem ser executados sob condições padronizadas, definidas geralmente por normas ou procedimentos, para garantir que os resultados obtidos estejam dentro de uma determinada faixa de confiabilidade para os mais diversos materiais ensaiados e possibilitem que estes possam ser facilmente comparados. Dentre os ensaios mecânicos, o ensaio de dureza possui extrema importância, pois fornece inúmeras informações sobre o material, o que permite trabalhar com maior confiabilidade e obter maior longevidade do mesmo (Tsui e Joo, 2001).

No século XVII, como a construção dos objetos se dava de modo essencialmente artesanal, não se conhecia um controle de qualidade regular dos produtos fabricados. Avaliava-se a qualidade de uma lâmina de aço ou a dureza de um martelo simplesmente pelo próprio uso (Claassen e Chynoweth, 1987).

A definição de dureza de um material é um conceito relativamente complexo e que possibilita diferentes interpretações. Nos dicionários encontra-se o termo dureza definido como a qualidade ou o estado de duro, de rijeza. O termo duro é por sua vez definido como algo difícil de penetrar ou de riscar; consistente, sólido. Entretanto, estas definições não caracterizam o que é dureza para todas as situações, pois o conceito de dureza assume um significado diferente conforme o contexto em que é empregado (Souza, 1974).

Apesar das diversas definições, é consenso que um material com grande resistência à deformação plástica também possui alta resistência ao desgaste, alta resistência ao corte e é difícil de ser riscado, sendo desta forma duro em qualquer das situações acima descritas. Os ensaios de dureza são realizados com maior frequência do que qualquer outro ensaio mecânico, pois são simples, mais baratos e não comprometem funcionalmente a peça ensaiada (Qian et al., 2005).

#### 3.1.4.1 Microdureza Vickers

Antigamente a forma utilizada para se estimar a dureza de pedras preciosas era atritá-las a uma lima. Porém os ensaios de dureza tiveram um avanço excepcional a partir do século XX, quando em 1925 Smith e Sandland abriram caminho para a determinação de microdureza a partir do ensaio de dureza Vickers.

A microdureza é a medida da dureza de formações microscópicas. Este tipo de teste é utilizado quando temos apenas uma seção do corpo de prova, tal como a análise da camada cementada de uma amostra. Com ele podemos definir o perfil de variação de dureza em relação à distância, como por exemplo, das camadas subsuperficiais à superfície de uma amostra e com isso traçar suas propriedades mecânicas.

O ensaio de microdureza está relacionado a cargas pequenas aplicadas por meio de um penetrador no equipamento de microdureza. A microdureza Vickers envolve o mesmo procedimento prático que o ensaio Vickers, porém utiliza cargas menores que 1 kgf. O procedimento de teste é semelhante ao ensaio Vickers, exceto que é feito em escala microscópica, com instrumentos mais precisos.

A medição da microdureza Vickers se fundamenta na resistência oferecida pelo material à penetração de uma pirâmide de diamante de base quadrada, com ângulo de 136° entre as faces e atuando sob a ação de uma carga conhecida. O valor da microdureza Vickers, representada por (HV) é o quociente da carga aplicada “F”, pela área de impressão

“A” deixada no corpo ensaiado (Souza, 1974). A partir da FIG. 3.21 pode-se observar a forma de medição da microdureza Vickers.

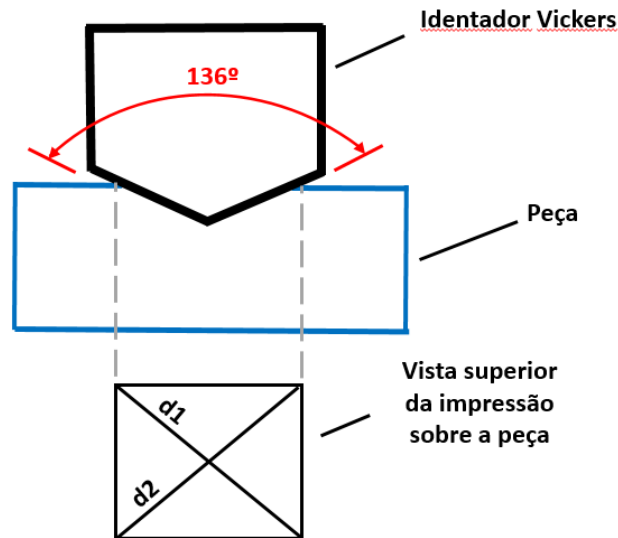


FIGURA 3.21 - Medição da dureza Vickers (próprio autor).

O equipamento que faz o ensaio de microdureza Vickers não fornece o valor da área de impressão da pirâmide, mas permite obter, por meio de um microscópio acoplado, as medidas das diagonais formadas pelos vértices opostos da base da pirâmide. Conhecendo as medidas das diagonais e a sua média ( $d$ ), é possível calcular a microdureza Vickers conforme representado pela EQ. (3.29), (Souza, 1974).

Visando minimizar este erro, surgiram os primeiros processos de automatização para a medição da dureza. Sugimoto et al. (1997) desenvolveram um método de medição da área da impressão através da análise de imagens. Desse modo, a área da impressão deixada pelo penetrador sobre o material pode ser calculada automaticamente e com maior exatidão, mesmo em superfícies não totalmente polidas.

$$HV = \frac{2F \text{sen}(136^\circ/2)}{d^2} \quad (3.29)$$

Onde, HV é a dureza Vickers, F é a carga aplicada (kgf) e  $d$  é a média aritmética das diagonais medidas ( $d1$  e  $d2$ ).

Diferentes ajustes de cargas resultam praticamente no mesmo valor de dureza para materiais uniformes. Isto é muito conveniente, pois evita a mudança arbitrária de escala com outros métodos de medição de dureza. Leituras extremamente precisas podem ser obtidas no teste Vickers, além da vantagem de utilizar apenas um tipo de penetrador para todos os tipos de metais e superfícies. O teste é aplicável a uma vasta gama de materiais, dos mais macios aos mais duros, com ampla faixa de ajuste de cargas. Uma desvantagem deste método é o equipamento de medição, que possui maior porte e maior valor que os correspondentes equipamentos para os testes de dureza Brinell e Rockwell.

Como todos os métodos desenvolvidos para determinação de propriedades, a medição de dureza Vickers também possui uma margem de erro que está relacionada mais estreitamente com a habilidade do operador em obter os valores das diagonais que serão posteriormente utilizadas para o cálculo da dureza. O parâmetro “habilidade do operador” apresenta uma influência significativa no resultado final da medida. Por essa razão, torna-se importante o desenvolvimento de uma metodologia que não seja influenciada pela capacidade de observação e interpretação do operador (Podchibiakin, 2003).

Por constituir um método de baixo custo e de relativa rapidez para a quantificação das propriedades mecânicas dos materiais, os ensaios de dureza são atualmente muito empregados em pesquisas e para o controle da qualidade de diversos tipos de materiais.

### 3.1.5 Influência dos parâmetros de fresamento sobre as alterações subsuperficiais

A variação dos parâmetros velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de usinagem, bem como a utilização ou não de fluido de corte na operação de fresamento influenciam diretamente sobre qualquer operação de usinagem (Machado et al., 2009). Além de causar impacto na taxa de produção e na taxa de desgaste das ferramentas de corte, a intensidade destes fatores também exerce influência sobre o componente usinado, modificando suas características superficiais e as subsuperficiais (El-Wardany et al., 2000-a). Entre as características superficiais alteradas pode-se citar a rugosidade, as marcas deixadas pela ferramenta de corte, rebarbas, riscos, entre outras. As características subsuperficiais influenciadas nas diversas camadas abaixo da superfície abrangem a indução

de tensões ao componente usinado, alterações na microestrutura do material e também modificação em seu perfil de dureza.

Na FIG. 3.22 é mostrado um desenho esquemático na visão dos pesquisadores Degner e Schmaltz (apud Boehs, 1992) sobre as camadas abaixo da superfície para peças produzidas através de operações de usinagem. A camada limite externa (segundo Schmaltz) ou as camadas 1 e 2 (segundo Degner) é onde ocorrem as reações químicas (adsorção, oxidação etc) num corpo recém usinado. Logo abaixo, na camada limite interna (3 a 5), encontra-se a região que sofre transformações metalúrgicas e deformações plásticas causadas pela ação da ferramenta de corte e da variação da temperatura que ocorrem durante a usinagem. Segundo Hashimoto (2006), a intensidade das transformações metalúrgicas e das deformações plásticas, são reduzidas gradativamente ao se distanciar da superfície usinada, até um ponto onde não são mais perceptíveis.

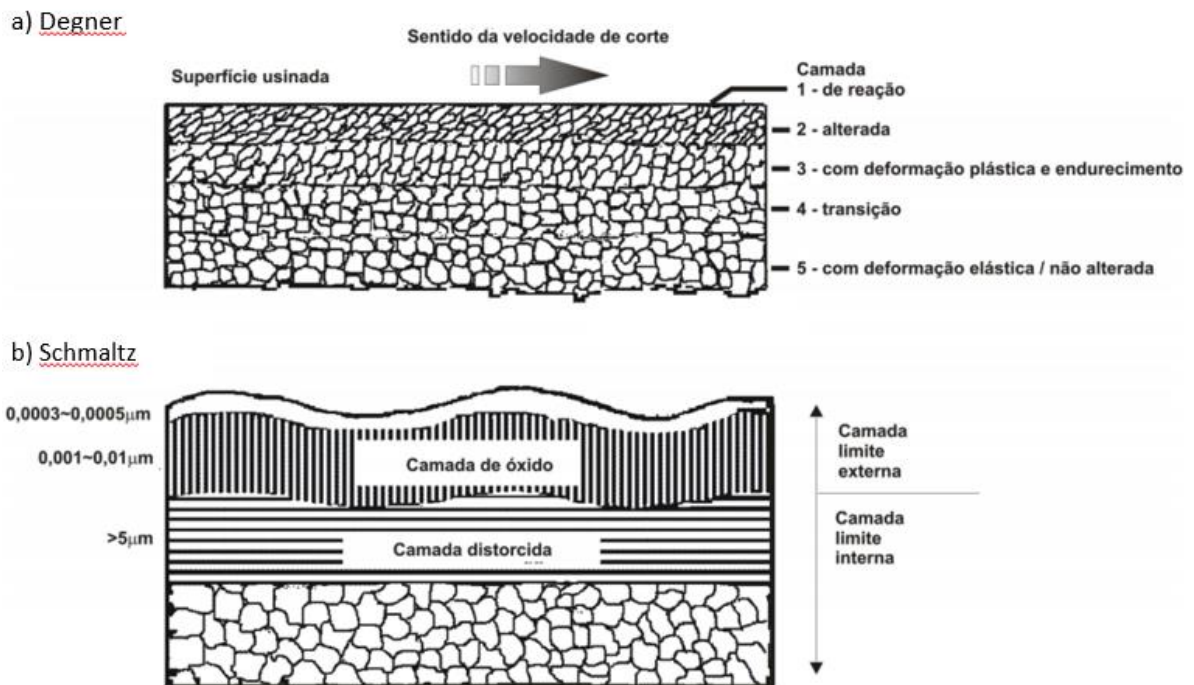


FIGURA 3.22 – Camadas subsuperficiais de componentes usinados (Degner e Schmaltz apud Boehs, 1992).

### 3.1.5.1 Tensões residuais

Nas operações de usinagem de componentes metálicos, a camada superficial e as sucessivas camadas subsuperficiais apresentam tensões residuais induzidas pelas operações. Field et al. (1977) observaram que após o fresamento do aço AISI 4340 havia tensões residuais de tração na região mais próxima à superfície, passando a tensões residuais de compressão nas camadas subsequentes, chegando a um equilíbrio das tensões em camadas localizadas a alguns décimos de milímetro da superfície, conforme pode ser observado na FIG. 3.23.

Este fato é devido ao aporte térmico e à ação mecânica, que ocorrem principalmente na camada superficial da peça em usinagem, provocando elevação de sua temperatura com conseqüente dilatação térmica (Chiaverini, 1986). As camadas abaixo da superfície não sofrem os mesmos efeitos térmicos da camada superficial, porém são forçadas a uma expansão devido à dilatação térmica da camada da superfície. Após o reequilíbrio das temperaturas a camada superficial tende a se contrair, mas encontra resistência mecânica das camadas subsuperficiais deformadas plasticamente. Desta forma a camada superficial permanece sujeita a tensões de tração impostas pelas camadas subsuperficiais expandidas, enquanto as camadas subsuperficiais são forçadas pela camada da superfície, que tende a se contrair, apresentando tensões de compressão. À medida que as camadas se afastam da superfície em profundidade, estes efeitos têm menor intensidade contribuindo para que as tensões tenham a tendência de se estabilizarem. Com o aumento do desgaste da ferramenta, há um aumento da profundidade da zona afetada e conseqüentemente, da intensidade das tensões residuais de compressão. Isto ocorre provavelmente devido ao aumento da força passiva, que é proporcional ao desgaste da ferramenta.

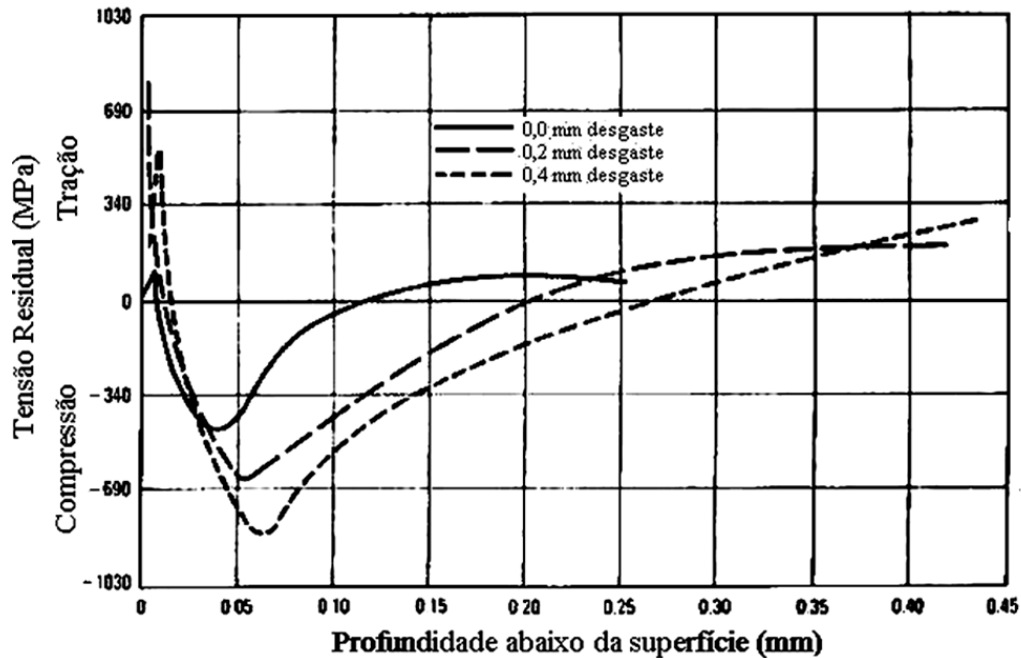


FIGURA 3.23 - Distribuição das tensões no aço AISI 4340, temperado e revenido após o fresamento de topo (Field et al., 1977).

Nasr et al. (2007), afirmam que a condutividade térmica do material é o fator que mais afeta a espessura da camada sujeita a tensões residuais de tração, isto é, quanto maior a condutividade térmica, maior a espessura da camada afetada.

Além disso, o efeito do desgaste da ferramenta de corte pode provocar a intensificação deste fenômeno porque à medida que a aresta da ferramenta se desgasta, maiores serão os esforços envolvidos no corte, com conseqüente aumento do aporte térmico, fazendo com que os efeitos da temperatura sejam sentidos por camadas cada vez mais distantes da superfície usinada.

Distribuições de tensões similares as encontradas por Field et al. (1977) foram observadas por Chevrier (2003) e Liang e Su (2007) em seus trabalhos. Chevrier (2003) estudou a integridade superficial no aço baixa liga AISI 4140 fresado com alta velocidade de corte. A intenção foi avaliar os efeitos da profundidade de usinagem na integridade superficial e as tensões residuais. O único parâmetro de usinagem alterado durante o experimento foi a profundidade de usinagem ( $a_p$ ), que sofreu alteração entre 1 mm e 4 mm. A amostra fresada com profundidade de usinagem de 4 mm apresentou acabamento inferior às demais. Paralelamente, foram realizadas medições das tensões residuais utilizando o método de difração de raios-X e segundo os autores foram encontrados diferentes gradientes

de tensões residuais para variações da profundidade de corte entre 1 e 3,5 mm. Em todos os resultados foram encontradas tensões residuais de tração nas regiões próximas à superfície fresada e tensões residuais de compressão nas camadas subsuperficiais. Ainda segundo os autores, as tensões residuais de tração ocorreram devido às altas temperaturas geradas no processo de corte.

Liang e Su (2007) simularam o comportamento das tensões residuais no corte ortogonal dos aços baixa liga AISI 4340 e inoxidável 316 L com base em um modelo analítico, considerando parâmetros de corte, condições de usinagem e as propriedades dos materiais. Para validação do método foram realizadas comparações entre as tensões residuais medidas experimentalmente e as tensões residuais determinadas por algoritmos desenvolvidos, sendo constatada similaridade entre os perfis de tensão residual medidos experimentalmente e determinados analiticamente. Foram traçados perfis da distribuição das tensões residuais variando-se o avanço, a profundidade de usinagem e o raio de ponta da ferramenta e os resultados mostraram que quanto maior o raio de ponta da ferramenta, maior serão as tensões de tração na superfície devido à maior área de contato entre a ponta da ferramenta e a peça. Também foi verificado que com o aumento do avanço obteve-se tensões residuais de compressão de maior intensidade na região subsuperficial do componente usinado.

No decorrer dos anos, inúmeros trabalhos de pesquisa na área das tensões residuais foram realizados, no entanto, a avaliação dos estados de tensões residuais ainda é tarefa complexa e, muitas vezes, controversa, devido ao grande número de fatores que devem ser considerados em sua medição (König et al., 1993). Tensões residuais podem ter um efeito positivo ou negativo sobre o comportamento de componentes ou estruturas. Quando as tensões residuais atuam no mesmo sentido das tensões aplicadas externamente ao componente, a tensão resultante é ainda mais crítica e pode levar à falha do componente. Por outro lado, quando as tensões residuais agem de forma a reduzir as tensões externas aplicadas, elas serão benéficas e conseqüentemente, serão usadas na fabricação dos mais diversos componentes.

Lau et al. (1991) desenvolveram um método simples para eliminar a tensão residual de tração geralmente proveniente da operação de retificação. Este método consiste do pré-tensionamento da peça a ser retificada, de forma a manter induzida uma tensão residual de compressão à peça durante sua retificação. Desta forma as tensões residuais de

tração, induzidas pela operação de retificação, serão sobrepostas à tensão de compressão a que a peça está sujeita e o resultado será uma tensão residual nula.

Nos experimentos realizados por Rao e Shin (2001) para análise da integridade superficial e sua relação com a tensão residual, amostras de liga de alumínio 7075-T6 sofreram fresamento de topo a altas velocidades com ferramentas de corte de metal duro e de diamante, variando-se os parâmetros: velocidade de corte, avanço por dente e profundidade de usinagem. Segundo os autores, as tensões residuais predominantes ao longo da espessura da amostra foram tensões de compressão, sendo que seus valores máximos foram encontrados a 40  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície usinada. A explicação para este fato deve-se ao atrito intermitente entre a ferramenta e a peça, característico do processo de fresamento, que reduz o acúmulo de energia térmica levando a deformações plásticas a frio. Os resultados mostram que com o aumento do avanço por dente têm-se tensões residuais de compressão de maior intensidade. Já as tensões residuais de tração diminuem com o aumento da velocidade de corte e profundidade de usinagem.

### 3.1.5.2 Alterações microestruturais

Há relatos da ocorrência de diversos tipos de danos na subsuperfície usinada. El-Wardany et al. (2000-b) mencionam desde trincas, vazios devidos a defeitos do material, deformações plásticas, além de alterações nas camadas internas da superfície usinada, tais como alterações de dureza, tensões residuais e camada branca.

O termo camada branca deve-se à coloração branca apresentada por esta camada na microscopia óptica. Na literatura, camada branca refere-se a uma camada dura e frágil formada em materiais ferrosos usinados sob variadas condições de corte. A primeira referência à presença da camada branca foi feita em 1912 por Stead. A espessura típica encontrada na literatura é da ordem de 10  $\mu\text{m}$ , podendo variar conforme a condição de corte (Bosheh e Matinvega, 2005). Há ao menos três teorias que explicam o mecanismo de formação da camada branca, as quais podem ser resumidas em:

- mecanismo de escoamento plástico;
- mecanismo de aquecimento e revenimento;

- mecanismo de reação da superfície com o ambiente, tais como nitretação, carbonetação e sulcamento por oxidação.

Quando as forças atuantes no processo de usinagem excedem a tensão média de escoamento do material, a estrutura do material é deformada e tal evento é denominado deformação plástica (Shaw, 2005). Há casos em que a deformação de cisalhamento na superfície afeta os grãos adjacentes; neste caso não é possível definir nenhum tipo de estrutura e o fenômeno recebe o nome de camada branca de deformação plástica, como pode ser observado na FIG. 3.24, onde a camada branca formada descreve o perfil do raio de ponta da ferramenta em contato com a peça.

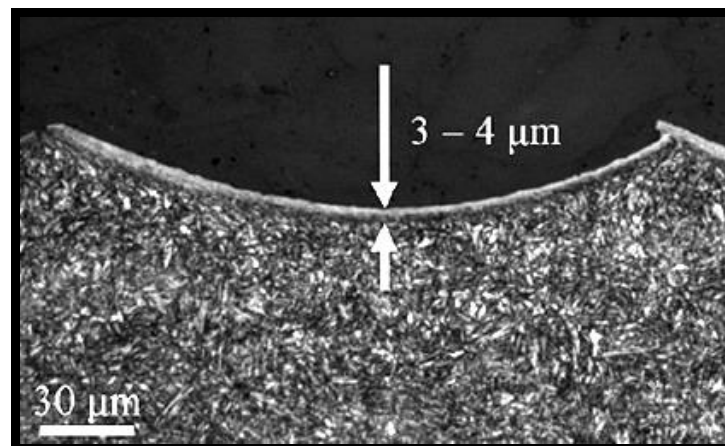


FIGURA 3.24 - Zona de deformação plástica localizada em superfície usinada (Javid et al, 2008).

A microestrutura da camada branca é reconhecida como uma “martensita anormal” composta de monocristais e material parcialmente transformado com alta densidade de discordância. Acredita-se que ela seja composta de linhas de martensita muito finas (células com 30 a 120nm com má orientação) com carbonetos finamente dispersos a altos teores de austenita retida (Poulachon et al., 2004).

Em estudo realizado acerca do efeito da velocidade de corte sobre a espessura da camada branca no fresamento do aço rolamento 100Cr6 (61 a 63 HRC), Chou e Evans (1999) mostraram que a espessura da camada branca aumenta com a velocidade de corte e com o desgaste da ferramenta, porém este efeito não é significativo a baixas velocidades de

corte (30 m/min). Na FIG. 3.25 é mostrado o perfil da camada branca formada na superfície fresada de um aço AISI 4340 temperado e revenido, com dureza de 50 HRC. Através da FIG. 3.25 podemos visualizar a diferença entre a camada branca formada pela operação de fresamento, onde são observadas as marcas deixadas pelo percurso da ferramenta sobre a peça, e a camada branca formada durante a operação de torneamento (FIG. 3.24), onde a camada branca formada descreve o perfil do raio de ponta da ferramenta em contato com a peça.

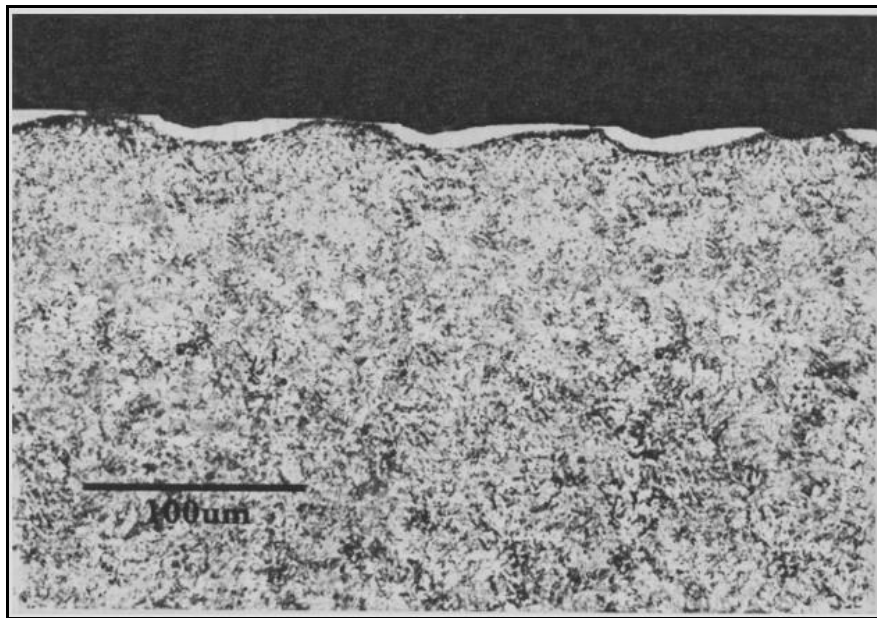


FIGURA 3.25 – Camada branca na superfície fresada do aço AISI 4340 - 50 HRC (Field e Kahles, 1971).

Bosheh e Mativenga (2005) verificaram que a espessura da camada branca diminui com a redução da velocidade de corte devido à redução da temperatura na superfície. Contudo, em seu trabalho a temperatura na peça foi reduzida em apenas 12% e este resultado é contrário ao relatado por Braghini Jr. (2002), que verificou que a energia acumulada na peça tende sempre a subir com o incremento da velocidade de corte. Desta forma, nota-se que o mecanismo de formação da camada branca é complexo, merecendo mais experimentos para determinar sua relação com os parâmetros de corte.

O maior problema da camada branca não é quanto à sua formação, composição ou microestrutura, mas quanto aos efeitos sobre os componentes manufaturados. Yang et al.

(1996) comentam que existem divergências entre diversos pesquisadores sobre a questão. Alguns pesquisadores consideram a camada branca uma vantagem tribológica por conferir aumento da dureza da superfície com estabilidade térmica e também devido ao fato da transição gradual na microestrutura proporcionar aumento na resistência. Para outros, as microtrincas e vazios formados são nocivos à resistência da superfície. Pelo fato da camada branca ser dura e frágil, as trincas são facilmente nucleadas e propagadas (Bosheh e Mativenga, 2005).

Yang et al. (1996) induziram a formação de camada branca homogênea e contínua na superfície por meio de 30 impactos de uma esfera de aço de 100 mm de diâmetro e dureza de 60 HRC contra a superfície de um bloco de aço temperado e revenido de onde posteriormente foram retirados pinos para ensaio de desgaste. Os resultados indicaram que a camada branca foi prejudicial à resistência ao desgaste, isto é, a perda de massa foi mais intensa nos pinos com camada branca devido ao mecanismo de delaminação. O mecanismo de desgaste por delaminação foi acelerado pelas microtrincas existentes na superfície. Nos pinos sem camada branca, o mecanismo de desgaste verificado foi o microcorte.

Schwash e Guo (2005) relacionaram a redução da vida no teste de rolamento de contato de peças produzidas em aço ABNT 52100 e concluíram que as camadas termicamente afetadas podem influenciar o bom desempenho de um componente, reduzindo sua vida em serviço. Em seus experimentos foram realizados ensaios de torneamento do aço ABNT 52100 temperado com diferentes condições de usinagem. Na FIG. 3.26 observa-se que para as condições de torneamento sem a formação de camada branca (SC-1 e SC-2), a vida dos componentes foi mais longa quando comparada com as condições de torneamento com a formação de camada branca (CB-1 e CB-2), sendo que a condição com menor avanço de usinagem (SC-2) apresentou mais que o dobro de ciclos até a fadiga.

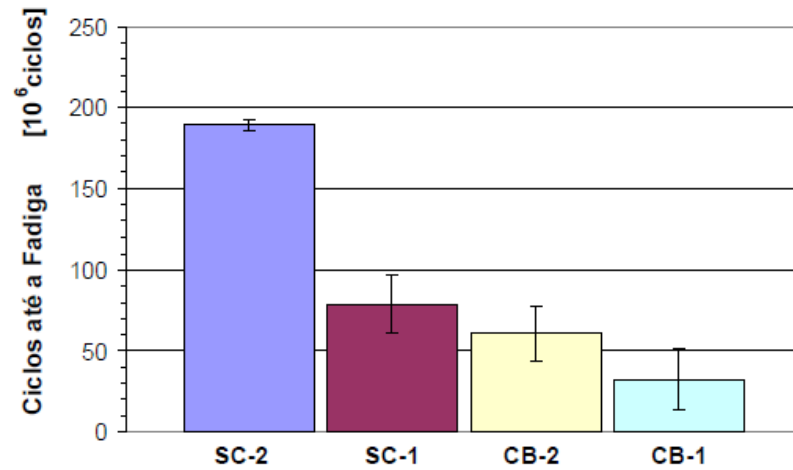


FIGURA 3.26 - Comparação da vida útil de rolamento de contato para aço ABNT 52100 (Schwach e Guo, 2005).

### 3.1.5.3 Variação de microdureza

Em trabalho realizado com o aço AISI H13, Bosheh e Mativenga (2005) encontraram valores de dureza na superfície 50% maiores que no núcleo, os quais apresentaram tendência de diminuir com o aumento da velocidade de corte devido ao aumento da temperatura, conforme mostrado na FIG. 3.27.

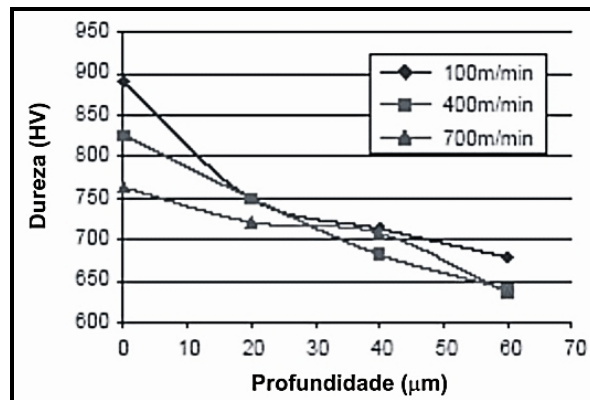


FIGURA 3.27 – Influência da velocidade de corte sobre a microdureza segundo Bosheh e Mativenga (2005).

Na usinagem do aço ABNT 52100, Hamish et al. (2005) realizaram medições de nanodureza na camada branca de 2 a 3  $\mu\text{m}$  e relataram que o aumento da velocidade de corte promove aumento da dureza devido ao efeito térmico, que por sua vez induz transformação de fase.

Pode-se notar que existe uma divergência com relação ao efeito da velocidade de corte sobre a microdureza do componente usinado, sendo necessária uma investigação da origem do mecanismo de formação da camada branca para cada faixa de velocidade de corte.

Estudos realizados por Rodrigues et al. (2013) sobre o fresamento a seco do aço VP100 (32 HRC) utilizado na fabricação de moldes e matrizes avaliaram a influência de diferentes parâmetros de corte sobre a microdureza das camadas subsuperficiais do material. Foram variados os parâmetros velocidade de corte (entre 200 e 450 m/min), profundidade de usinagem (entre 0,5 e 2,0 mm) e o avanço por dente (entre 0,1 e 0,2 mm), além da utilização do corte concordante e discordante. Para a microdureza medida a 10  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície fresada (na seção transversal da peça) a velocidade de corte e o avanço por dente foram diretamente proporcionais à microdureza subsuperficial, ao passo que o sentido do corte (concordante ou discordante) e a profundidade de usinagem foram inversamente proporcionais. Dentre os parâmetros avaliados, o avanço por dente mostrou ser o mais influente sobre as alterações de microdureza, porém nenhuma variável de entrada foi considerada estatisticamente significativa sobre a microdureza subsuperficial da peça fresada. No estudo foi constatado que a variabilidade das medidas de microdureza para as condições de fresamento foi baixa, não ultrapassando 5% no caso de maior dispersão. As condições de menor avanço por dente tenderam a um perfil constante da microdureza e as de maior avanço, a um perfil crescente da microdureza com a proximidade da superfície fresada. Algumas ocorrências de camadas efetivamente encruadas (não superiores a 50  $\mu\text{m}$  de profundidade) foram observadas de forma isolada.

### 3.1.6 Ângulo de posição da aresta principal de corte

Para a operação de fresamento frontal há destaque especial para dois grupos de fresas, quais sejam, as ferramentas que realizam o fresamento frontal a  $90^\circ$  e o fresamento frontal plano. Fatores como tenacidade do material usinado e rigidez da fixação da peça são de fundamental importância na escolha da geometria da fresa, relativamente ao ângulo de posição. Quanto menor o ângulo de posição, maior será a força passiva agindo sobre a fresa, podendo ocorrer formação de rebarbas (fresamento de materiais de elevada tenacidade) ou até mesmo a quebra da peça (usinagem de materiais frágeis). Além disso, quanto menor o ângulo de posição da fresa, menor será a espessura do cavaco produzido para uma mesma profundidade de usinagem e avanço por dente (conforme mostrado na FIG. 3.28).

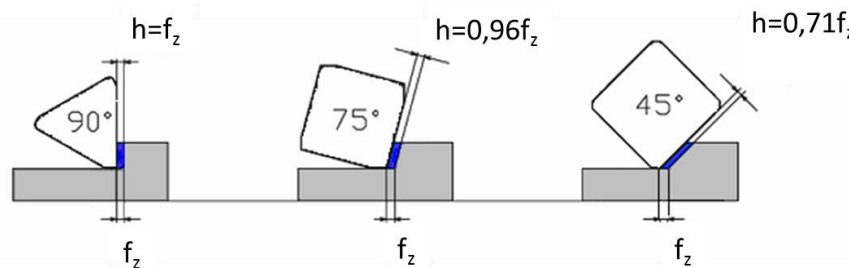


FIGURA 3.28 – Espessura do cavaco ( $h$ ) em função do ângulo de posição da fresa (adaptado de Câmara, 2008).

Segundo Arunachalan e Mannan (2000), uma diminuição de valor do ângulo de posição aumenta a vida da ferramenta de forma significativa, porém será gerada maior força axial na interface ferramenta/peça como mostrado na FIG. 3.29.

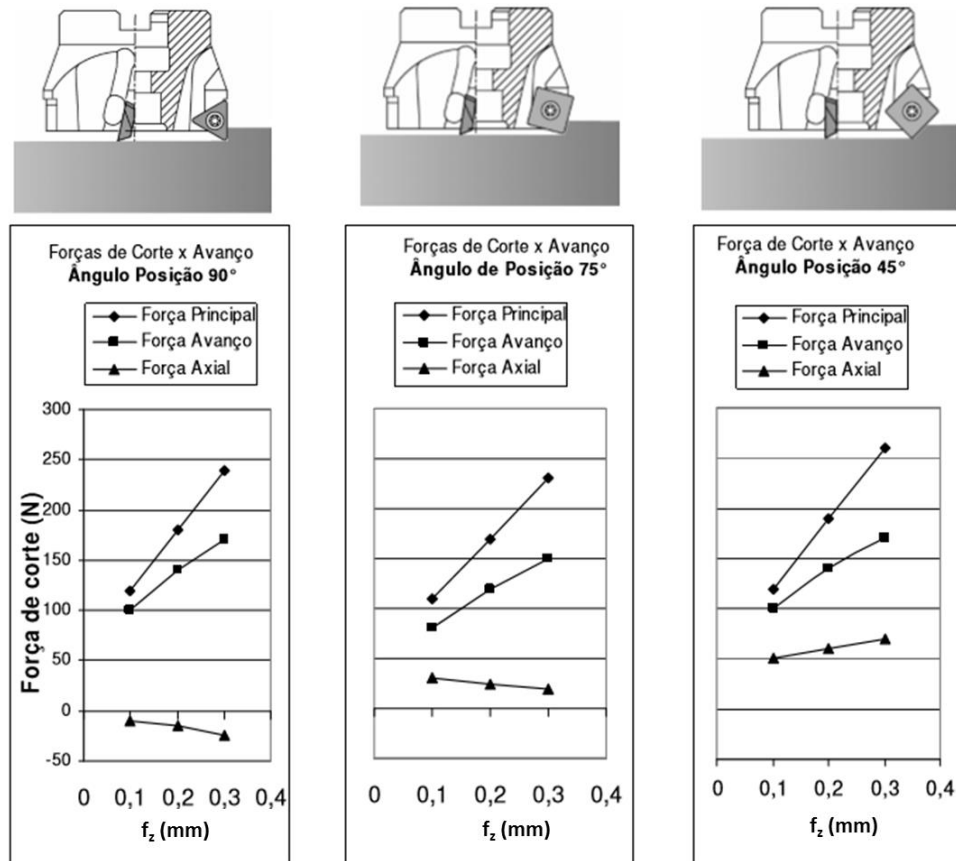


FIGURA 3.29 – Efeito do ângulo de posição nas forças de usinagem no fresamento do aço DIN 42CrMo4,  $V_c = 125$  m/min,  $a_p = 4$  mm e  $a_e = 110$  mm (Tooling Technology II, 2006; apud Câmara, 2008).

Em um estudo sobre a influência da alteração dos parâmetros de usinagem e da geometria da ferramenta (velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de usinagem, raio de arredondamento da aresta de corte, ângulo de posição da aresta de corte, dentre outros) sobre as tensões residuais geradas no fresamento de peças soldadas de Ti-6Al-4V, Nespôr et al. (2014) observaram que o ângulo de posição foi considerado um fator significativo na indução de tensão residual, além da interação de segunda ordem entre o ângulo de posição e o raio de arredondamento da aresta de corte. No referido trabalho foram utilizadas fresas com ângulo de posição de 15° e 60° e os resultados mostraram que para pequenos raios de arredondamento da aresta de corte, bem como para a aresta de corte afiada, o menor ângulo de posição (15°) induziu tensão residual de compressão de maior intensidade (355 MPa), ao passo que o ângulo de posição maior (60°), também gerou tensão residual de compressão, porém com intensidade menor (86 MPa).

## 4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Este capítulo aborda as etapas planejadas desde a preparação dos corpos de prova até os ensaios finais para levantamento dos dados utilizados no capítulo 5 deste trabalho, discorrendo também sobre os materiais, equipamentos e métodos utilizados para que o objetivo possa ser alcançado. O trabalho experimental foi realizado utilizando-se as instalações dos Laboratórios de Tratamento Térmico e de Usinagem e Automação da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais e também do Laboratório de Materiais Metálicos da Universidade Federal de Itajubá – Campus Itabira.

### 4.1 Materiais

Para a execução deste trabalho foram utilizados corpos de prova preparados a partir de amostras dos aços ABNT 1010 e ABNT 4340. A escolha destes materiais foi devida ao fato de possuírem composição química e propriedades mecânicas distintas, fator considerado importante para proporcionar um melhor entendimento do comportamento das tensões residuais em materiais distintos fresados sob os mesmos parâmetros de corte. Na TAB. 4.1 é mostrada a faixa de composição química destes materiais e na TAB. 4.2 são mostradas suas propriedades mecânicas. Pode-se verificar que são aços com propriedades mecânicas distintas, bem como diferentes composições químicas, tanto com relação à presença de elementos de liga quanto com relação a concentração dos principais elementos constituintes. Isto implica em valores distintos para a tensão limite de escoamento e a tensão limite de ruptura, que apresentam valores mais elevados para o aço ABNT 4340 em virtude da maior porcentagem de carbono e manganês, além da presença de elementos de liga (silício, níquel, cromo e molibdênio) em sua composição.

TABELA 4.1

Composição química (% em peso) dos aços ABNT 1010 e ABNT 4340 (Gerdau, 2003).

<i>Aço</i>	<i>C</i>	<i>Mn</i>	<i>P</i> ( <i>máx.</i> )	<i>S</i> ( <i>máx.</i> )	<i>Si</i>	<i>Ni</i>	<i>Cr</i>	<i>Mo</i>
<i>ABNT 1010</i>	0,08 – 0,13	0,30 – 0,60	0,030	0,050				
<i>ABNT 4340</i>	0,38 – 0,43	0,60 – 0,80	0,030	0,040	0,15 – 0,35	1,65 – 2,00	0,70 – 0,90	0,20 – 0,30

TABELA 4.2

Propriedades mecânicas dos aços ABNT 1010 e ABNT 4340 (Gerdau, 2003).

<i>Aço</i>	<i>Processo de fabricação</i>	<i>Tensão limite de ruptura (MPa)</i>	<i>Tensão limite de escoamento (MPa)</i>
<i>ABNT 1010</i>	<i>Normalizado</i>	425	325
	<i>Recozido</i>	385	285
<i>ABNT 4340</i>	<i>Normalizado</i>	1280	860
	<i>Recozido</i>	745	475

Os corpos de prova do aço ABNT 1010 foram preparados a partir de vinte barras chatas com dimensões iniciais de 200 mm de comprimento por 42 mm de largura e 20 mm de espessura com dureza de 108 HV após o tratamento térmico recozimento. Os corpos de prova do aço ABNT 4340 foram obtidos a partir de dez discos com aproximadamente 200 mm de diâmetro e 30 mm de espessura, com dureza de 162 HV após o tratamento térmico de recozimento.

Para mostrar a influência do material da peça e condições de corte sobre as tensões residuais, variação de microdureza e alterações microestruturais, foi utilizada uma fresa frontal de 50 mm de diâmetro, cinco dentes e ângulo de posição 90°, código Sandvik R390-050Q22-11M, com insertos de metal duro revestidos de carboneto de titânio da classe R390-11T3 08M-PM 1025, a qual pode ser vista na FIG. 4.1. O fluido de corte utilizado para os ensaios foi o Castrol Syntilo a uma concentração de 5%.

Na etapa de verificação da influência do ângulo de posição sobre as tensões residuais foram utilizadas uma fresa frontal de 50 mm de diâmetro e três dentes de corte, código Mitsubishi ASX445-050A03R e uma fresa frontal de 50 mm de diâmetro com quatro dentes de corte, código Mitsubishi AJX12-050A04R, ambas utilizando insertos de metal duro com microgrãos revestidos com TiAlN (PVD). Estas fresas são mostradas na FIG. 4.1 e na TAB. 4.3 são apresentados os seus ângulos principais.



FIGURA 4.1 – Fresa Sandvik R390-050Q22-11M (esquerda) e fresas Mitsubishi ASX445-050A03R (centro) e AJX12-050A04R (direita). Fonte: Mitisubishi Materials (2007 – 2008).

TABELA 4.3

Principais ângulos das fresas utilizadas nos ensaios (próprio autor).

<i>Fresa</i>	<i>Kr</i> ( <i>ângulo de posição</i> )	$\lambda_s$ ( <i>ângulo de inclinação</i> )	$\gamma_0$ ( <i>ângulo de saída</i> )
R390-050Q22-11M	$90^\circ$	$-8^\circ$ a $-10^\circ$	$11^\circ$
ASX445-050A03R	$45^\circ$	$-10^\circ$ a $-13^\circ$	$20^\circ$ a $23^\circ$
AJX12-050A04R	$12^\circ$	$-4^\circ$	$7^\circ$ a $8^\circ$

A preparação dos corpos de prova para a medição das tensões residuais foi iniciada com a utilização de acetona PA para limpeza da região de fixação da roseta de extensômetros e solução de nital a 10% para o ataque visando melhor fixação da roseta. As rosetas foram fixadas aos corpos de prova com adesivo instantâneo Permabond 793, utilizado em conjunto com Permabond Ativador TE para acelerar o processo de fixação.

Para o registro das microdeformações decorrentes do alívio de tensões causado pelo furo cego produzido na superfície dos corpos de prova foram utilizadas rosetas circulares compostas por um conjunto de três extensômetros. Segundo o manual do equipamento (RS-200 Milling Guide, 2007) e a norma técnica TN-503 (2007), fornecidos pelo fabricante Vishay Precision Group e com base na norma ASTM E837 (2007) que define a medição de tensões residuais pelo método do furo cego, foi especificada para a realização destes ensaios a roseta EA-06-062RE-120 com resistência elétrica de  $120 \Omega$  e sensibilidade de  $\pm 0,2\%$ , do fabricante Vishay Precision Group, a qual é mostrada na FIG. 4.2.

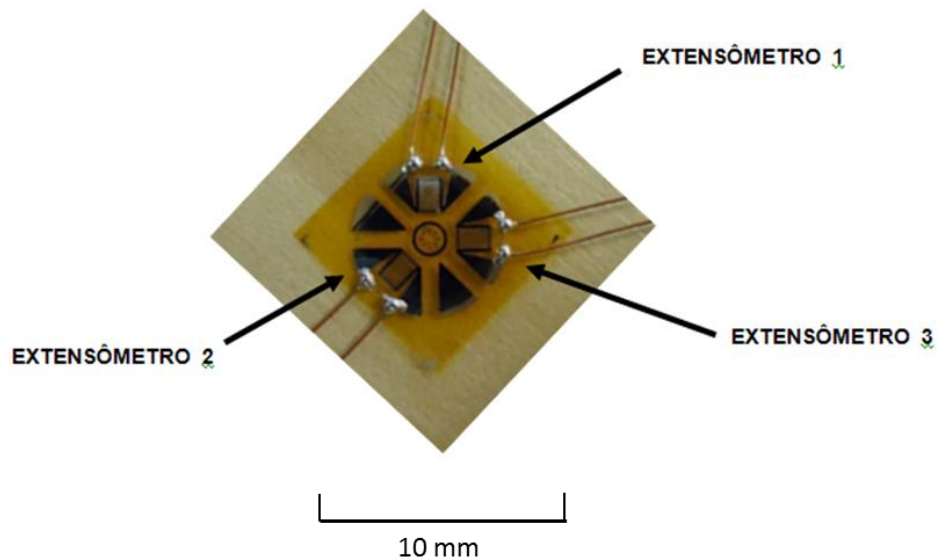


FIGURA 4.2 – Roseta EA-06-062RE-120 com a indicação da numeração dos extensômetros (próprio autor).

Os furos cegos para medição de tensão residual foram gerados por fresas de carboneto de tungstênio, modelo ATC-200-062 ( $\varnothing 1,6$  mm) do fabricante Vishay Precision Group.

Amostras dos corpos de prova destinadas à análise metalográfica foram embutidas em baquelite pelo processo à quente. Posteriormente as amostras foram lixadas com lixas de granulometria 80, 220, 320, 400, 600 e 1200. O polimento foi realizado com pasta de diamante  $0,25 \mu\text{m}$  e lubrificante líquido à base álcool. Para a visualização da microestrutura das amostras foi realizado ataque com solução de nital a 4%.

## 4.2 Equipamentos

O tratamento térmico para homogeneização dos corpos de prova foi realizado em um forno mufla. Os ensaios de fresamento frontal foram realizados em um centro de usinagem ROMI Discovery 560 (9,2 kw e 7500 rpm), mostrado na FIG. 4.3.



FIGURA 4.3 - Centro de usinagem Romi Discovery 560 (próprio autor).

As tensões residuais foram medidas utilizando-se o equipamento RS – 200 Milling Guide, o leitor de microdeformações P3 e o software H-Drill, tudo fornecido pelo Vishay Precision Group. O conjunto pode ser observado na FIG. 4.4.

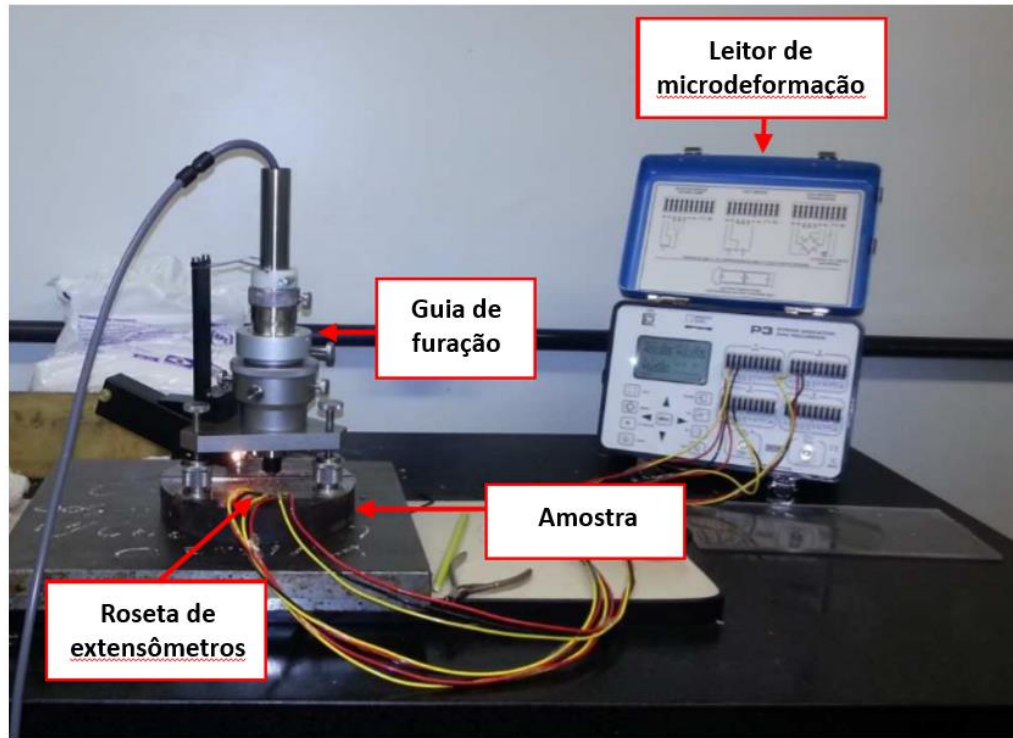


FIGURA 4.4 – Conjunto para medição de tensão residual (próprio autor).

Para embutimento a quente das amostras, foi utilizada uma embutidora Panambra modelo Panpress 30.

As amostras embutidas foram lixadas e posteriormente polidas numa lixadeira/politriz metalográfica Arotec modelo PLO2 E (FIG. 4.5).



FIGURA 4.5 – Politriz Arotec modelo PLO2 E (próprio autor).

Na FIG. 4.6 pode-se observar o microscópio óptico Option, com capacidade de ampliação de 1000 vezes, assim como as amostras embutidas e o computador utilizado para a realização das observações. Para a geração e análise das imagens no computador foi utilizada uma câmera Moticam 2300 e o *software* Motic Images Plus versão 2.0.



FIGURA 4.6 – Microscópio óptico, câmera Motican 2300 e computador (próprio autor).

Na FIG 4.7 pode ser observado o microdurômetro Wilson Instruments modelo 402 MVD utilizado para as medições da microdureza das amostras. A medição de microdureza foi realizada utilizando-se um indentador Vickers e aplicando-se uma carga de 200 gf durante 20 segundos.



FIGURA 4.7 – Microdurômetro Wilson Instruments modelo 402 MVD (próprio autor).

As medições do desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e da altura total do perfil ( $R_t$ ) foram realizadas utilizando-se um rugosímetro Taylor Hobson modelo Surtronic 3<sup>+</sup> ajustado antes do início das medições.

O microscópio eletrônico de varredura Tescan modelo Vega 3 mostrado na FIG. 4.8 foi empregado para complementar as análises microestruturais.

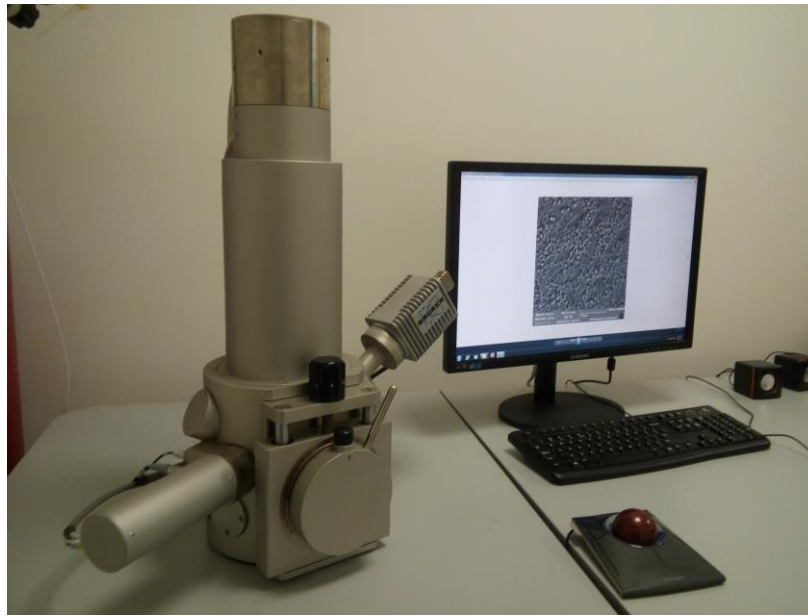


FIGURA 4.8 – Microscópio eletrônico de varredura Tescan modelo Vega 3 (próprio autor).

### 4.3 Métodos

No fluxograma da FIG. 4.9 são apresentadas as atividades desenvolvidas ao longo deste trabalho. Inicialmente procedeu-se à etapa de tratamento térmico dos corpos de prova, seguido dos ensaios de fresamento frontal. Após usinagem, foram realizadas as medições das tensões residuais nos corpos de prova. Finalizada a etapa de coleta dos dados das tensões residuais, foram retiradas amostras dos corpos de prova, as quais foram submetidas à análise micrográfica e também medição da microdureza. Finalmente foram realizadas as medições de rugosidade.

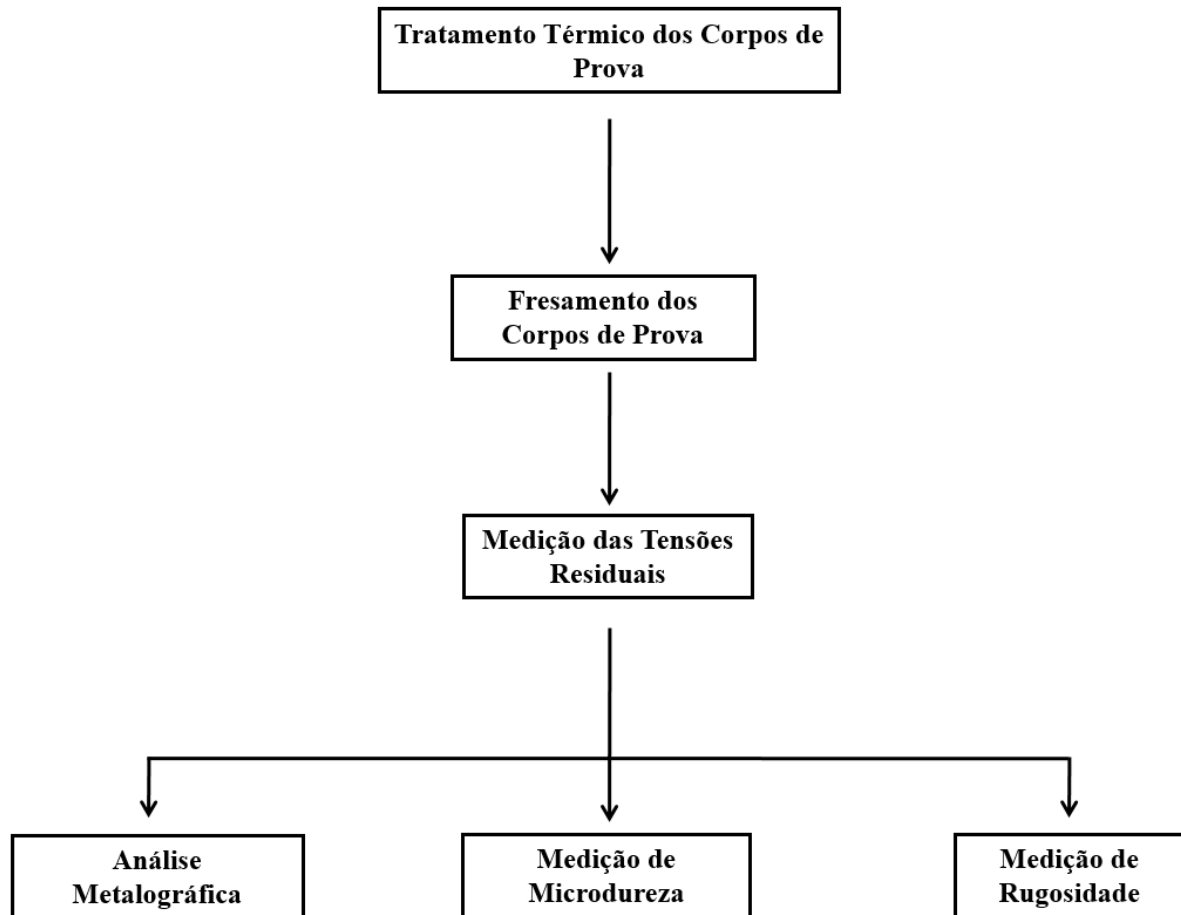


FIGURA 4.9 – Fluxograma das atividades desenvolvidas no trabalho (próprio autor).

#### 4.3.1 Tratamento térmico dos corpos de prova

Anteriormente à realização dos ensaios de fresamento, os corpos de prova sofreram tratamento térmico de recozimento pleno para alívio das tensões induzidas pelo processo de laminação. Segundo Silva et al. (2002), um tratamento térmico para alívio de tensões visa garantir que o material apresente propriedades mecânicas uniformes, além de estar livre de tensões residuais. O processo de recozimento pleno para o aço ABNT 1010 consistiu de aquecimento em forno pelo período de 4,5 horas a uma temperatura de 930°C com posterior resfriamento ao forno até que fosse atingida a temperatura ambiente. O aço ABNT 4340 foi aquecido pelo período de 3,5 horas a uma temperatura de 690°C e resfriado ao forno até a temperatura ambiente.

#### 4.3.2 Fresamento dos corpos de prova

Antes da execução dos ensaios de fresamento, foi realizada uma operação de preparação utilizando condições brandas com o objetivo de eliminar desníveis e resíduos superficiais e assim garantir a homogeneização dos experimentos, afetando minimamente a integridade estrutural dos corpos de prova. Os parâmetros de usinagem utilizados nesta operação foram: velocidade de corte de 100 m/min, avanço por dente de 0,05 mm, profundidade de usinagem de 0,5 mm e penetração de trabalho de 42 mm para o aço ABNT 1010 (devido ser esta a largura dos corpos de prova), com a presença de fluido de corte. Para os corpos de prova do aço ABNT 4340 a penetração de trabalho foi de 50 mm, devido esta medida ser o diâmetro da fresa. Na FIG. 4.10 é apresentado um corpo de prova do aço ABNT 4340 durante a operação de preparação.



FIGURA 4.10 – Preparação de um corpo de prova (próprio autor).

Para a realização dos ensaios de fresamento frontal, cada um dos discos do material ABNT 4340 sofreu duas operações de fresamento paralelas em áreas diferentes, com parâmetros de corte distintos, totalizando vinte áreas fresadas. Este procedimento foi realizado devido à área do corpo de prova ser grande o suficiente para comportar dois ensaios distintos. As barras do material ABNT 1010 sofreram um único ensaio de fresamento cada.

Para os ensaios de fresamento foram adotados dois níveis de variação para cada um dos parâmetros de usinagem estudados, além dos pontos centrais utilizados na análise de variância. Na TAB. 4.4 são apresentados os quatro fatores testados: velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de usinagem e utilização ou não de fluido de corte, acompanhados de seus respectivos níveis de variação. Os pontos centrais representam valores intermediários entre os níveis mínimo e máximo adotados para os parâmetros, ou seja,  $V_c=200$  m/min,  $f_z=0,10$  mm e  $a_p=1$  mm. Os níveis mínimo e máximo foram escolhidos em função de dados do catálogo do fabricante das ferramentas, onde são recomendadas as melhores faixas de utilização para velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem em função da geometria e classe da ferramenta de corte e também do tipo de material usinado.

TABELA 4.4

Parâmetros de corte utilizados nos ensaios e seus níveis de variação (próprio autor).

<i>Parâmetro</i>	<i>Símbolo</i>	<i>Unidade</i>	<i>Nível Inferior</i>	<i>Center Points</i>	<i>Nível Superior</i>
<i>Velocidade de corte</i>	<i>V<sub>c</sub></i>	<i>m/min</i>	<i>100</i>	<i>200</i>	<i>300</i>
<i>Avanço por dente</i>	<i>f<sub>z</sub></i>	<i>mm</i>	<i>0,05</i>	<i>0,10</i>	<i>0,15</i>
<i>Prof. de usinagem</i>	<i>a<sub>p</sub></i>	<i>mm</i>	<i>0,5</i>	<i>1,0</i>	<i>1,5</i>
<i>Fluido de Corte</i>	<i>FC</i>	<i>-----</i>	<i>sim</i>	<i>-----</i>	<i>não</i>

Nas FIG. 4.11 e 4.12 é possível observar o aspecto final de corpos de prova dos aços ABNT 1010 e ABNT 4340, ambos com as respectivas identificações, que representam os parâmetros de usinagem utilizados em cada ensaio, possibilitando assim a correta identificação e avaliação das tensões residuais induzidas pela operação de fresamento frontal.



FIGURA 4.11 – Corpo de prova de aço ABNT 1010 após o ensaio de fresamento, com a respectiva identificação (próprio autor).

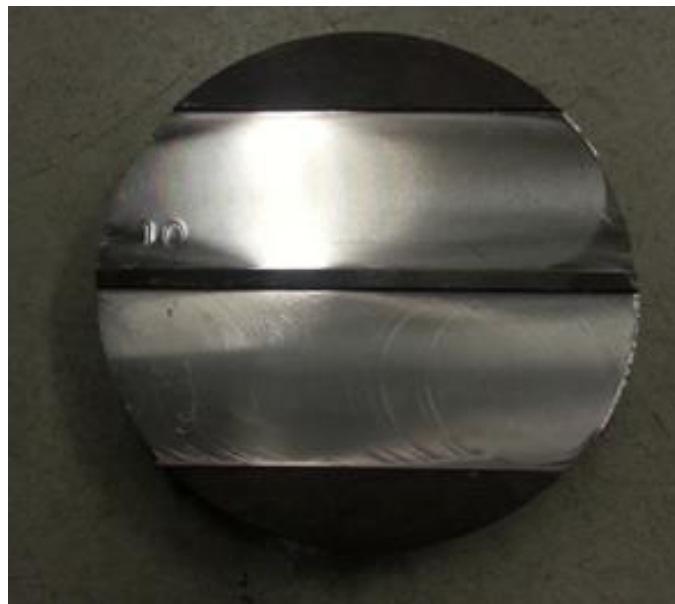


FIGURA 4.12 – Corpo de prova de aço ABNT 4340 após o ensaio de fresamento, com a respectiva identificação (próprio autor).

A sequência de testes para cada material pode ser observada na TAB. 4.5. Estas combinações de parâmetros foram geradas pelo *software* Minitab 14 conforme um planejamento fatorial completo  $2^k$  dos experimentos, visando posterior análise estatística dos resultados. Os testes foram realizados em sequência aleatória e sem réplicas.

Para verificar a influência do ângulo de posição da aresta principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340, foram realizados testes adicionais de fresamento utilizando a condição mais branda ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte) e posteriormente foram alterados um parâmetro por vez, totalizando cinco testes para cada valor do ângulo de posição testado ( $\chi_r=12^\circ$  e  $\chi_r=45^\circ$ ).

TABELA 4.5

Parâmetros de corte utilizados nos experimentos (próprio autor).

<i>Sequência</i>	<i>Vc</i> (m/min)	<i>f<sub>z</sub></i> (mm)	<i>a<sub>p</sub></i> (mm)	<i>Fluido</i> <i>de corte</i>	<i>Vc</i>	<i>f<sub>z</sub></i>	<i>a<sub>p</sub></i>	<i>FC</i>
1	100	0,05	0,5	S	-1	-1	-1	-1
2	300	0,05	0,5	S	1	-1	-1	-1
3	100	0,15	0,5	S	-1	1	-1	-1
4	300	0,15	0,5	S	1	1	-1	-1
5	100	0,05	1,5	S	-1	-1	1	-1
6	300	0,05	1,5	S	1	-1	1	-1
7	100	0,15	1,5	S	-1	1	1	-1
8	300	0,15	1,5	S	1	1	1	-1
9	100	0,05	0,5	N	-1	-1	-1	1
10	300	0,05	0,5	N	1	-1	-1	1
11	100	0,15	0,5	N	-1	1	-1	1
12	300	0,15	0,5	N	1	1	-1	1
13	100	0,05	1,5	N	-1	-1	1	1
14	300	0,05	1,5	N	1	-1	1	1
15	100	0,15	1,5	N	-1	1	1	1
16	300	0,15	1,5	N	1	1	1	1
17	200	0,1	1	S	0	0	0	-1
18	200	0,1	1	N	0	0	0	1
19	200	0,1	1	S	0	0	0	-1
20	200	0,1	1	N	0	0	0	1

### 4.3.3 Medição das tensões residuais

As tensões residuais induzidas pela operação de fresamento frontal foram medidas utilizando-se o método do furo cego incremental. A correta aplicação deste método para uma consequente obtenção de resultados confiáveis requer que seja respeitada uma sequência pré-estabelecida de etapas, as quais consistem da preparação da superfície do corpo de prova para a fixação da roseta de extensômetros, fixação e ligação da roseta ao equipamento indicador das microdeformações, posicionamento e alinhamento da fresa que irá usinar o furo, calibração do indicador das microdeformações, execução do furo e, finalmente, o tratamento dos dados coletados.

#### 4.3.3.1 Preparação das superfícies dos corpos de prova

Para a adequada fixação da roseta nas superfícies dos corpos de prova, estas superfícies passaram por um processo de preparação para que fossem convenientemente limpas e ficassem livres de impurezas como óleo, sujeira e outros contaminantes. Neste processo foi utilizada uma solução de acetona PA (grau de pureza de 99,8%). A acetona PA foi aplicada na superfície com auxílio de uma gaze embebida na solução e friccionada sobre a superfície até ficar saturada de impurezas. Após isso uma nova gaze foi embebida na acetona e novamente friccionada sobre a superfície, sendo que este processo se repetiu até que a gaze não apresentasse mais sinais de contaminantes. Neste momento a superfície é considerada livre de impurezas e contaminantes, porém não apresenta rugosidade adequada para garantir a correta fixação das rosetas de extensômetros. Segundo Prevéy (1986), a forma mais segura de aumentar a rugosidade de uma superfície sem causar influências em seu estado original de tensões é por meio de ataque químico com uma solução de nital a 10% de concentração. Para a realização do ataque, uma nova gaze foi embebida com esta solução e comprimida contra a superfície previamente limpa do corpo de provas durante um período de dez minutos. Findo este intervalo foi realizado o mesmo processo de limpeza com acetona PA com o objetivo de interromper o processo de ataque químico.

Após a limpeza da superfície com acetona PA e a realização do ataque com nital a 10%, a superfície de um corpo de prova de aço ABNT 4340 apresentou o aspecto mostrado na FIG. 4.13, estando apta para a fixação da roseta de extensômetros.



FIGURA 4.13 – Aspecto da superfície de um corpo de prova de aço ABNT 4340 após limpeza e ataque com nital a 10% (próprio autor).

#### 4.3.3.2 Fixação e ligação das rosetas

A fixação da roseta à superfície do corpo de prova foi realizada com o auxílio de uma fita adesiva transparente, à qual a roseta foi aderida. Procedeu-se então ao posicionamento da roseta no local preparado da superfície, atentando-se para a correta orientação dos extensômetros. O extensômetro número 1 faz o registro das microdeformações na direção do eixo X e no caso deste estudo foi alinhado com a direção perpendicular à velocidade de avanço durante a operação de fresamento frontal da amostra.

Na sequência deve-se levantar uma das extremidades da fita adesiva de modo a possibilitar a aplicação do ativador TE Permabond sobre a superfície da amostra e do adesivo instantâneo Permabond 793 na face inferior da roseta para em seguida pressionar a roseta sobre a superfície do corpo de prova por alguns segundos. É importante aguardar um intervalo de tempo de no mínimo 15 minutos para a completa cura do adesivo Permabond 793 antes de proceder-se à retirada da fita adesiva para finalizar o processo de fixação.

Para proceder à ligação da roseta ao indicador de microdeformações, inicialmente deve-se fixar um terminal de ligação, conforme pode ser visto na FIG. 4.14, seguindo o

mesmo procedimento utilizado para a fixação da roseta. Este terminal tem a finalidade de facilitar a ligação de uma roseta circular ao leitor de microdeformações.

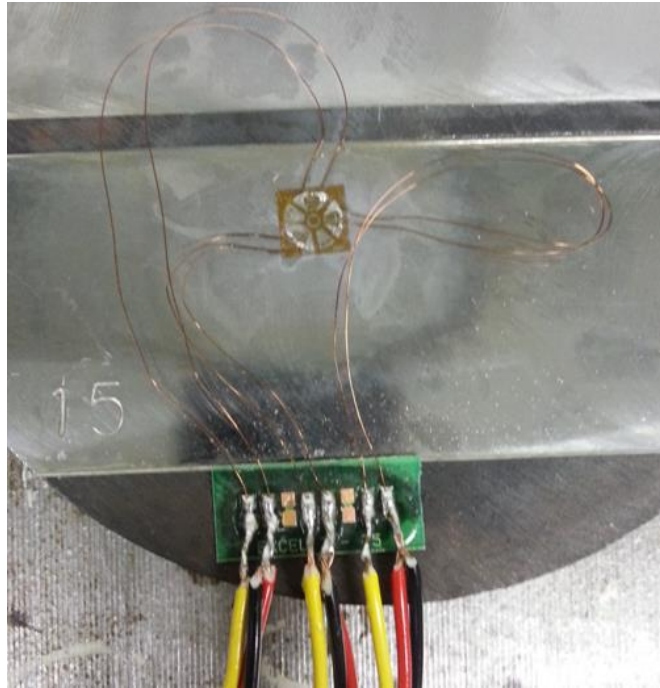


FIGURA 4.14 – Roseta e terminal de ligação, fixados na superfície do corpo de prova (próprio autor).

Os fios provenientes dos extensômetros devem ser soldados ao terminal de ligação utilizando-se para isto ferro de solda e estanho usados em componentes eletrônicos. Em seguida são utilizados três conjuntos de cabos triplos, os quais também são soldados ao terminal de ligação, conforme mostrado na FIG. 4.14. As outras extremidades dos cabos triplos são acopladas ao medidor de microdeformações. A ligação dos cabos ao medidor de microdeformações deve seguir a mesma ordem dos extensômetros, ou seja, os cabos provenientes do extensômetro número 1 devem ser acoplados ao canal número 1 do medidor de microdeformações e assim sucessivamente. Segundo Hoffman (1989), esta disposição dos cabos deve ser respeitada para que sejam minimizados os efeitos de temperatura. A verificação do funcionamento dos extensômetros pode ser realizada ligando-se o equipamento de leitura das microdeformações e conferindo a existência de leituras de microdeformações para cada um dos três canais utilizados.

#### 4.3.3.3 Posicionamento e alinhamento da turbina de alta rotação

Para a execução do furo cego é imprescindível o perfeito alinhamento da fresa acionada pela turbina de alta rotação com o centro da roseta. Para tal intento, o equipamento dispõe de uma guia de furação. Procede-se inicialmente ao alinhamento manual da guia de furação, posicionando-a no centro da roseta. Após esta etapa, o corpo de prova e os pés da guia de furação devem ser fixados à bancada de ensaios utilizando-se para isto o mesmo adesivo em conjunto com seu respectivo ativador usados para a fixação da roseta. Para a realização de um posicionamento mais exato a lupa integrante do equipamento é acoplada à guia de furação, que movimentada por meio dos parafusos para o ajuste fino do posicionamento nos eixos X e Y garante o perfeito alinhamento do dispositivo de furação em relação ao centro da roseta. A lupa é então retirada para acoplar em seu lugar a turbina de alta rotação que aciona a fresa responsável pela execução do furo cego para alívio das tensões. Esta turbina é ligada à uma fonte de alimentação de ar comprimido que disponibiliza 276 kPa de pressão, possibilitando à fresa atingir uma rotação de aproximadamente 210.000 rpm. Para a correta medição das tensões residuais é de suma importância que todos os componentes da montagem estejam corretamente fixados e alinhados.

#### 4.3.3.4 Ajuste do equipamento

Antes do início do processo de furação é necessário que o leitor de microdeformações seja ajustado para que a microdeformação registrada no instante imediatamente anterior ao início da execução do furo seja nula. Para realizar este ajuste inicialmente é realizada uma aproximação da fresa com a superfície da roseta, porém sem permitir o contato entre as partes. Após esta aproximação inicial a fresa é acionada e tem início a aproximação definitiva com a superfície da roseta. Esta etapa deve ser executada com bastante atenção e com o auxílio do micrômetro de deslocamento da fresa, que possibilita o avanço centesimal da fresa na direção perpendicular à superfície do corpo de prova. O micrômetro é movimentado lentamente até que seja observado o contato da fresa com a superfície da roseta, que pode ser percebido pela produção de pequenos cavacos provenientes da resina plástica do material do centro da roseta e também pela alteração do som emitido pela turbina de alta rotação.

Ao ser verificado o contato entre as partes e ainda com a turbina acionada, é realizado o ajuste do equipamento leitor das microdeformações pelo acionamento do botão correspondente a esta operação, fazendo com que a leitura no visor do equipamento seja nula para todos os canais ativos.

#### 4.3.3.5 Execução do furo

A execução do furo cego incremental deve ser realizada respeitando-se os limites de incremento na profundidade e também o limite de maior profundidade atingida. Estes limites são estabelecidos pela norma ASTM E837 (2008), que determina que para obter-se o perfil das tensões residuais ao longo da profundidade do furo, este deve ser feito com incrementos constantes de profundidade e as microdeformações após cada incremento devem ser registradas para cálculos e processamentos posteriores. À medida que a profundidade do furo aumenta, a sensibilidade do método do furo cego diminui consideravelmente, havendo um limite a partir do qual as tensões residuais não poderão ser avaliadas pelos extensômetros. No caso dos equipamentos e acessórios utilizados neste trabalho, o incremento na profundidade do furo foi estabelecido em 0,05 mm e sua profundidade máxima deve ser proporcional ao diâmetro da fresa, sendo para este caso, estabelecida em 1,0 mm.

A furação da primeira profundidade incremental de 0,05 mm deve ser realizada com o auxílio do tambor do micrômetro e utilizando um avanço de aproximadamente 0,01 mm por segundo, ou seja, o incremento de 0,05 mm na profundidade deve ser executado num intervalo de cinco segundos, após o qual, mais cinco segundos devem ser aguardados com a fresa ainda em funcionamento para que a leitura das microdeformações seja realizada. Durante a usinagem do furo, fluido de corte deve ser introduzido manualmente na região de contato com o objetivo de minimizar o aumento da temperatura na região de corte e prolongar a vida da fresa. Estas etapas devem ser repetidas pelo número de incrementos necessários para a estabilização dos valores das microdeformações, respeitando-se o limite de 1,0 mm de profundidade.

#### 4.3.3.6 Tratamento dos dados

O tratamento dos dados coletados referentes aos valores das microdeformações foi realizado pelo *software* comercial H-Drill. Ao ser alimentado com os valores das leituras das microdeformações, este programa realiza todas as correlações e cálculos através do mesmo algoritmo descrito na norma ASTM E-837 (2008) e disponibiliza os resultados das diferentes tensões residuais em função da profundidade na forma de vários gráficos e tabelas.

#### 4.3.4 Análise metalográfica

Uma importante forma de estudar os parâmetros de corte é por meio da análise micrográfica das camadas subsuperficiais dos corpos de prova. Esta análise possibilita entender as principais alterações que ocorreram nas camadas internas do material devido à operação de fresamento frontal e correlacioná-las com os valores das tensões residuais encontrados.

Para efeito do estudo das camadas subsuperficiais, foi escolhida a região dos corpos de prova onde se obtém a maior espessura de corte durante os ensaios de fresamento. No caso de  $a_e = \emptyset_{\text{fresa}}$ , esta região corresponde à linha de centro da fresa e está orientada paralelamente à direção da velocidade de avanço. Sobre esta linha situada exatamente no centro da região fresada, o avanço por dente da fresa possui o seu maior valor e conseqüentemente aqui se obtém a maior espessura de corte.

Escolhida a região de interesse para a análise metalográfica, o passo seguinte consiste na obtenção das amostras dos corpos de prova. O método escolhido para a retirada das amostras foi o corte por jato d'água com abrasivo, devido ao fato deste processo não afetar termicamente a região a ser analisada. Os corpos de prova selecionados tiveram as respectivas regiões de interesse marcadas em sua superfície para a posterior operação de retirada das amostras, conforme pode ser observado nas FIG. 4.15 e 4.16.

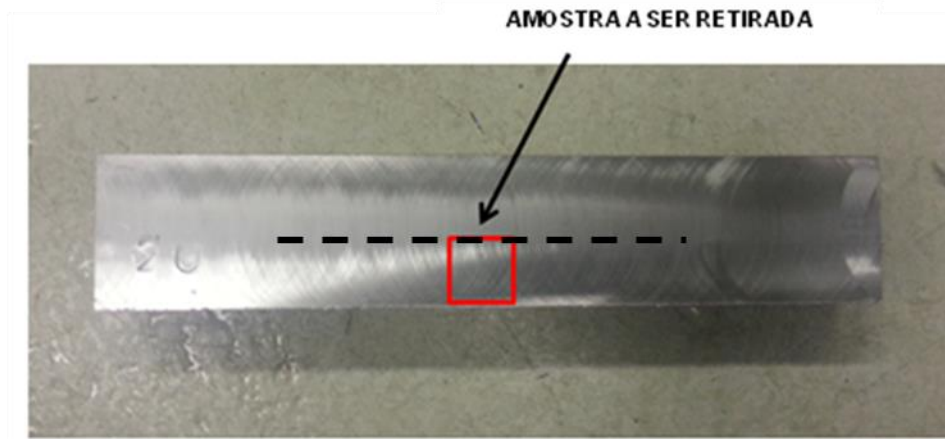


FIGURA 4.15 – Região a ser retirada do corpo de prova de aço ABNT 1010 (próprio autor).

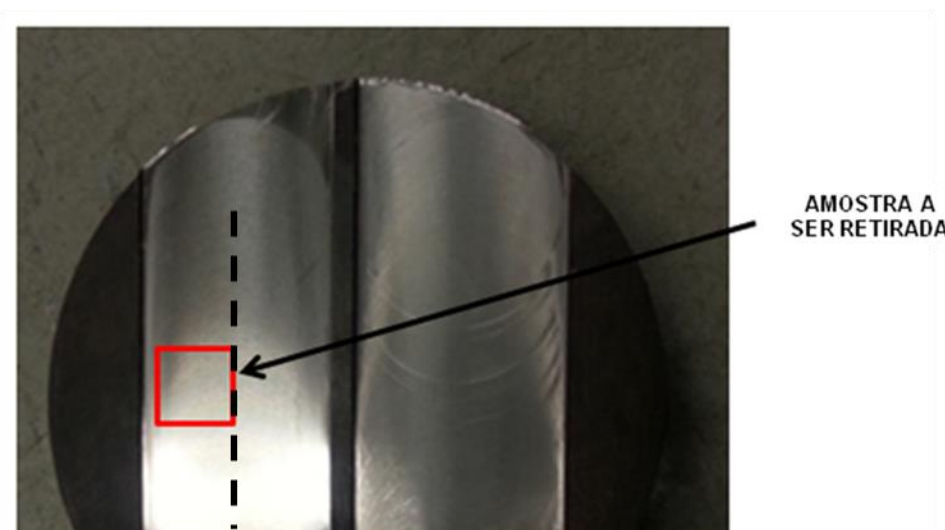


FIGURA 4.16 – Região a ser retirada do corpo de prova de aço ABNT 4340 (próprio autor).

A face a ser analisada nas amostras está localizada sob a linha tracejada da região fresada e corresponde à face indicada pelas setas nas Fig. 4.15 e 4.16.

As amostras foram parcialmente cortadas pela operação de jato d'água com abrasivo de modo a permanecerem unidas aos corpos de prova por uma pequena parcela de material. Este cuidado é de grande importância para que as amostras possam ser identificadas de acordo com as condições de fresamento que estão marcadas nos corpos de prova e também para que a amostra extraída não se perca no tanque da máquina de corte.

O processo de embutimento das amostras foi executado com a finalidade de facilitar sua preparação proporcionando maior firmeza em seu manuseio, evitando-se desta maneira a ocorrência de acidentes, como por exemplo, a amostra perfurar a lixa do disco da lixadeira rotativa e ser arremessada, podendo ferir o operador. Outra importância do embutimento é o fato de a camada de baquelite proteger as arestas da amostra impedindo que estas sofram deformação ou desgaste excessivo durante o a etapa de lixamento, prejudicando a sua observação ao microscópio óptico.

As amostras retiradas dos corpos de prova foram embutidas com a face fresada inclinada  $30^\circ$  em relação à horizontal, como mostrado na FIG. 4.17. Esta inclinação foi utilizada para proporcionar uma ampliação natural da região de interesse, tornando mais precisa a medição do perfil de microdureza e a análise microestrutural.

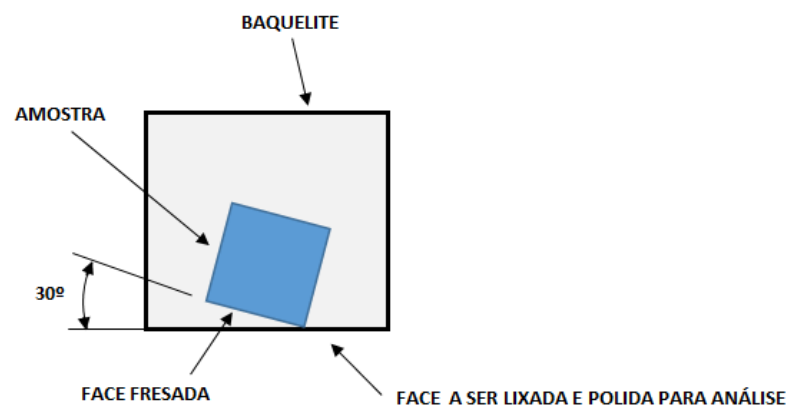


FIGURA 4.17 – Representação esquemática de uma amostra embutida (próprio autor).

Após o processo de embutimento cada amostra passou por várias etapas de lixamento numa lixadeira rotativa. Inicialmente foi utilizada lixa de granulometria 80 e na sequência a amostra foi submetida ao lixamento com lixas de granulometrias 240, 320, 400, 600 e finalmente 1200. O lixamento foi realizado na presença de água e sempre que a amostra seguia para uma lixa de granulometria menor, a amostra sofria um giro de  $90^\circ$  na direção de lixamento, de modo a facilitar por meio de identificação visual dos riscos provocados pela lixa anterior, o momento em que o lixamento atingia uma qualidade satisfatória.

Em sequência às operações de lixamento, as amostras passaram por polimento com pasta de diamante de  $1\mu\text{m}$ . Com o polimento apresentando um acabamento satisfatório, a amostra foi levada ao microscópio para observação com aumento entre 100 e 200 vezes.

Pode-se verificar então a necessidade de melhorar o polimento, que é indicada pela presença de riscos de polimento e também observar a presença de inclusões, trincas, distribuição da grafita ou porosidades. Após a verificação de que o polimento foi satisfatório, as amostras foram atacadas com nital a 4% pelo tempo de 10 segundos. Após este intervalo, as faces atacadas foram lavadas com álcool e submetidas à secagem com o auxílio de algodão e jato de ar quente, estando, neste momento, prontas para observação de sua microestrutura.

#### 4.3.5 Medição do perfil de microdureza

Para a medição da microdureza foram utilizadas as mesmas amostras selecionadas para a análise metalográfica, já que é necessário que a superfície onde será realizada a medição de microdureza possua um acabamento polido que garanta a planicidade da superfície. Para as medições de microdureza foi utilizada carga de 200 gf durante 20 segundos. Foram realizadas 8 medições de microdureza para cada amostra selecionada, sendo a primeira medida realizada à 0,05 mm da superfície usinada. Os demais pontos foram medidos com incrementos de 0,05 mm na profundidade. Para evitar a interferência de uma medição de microdureza na medição subsequente, foi realizado o deslocamento horizontal para cada incremento de profundidade.

#### 4.3.6 Medição da rugosidade

Foram realizadas medições da rugosidade em todos os corpos de prova após a operação de fresamento frontal. As medições do desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e da altura total do perfil ( $R_t$ ) foram realizadas sempre em três pontos igualmente distribuídos ao longo de uma reta paralela à direção de avanço na região central do corpo de prova e utilizando um comprimento de amostragem de 0,8 mm. Após as medições foi calculada a média aritmética dos valores encontrados.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A apresentação dos resultados está dividida em duas partes; primeiramente são apresentados os resultados de todos os ensaios realizados para o aço ABNT 1010 seguida de uma apresentação semelhante para o aço ABNT 4340.

### 5.1 Aço ABNT 1010

Este tópico apresenta os resultados da medição de tensão residual, análise metalográfica, medição do perfil de microdureza e de rugosidade para os corpos de prova do aço ABNT 1010.

#### 5.1.1 Medição de tensão residual

Os dados coletados foram inicialmente tratados pelo *software* HDrill, um aplicativo comercial que utiliza os valores das microdeformações registrados pelos extensômetros da roseta circular para fornecer os resultados para as tensões residuais na forma de uma tabela (exemplo mostrado no apêndice - TAB. A.1) contendo o resumo de todos os resultados, considerações e método de cálculo utilizado com seu respectivo erro, além de três gráficos, sendo um representativo das microdeformações coletadas em função da profundidade do furo, outro para os valores das tensões residuais medidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço da fresa em função da profundidade e o terceiro com os valores das tensões residuais principais ao longo da profundidade.

Um exemplo de gráfico das microdeformações registradas pelos extensômetros da roseta em função da profundidade do furo pode ser visto na FIG. 5.1, no qual é possível observar a curva que une os pontos medidos durante a execução do furo. As curvas representam as microdeformações registradas por cada um dos três extensômetros da roseta (extensômetro nº 1, extensômetro nº 2 e extensômetro nº 3), conforme legenda da FIG. 5.1.

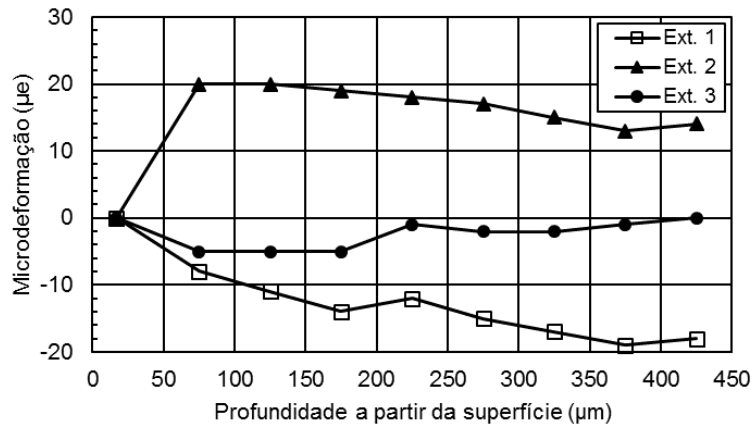


FIGURA 5.1 - Microdeformações em função da profundidade do furo.

Na FIG. 5.2 pode-se observar um exemplo da variação das tensões residuais nas direções perpendicular (representada por  $\# V_f$ ) e paralela (representada por  $// V_f$ ) à velocidade de avanço da fresa em função da profundidade do furo. É importante salientar que a direção perpendicular ao avanço corresponde ao extensômetro nº 1 da roseta, enquanto a direção paralela ao avanço corresponde ao extensômetro nº 3. Os valores positivos de tensão residual indicam se tratar de tensão residual de tração, ao passo que os valores negativos representam tensão residual de compressão.

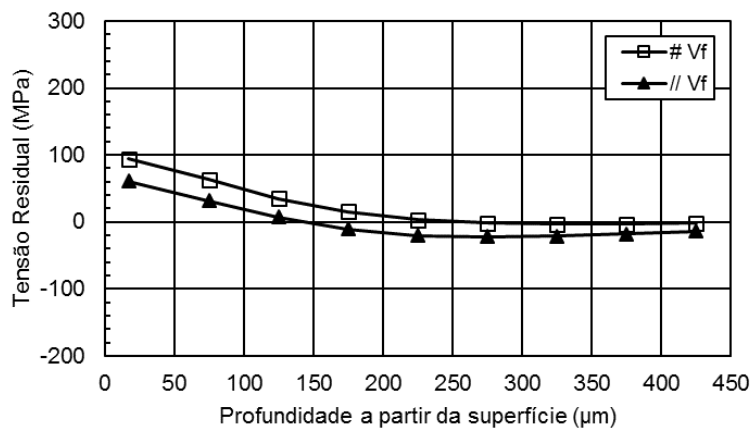


FIGURA 5.2 - Tensões residuais em função da profundidade do furo.

Os exemplos mostrados nas FIG. 5.1 e 5.2 foram selecionados aleatoriamente por meio de teste realizado no corpo de prova do aço ABNT 1010 sob velocidade de corte de 100 m/min, avanço por dente de 0,05 mm, profundidade de usinagem de 1,5 mm e com a utilização de fluido de corte.

As curvas de tensão residual presentes neste exemplo são características; de maneira geral as tensões residuais partem de um valor absoluto máximo próximo à superfície e depois se estabilizam em valores próximos à zero a partir de certa profundidade. Este comportamento foi previsto por El-Khabeery e Fattouh (1989) e ocorreu na maioria dos ensaios analisados neste trabalho.

A seguir serão mostrados os efeitos da alteração de cada parâmetro de usinagem sobre o comportamento das tensões residuais medidas em função da profundidade nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço. Conforme observado na FIG. 5.3, as tensões residuais medidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço para a condição mais branda de fresamento, isto é,  $V_c=100$  min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm e sem fluido de corte, apresentam tendência semelhante entre si. As curvas descrevem um comportamento típico para tensões residuais, no qual os valores mais altos, correspondentes à tensão residual de tração, são verificados próximos à superfície usinada, decrescendo até se neutralizarem a aproximadamente 200  $\mu\text{m}$  de profundidade. A intensidade da tensão residual medida na direção perpendicular ao avanço é maior que a medida na direção paralela na maioria das condições, provavelmente devido ao fato de que a fresa foi posicionada simetricamente em relação à peça e a roseta foi fixada na peça na área correspondente ao centro do fresamento, isto é, na região onde a espessura do cavaco possui o seu valor máximo.

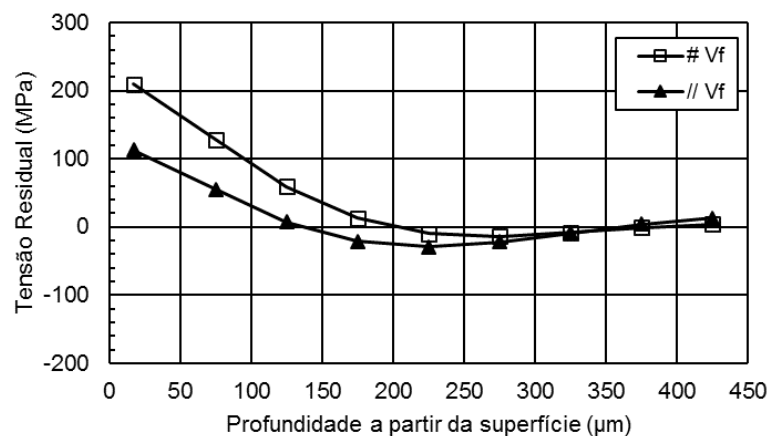


FIGURA 5.3 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob  $V_c = 100\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,05$  mm,  $a_p = 0,5$  mm e sem fluido de corte.

Na FIG. 5.4 são mostradas as tensões residuais medidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço quando a velocidade de corte é aumentada de

$V_c=100$  m/min para  $V_c=300$  m/min, permanecendo os demais parâmetros nos mesmos níveis utilizados no ensaio da FIG. 5.3 ( $f_z=0,05$  mm e  $a_p=0,5$  mm). Observa-se que para as tensões residuais medidas em ambas as direções, os maiores valores são verificados próximos à superfície usinada e correspondem a tensão residual de tração. Semelhantemente ao verificado na FIG. 5.3, nota-se que os valores da tensão residual medida na direção paralela ao avanço são menores que os medidos na direção perpendicular. O aumento da velocidade de corte não proporcionou alteração significativa no valor máximo da tensão residual, observado próximo à superfície da peça, porém provocou um incremento da profundidade afetada. Este fato provavelmente pode ser explicado pelo aumento da temperatura em decorrência do aumento da velocidade de corte.

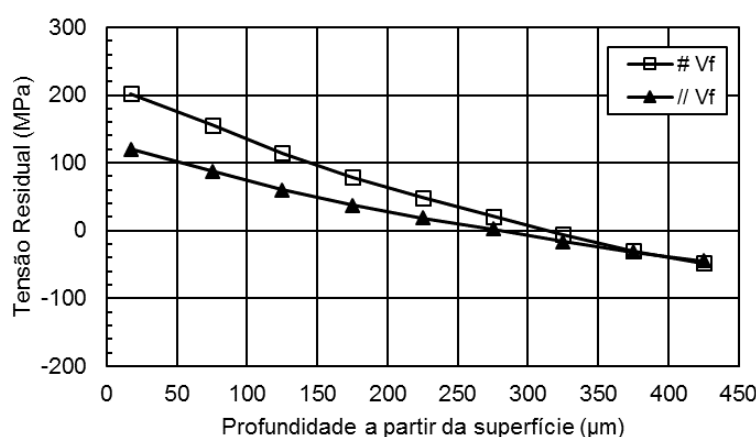


FIGURA 5.4 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob  $V_c = 300$ m/min,  $f_z = 0,05$  mm,  $a_p = 0,5$  mm e sem fluido de corte.

São mostrados na FIG. 5.5 os perfis de tensão residual correspondentes ao ensaio no qual todos os parâmetros são mantidos em seus níveis inferiores ( $V_c=100$  m/min e  $a_p=0,5$  mm), com exceção do avanço por dente ( $f_z=0,15$  mm). O aumento deste parâmetro se mostrou extremamente benéfico para a tensão residual medida em ambas as direções, pois os valores da tensão residual medida na direção perpendicular à velocidade de avanço sofreram significativa redução, embora continuando a caracterizar tensão residual de tração ao longo de todo o perfil medido. Para a tensão residual medida na direção paralela à velocidade de avanço, o aumento do avanço por dente proporcionou a indução de tensão residual de compressão com intensidade máxima próxima à superfície usinada, a qual apresenta redução de intensidade até aproximadamente 200 µm de profundidade antes de se estabilizar. Este fato

pode ter ocorrido em decorrência do efeito mecânico causado pela ação da ferramenta de corte sobre a peça, o qual é potencializado devido às propriedades mecânicas do aço ABNT 1010, que por possuir baixo valor de tensão de escoamento possui maior sensibilidade à alteração dos parâmetros de corte que intensificam a ação mecânica da ferramenta sobre a peça.

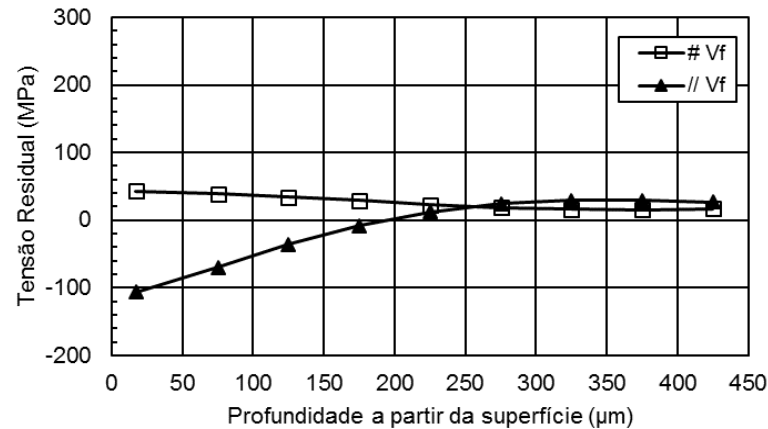


FIGURA 5.5 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob  $V_c = 100\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,15\text{ mm}$ ,  $a_p = 0,5\text{ mm}$  e sem fluido de corte.

Na FIG. 5.6 os valores da tensão residual medida em ambas as direções possuem comportamento semelhante entre si, embora a tensão residual medida na direção perpendicular ao avanço apresente valores superiores aos medidos na direção paralela ao avanço. Neste ensaio foi aumentado apenas o nível da profundidade de usinagem para  $a_p=1,5\text{ mm}$ , com os demais parâmetros mantidos em seus níveis inferiores ( $V_c=100\text{ m/min}$ ,  $f_z=0,05\text{mm}$ , sem fluido de corte). Quando comparado ao perfil das tensões residuais em que todos os parâmetros de usinagem estão em seu nível inferior (FIG. 5.3), observa-se que as curvas possuem comportamento semelhante, além de valores muito próximos para a tensão residual medida na camada mais próxima à superfície da peça. Este fato indica que a profundidade de usinagem exerce pouca influência sobre a tensão residual; entretanto é notado que a profundidade da zona afetada aumentou de  $150\text{ }\mu\text{m}$  para aproximadamente  $250\text{ }\mu\text{m}$ .

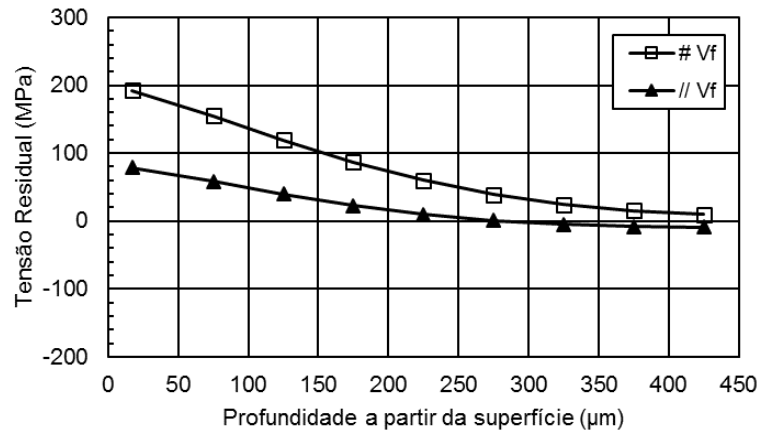


FIGURA 5.6 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob  $V_c = 100\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,05\text{ mm}$ ,  $a_p = 1,5\text{ mm}$  e sem fluido de corte.

São mostrados na FIG. 5.7 os perfis da tensão residual ao longo da profundidade para o ensaio realizado com todos os parâmetros de usinagem em seu nível inferior ( $V_c=100\text{ m/min}$ ,  $f_z=0,05\text{ mm}$ ,  $a_p=0,5\text{ mm}$ ) e com a utilização de fluido de corte. Quando é realizada a comparação com o ensaio que utiliza as mesmas condições de usinagem, porém sem a utilização de fluido de corte (FIG. 5.3) é observado que os valores da tensão residual medida na direção perpendicular à velocidade de avanço são inferiores, sendo que para a direção paralela à velocidade de avanço é observada redução mais discreta nos valores da tensão residual. Esta redução na tensão residual de tração pode ter ocorrido em virtude de a presença de fluido de corte reduzir o atrito entre a ferramenta e a peça, proporcionando menor deformação plástica e, conseqüentemente, tensões residuais de menor intensidade nas camadas próximas à superfície da peça. O fluido de corte não reduz a temperatura máxima na interface cavaco/ferramenta de corte, entretanto, pode facilitar a condução de calor do sistema.

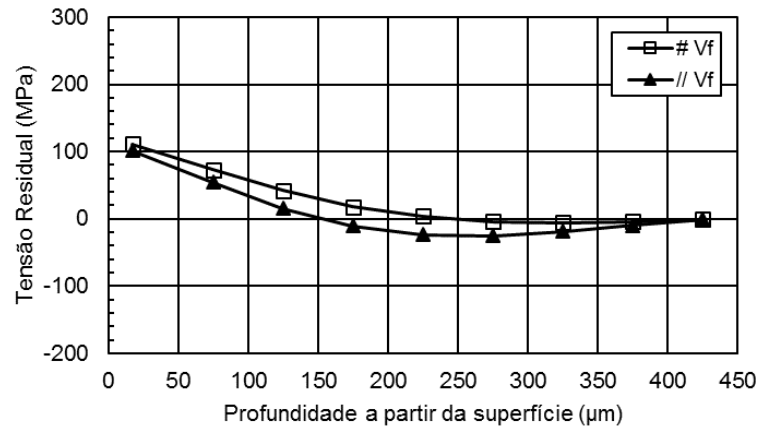


FIGURA 5.7 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 sob  $V_c = 100\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,05\text{ mm}$ ,  $a_p = 0,5\text{ mm}$  e com fluido de corte.

Para analisar o comportamento da tensão residual na direção perpendicular à velocidade de avanço variando-se apenas um parâmetro de corte e mantendo-se os outros constantes para cada condição ensaiada foram traçadas as Figuras 5.8 a 5.12. Na FIG. 5.8 é mostrado o comportamento da tensão residual medido a  $17\ \mu\text{m}$  abaixo da superfície na direção perpendicular à velocidade de avanço com o parâmetro velocidade de corte entre seus níveis mínimo e máximo ( $V_c=100\text{ m/min}$  e  $V_c=300\text{ m/min}$ ). Esta profundidade foi escolhida para análise por representar a medida mais próxima à superfície para a qual foi calculada a tensão residual, permitindo um melhor entendimento dos efeitos da tensão residual sobre a camada superficial da peça. É importante salientar que o primeiro furo incremental usinado possui profundidade de  $50\ \mu\text{m}$  e através dos cálculos realizados pelo *software* H-Drill a tensão residual correspondente a esta profundidade atua na camada subsuperficial localizada  $17\ \mu\text{m}$  abaixo da superfície.

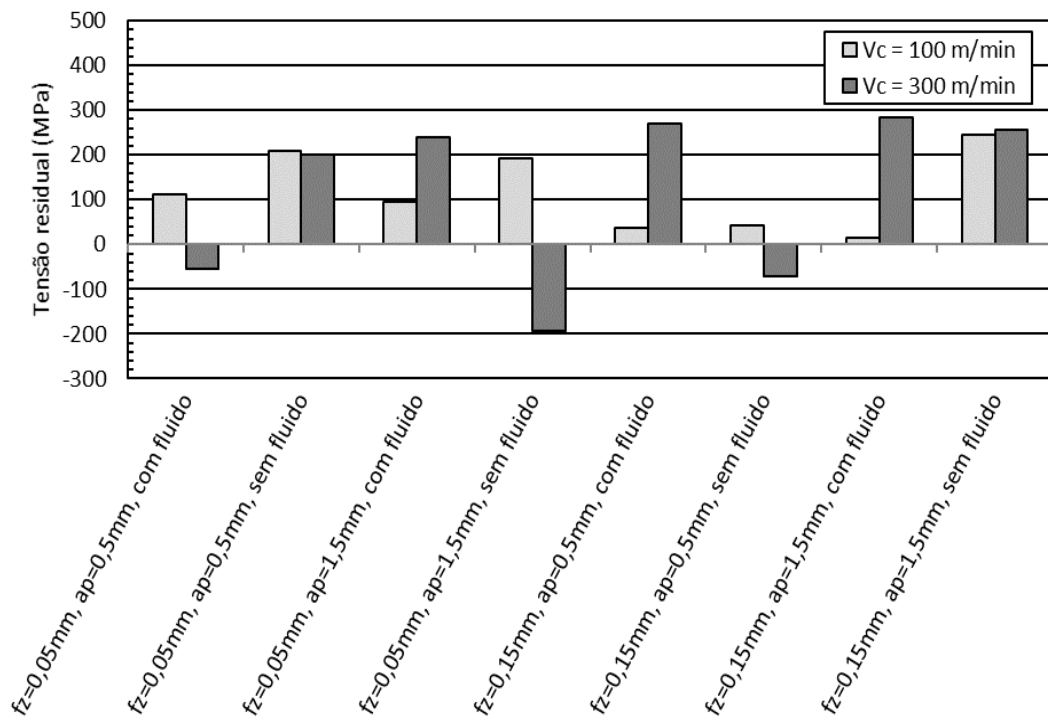


FIGURA 5.8 - Influência da variação da velocidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço à 17  $\mu$ m de profundidade.

Em três das oito condições de corte analisadas na Figura 5.8 (1<sup>a</sup>, 4<sup>a</sup> e 6<sup>a</sup> condições), o aumento da velocidade de corte fez com que uma tensão residual de tração fosse convertida em tensão residual de compressão. Para outras três condições (3<sup>a</sup>, 5<sup>a</sup> e 7<sup>a</sup> condições) o aumento da velocidade de corte proporciona o aumento da intensidade das tensões de tração e para as duas condições restantes o aumento da velocidade de corte afetou de forma sutil a tensão residual. Portanto, apenas com a análise dos dados da Figura 5.8 não é possível determinar um padrão de comportamento da tensão residual para uma variação de nível do parâmetro velocidade de corte. Este fato se deve provavelmente às propriedades mecânicas do aço ABNT 1010, que embora seja sensível à indução de tensões residuais devido à sua baixa tensão de escoamento, não reage de forma previsível.

Na FIG. 5.9 é apresentado o comportamento da tensão residual medida na direção perpendicular à velocidade de avanço ao variar-se somente o avanço por dente entre seus níveis mínimo ( $f_z=0,05$  mm) e máximo ( $f_z=0,15$  mm).

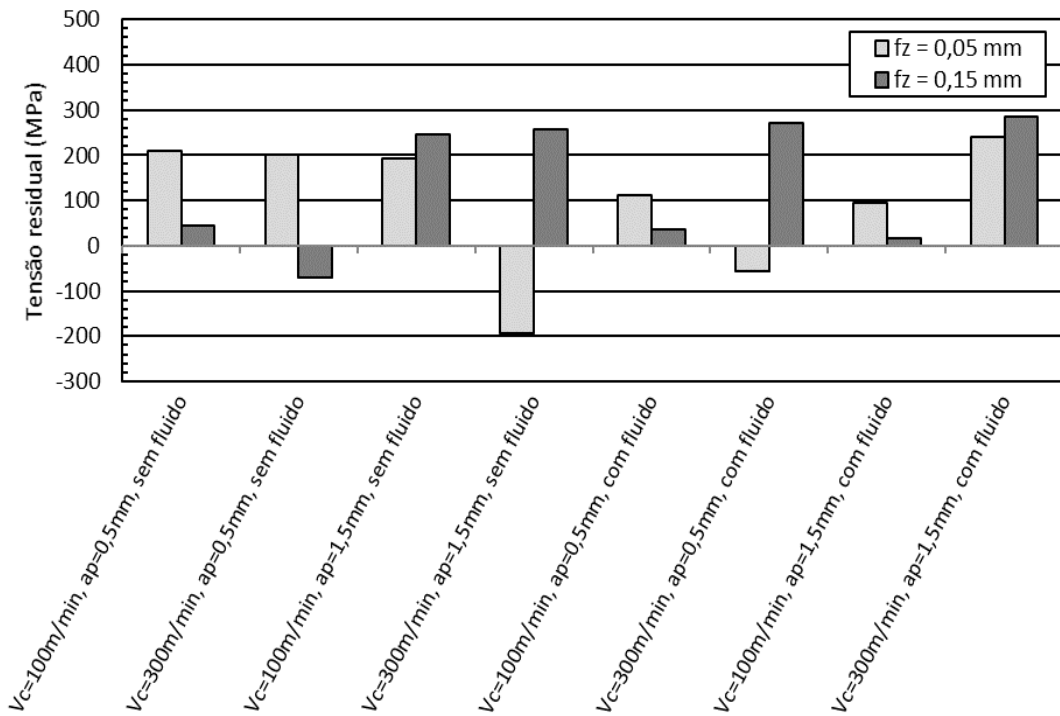


FIGURA 5.9 - Influência da variação do avanço por dente sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.

Em quatro das oito condições de fresamento analisadas na Figura 5.9 (1ª, 2ª, 5ª e 7ª condições), o aumento do avanço por dente causa redução na intensidade das tensões residuais de tração, sendo que em uma destas situações a tensão residual de tração é convertida em tensão residual de compressão. Para as outras quatro condições o aumento do avanço por dente provoca o aumento da intensidade das tensões residuais de tração.

Com a variação da profundidade de usinagem em seus níveis mínimo ( $a_p=0,5$  mm) e máximo ( $a_p=1,5$  mm), a análise da FIG. 5.10 mostra uma variação no comportamento da tensão residual na direção perpendicular à velocidade de avanço para quatro condições de usinagem, dentre as quais, em três casos (2ª, 7ª e 8ª condições) houve aumento da tensão residual de tração e em um dos casos foi verificada tensão residual de compressão onde anteriormente a tensão presente era de tração. Para as outras quatro condições praticamente não houve variação nos valores das tensões residuais, não sendo possível avaliar esta influência apenas com a análise deste gráfico. Na FIG. 5.11 pode-se observar o comportamento da tensão residual na direção perpendicular à velocidade de avanço para cada condição ensaiada comparativamente à utilização ou não do fluido de corte. Novamente não

fica evidenciada uma tendência clara de comportamento da tensão residual para uma variação deste parâmetro.

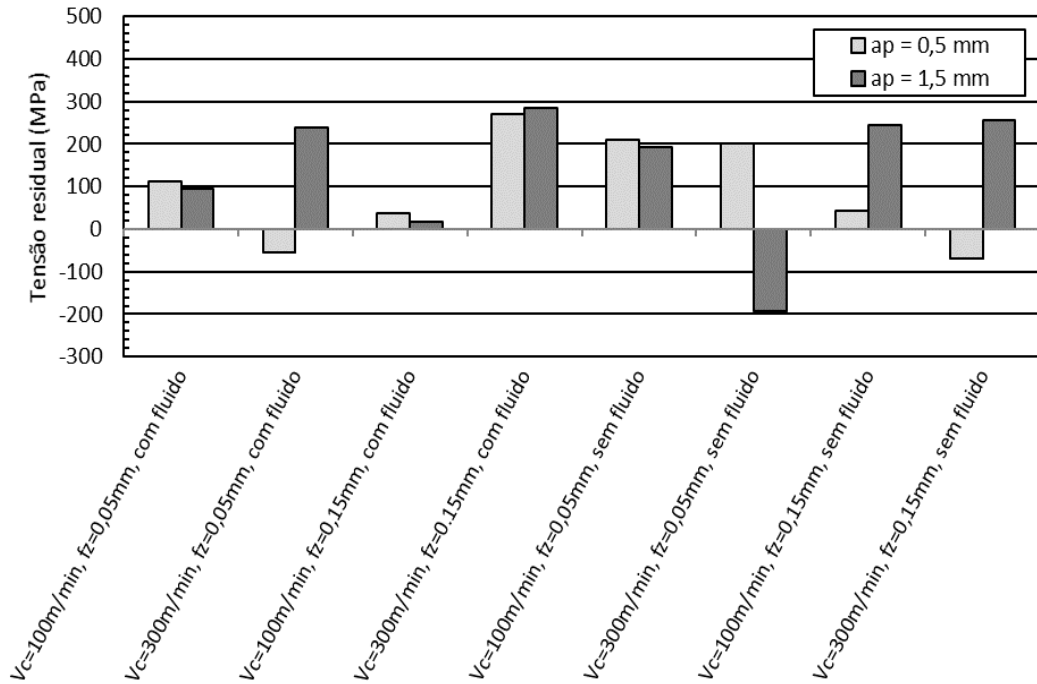


FIGURA 5.10 - Influência da variação da profundidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.

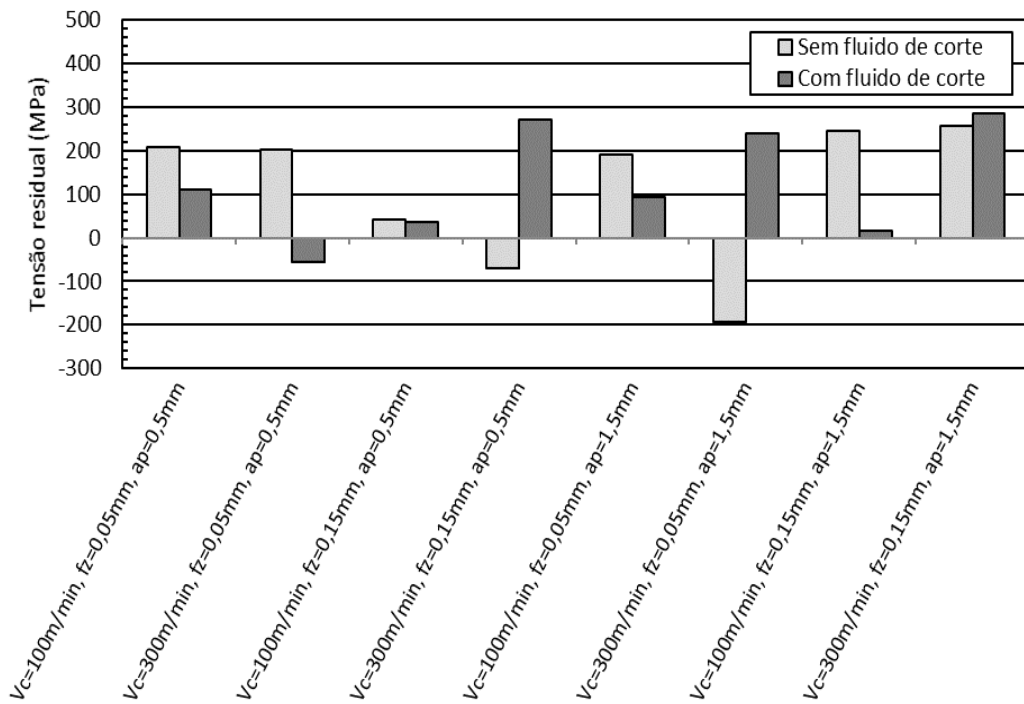


FIGURA 5.11 - Influência da utilização de fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.

Foi realizada uma análise de variância (ANOVA) utilizando os valores de tensões residuais medidas a 17  $\mu\text{m}$  da superfície na direção perpendicular à velocidade de avanço. Neste caso foi considerado um nível de significância de 5%. A tabela com os valores das tensões residuais induzidas no aço ABNT 1010 é mostrada no apêndice (TAB. A.2).

Na carta de Pareto da FIG. 5.12 são mostrados os valores dos efeitos padronizados e é traçada uma linha de referência para a avaliação de sua importância; qualquer efeito que se estenda além da linha de referência é considerado potencialmente importante. Observa-se que nenhum dos elementos, tampouco suas interações, exerce influência significativa sobre as tensões residuais medidas na direção perpendicular à velocidade de avanço. Isto significa que os parâmetros empregados no fresamento frontal do aço ABNT 1010 não influenciaram de forma significativa o valor da tensão residual medida a 17  $\mu\text{m}$  da superfície.

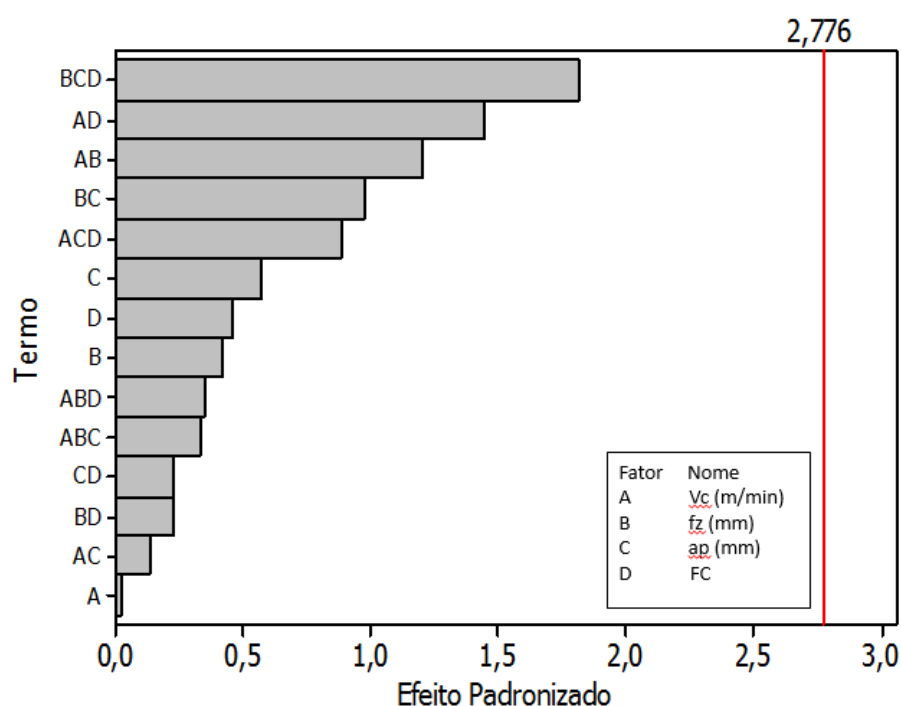


FIGURA 5.12- Carta de Pareto dos efeitos padronizados para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço para o aço ABNT 1010.

Procedendo-se à mesma análise comparativa, na qual é alterado apenas um dos parâmetros de corte para cada condição ensaiada, na FIG. 5.13 é mostrado para a tensão residual medida na direção paralela à velocidade de avanço, leve tendência ao aumento dos valores de tração da tensão residual medida a 17  $\mu\text{m}$  de profundidade com aumento da velocidade de corte. Das oito condições analisadas na FIG. 5.13, em cinco situações (3<sup>a</sup>, 4<sup>a</sup>, 6<sup>a</sup>,

7ª e 8ª condições) o aumento da velocidade de corte provocou aumento da intensidade das tensões residuais de tração, sendo que em uma destas situações uma tensão residual de compressão foi convertida em tensão residual de tração. Este fato é compatível com os resultados encontrados por de Gunnberg et al (2006).

Em estudo realizado por Axinte e Dewes (2002) sobre o fresamento a alta velocidade do aço ferramenta AISI H13, os resultados mostraram que a elevação da velocidade de corte e do avanço por dente fez com que as tensões compressivas inicialmente registradas tivessem sua intensidade reduzida devido ao efeito térmico.

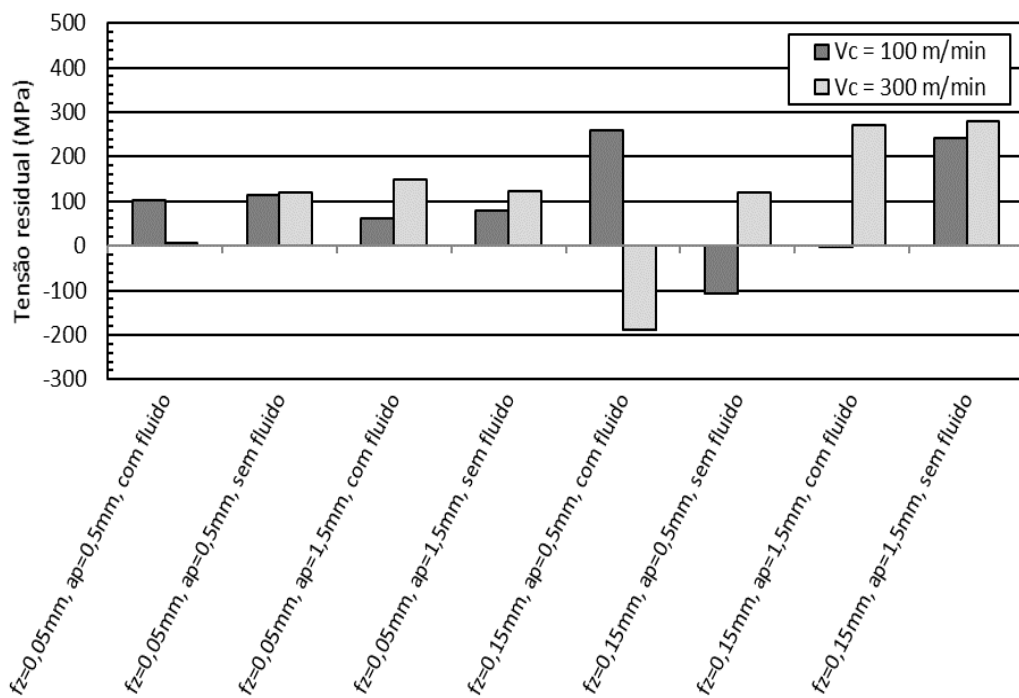


FIGURA 5.13 - Influência da variação da velocidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.

Na FIG. 5.14 observa-se que os maiores valores de tensão de tração são obtidos quando o avanço por dente é utilizado em seu nível superior ( $f_z=0,15$  mm), principalmente para as condições onde  $V_c=300$  m/min,  $a_p=1,5$  mm, sem fluido de corte e  $V_c=300$  m/min,  $a_p=1,5$  mm, com fluido de corte, ou seja, combinado com os parâmetros de velocidade e profundidade de corte em seus níveis máximos.

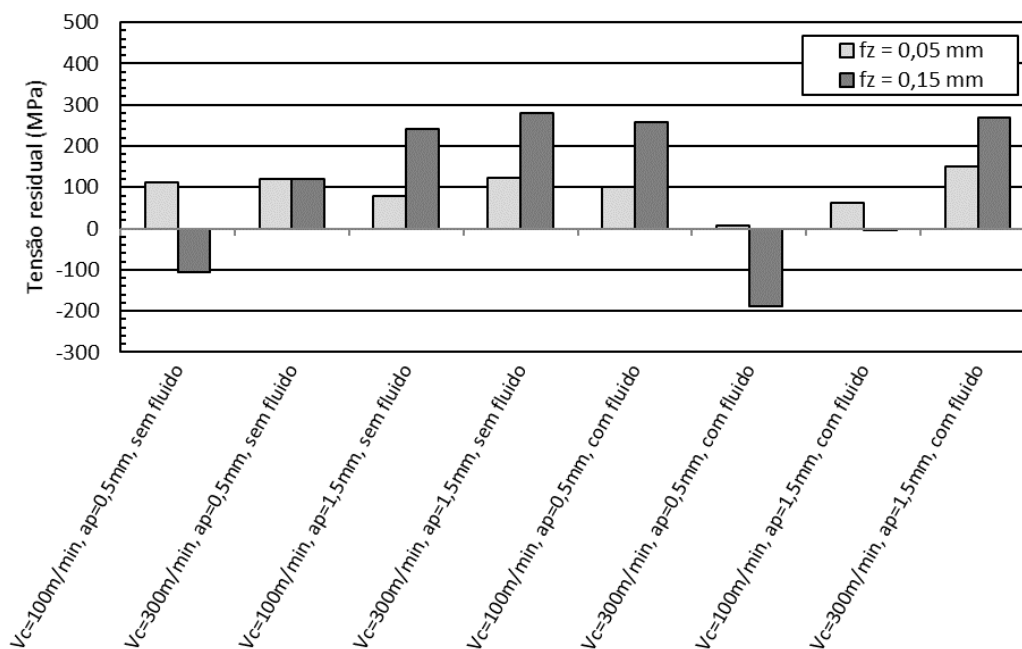


FIGURA 5.14 - Influência da variação do avanço por dente sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.

O aumento da profundidade de usinagem, conforme mostrada na FIG. 5.15, colabora para a obtenção de valores mais altos de tensão residual de tração. A interação entre a profundidade de usinagem em seu nível superior e a velocidade de corte também em seu nível superior conduz à obtenção de tensões residuais de tração de maior intensidade em todos os ensaios. O mesmo pode ser observado para a interação de terceira ordem entre velocidade de corte, avanço por dente e profundidade de usinagem; quando estes fatores estão em seu nível superior são verificados elevados valores de tensão residual de tração.

Na FIG. 5.16 pode-se observar que a utilização ou não de fluido de corte traz, de modo geral, pouca influência sobre o comportamento das tensões residuais na direção paralela à velocidade de avanço. No estudo da influência dos parâmetros de fresamento sobre o comportamento de tensões residuais, muitas vezes um parâmetro analisado individualmente não exerce influência significativa sobre as tensões residuais, no entanto, a combinação de dois ou mais parâmetros pode influenciar de maneira significativa o comportamento destas tensões. Este tipo de interação pode ser verificado por meio de uma análise estatística, a qual será realizada a seguir.

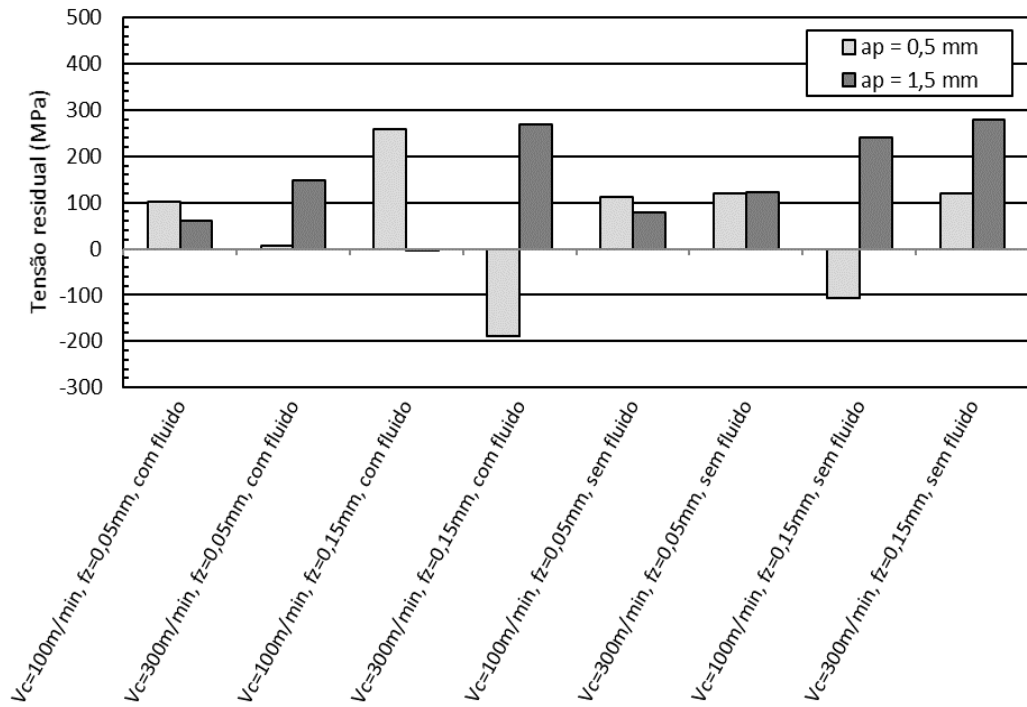


FIGURA 5.15 - Influência da variação da profundidade de usinagem sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.

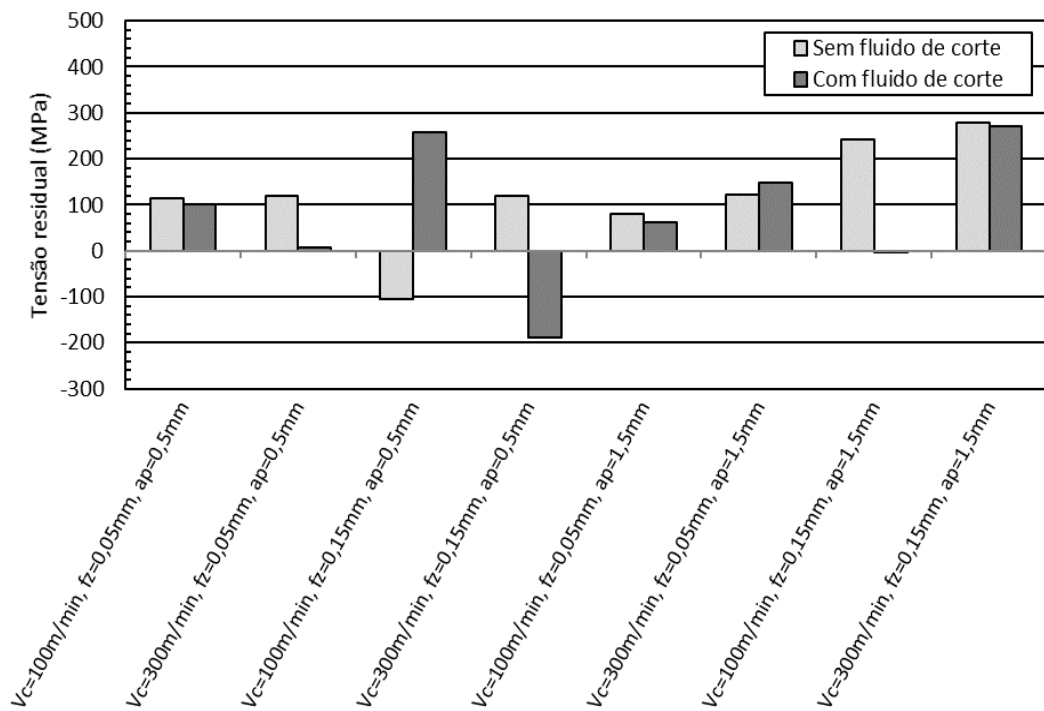


FIGURA 5.16 - Influência da utilização de fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.

Uma análise de variância (ANOVA) foi realizada a fim de se identificar os parâmetros de corte estatisticamente significativos sobre a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço. Na FIG. 5.17 pode-se observar que os fatores a exercer maior influência sobre este parâmetro são a interação de terceira ordem entre velocidade de corte, profundidade de usinagem e fluido de corte, seguido da profundidade de usinagem individualmente e pela interação de segunda ordem entre velocidade de corte e profundidade de usinagem; entretanto, nenhum destes fatores, tampouco suas interações, foram considerados estatisticamente significativos.

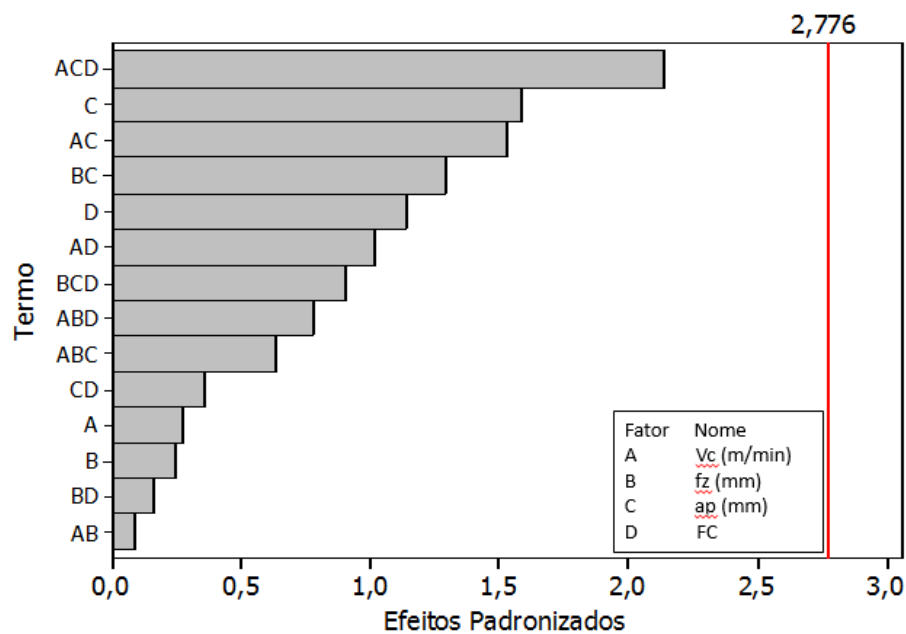


FIGURA 5.17 - Carta de Pareto dos efeitos padronizados para a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço para o aço ABNT 1010.

### 5.1.2 Análise metalográfica

Esta análise permite observar a microestrutura do material em uma seção perpendicular à superfície usinada e normal à direção de avanço, onde são visualizados os contornos de grão do material desde as camadas mais profundas até sua intersecção com a superfície fresada atacada com nital na concentração de 4% durante 10 segundos. Segundo Griffiths (2001), em função do tipo e da intensidade da energia empregada no processo de usinagem, transformações nas camadas subsuperficiais mais próximas à superfície podem ocorrer devido aos esforços mecânicos e às elevadas temperaturas e gradientes térmicos

oriundos do processo de corte. As propriedades do material da peça são afetadas e é produzida uma ampla variedade de defeitos na subsuperfície, dentre os quais deformações plásticas, variação de dureza, microtrincas e transformações de fase. Ainda segundo Griffiths (2001), estas alterações são superficiais (aproximadamente 2,5  $\mu\text{m}$  quando são utilizadas condições de trabalho convencionais), sendo que em nível atômico, a deformação plástica ocorre devido a discretos movimentos de defeitos no plano cristalino (discordâncias) e como tais defeitos nunca são distribuídos uniformemente ao longo do corpo a deformação plástica também não o é. Entretanto, existem outras razões para as deformações serem não homogêneas, como exemplo, a nível intergranular as diferenças nas orientações dos planos cristalográficos geram diferenças na deformação (anisotropia), diferentes fases, além da aplicação de forças externas não uniformes também causam tais heterogeneidades.

É mostrado na FIG. 5.18 a microestrutura de uma amostra do aço ABNT 1010 com ampliação de 200 vezes observada ao microscópio eletrônico de varredura (esquerda) e a mesma amostra observada com o auxílio de um microscópio ótico (direita), com a mesma ampliação. O baixo teor de carbono presente neste aço não permite uma possível formação de martensita ainda que a temperatura de austenitização seja atingida durante a operação de fresamento; entretanto podem ser visualizados a presença de grãos equiaxiais de ferrita, bem como grãos de perlita.

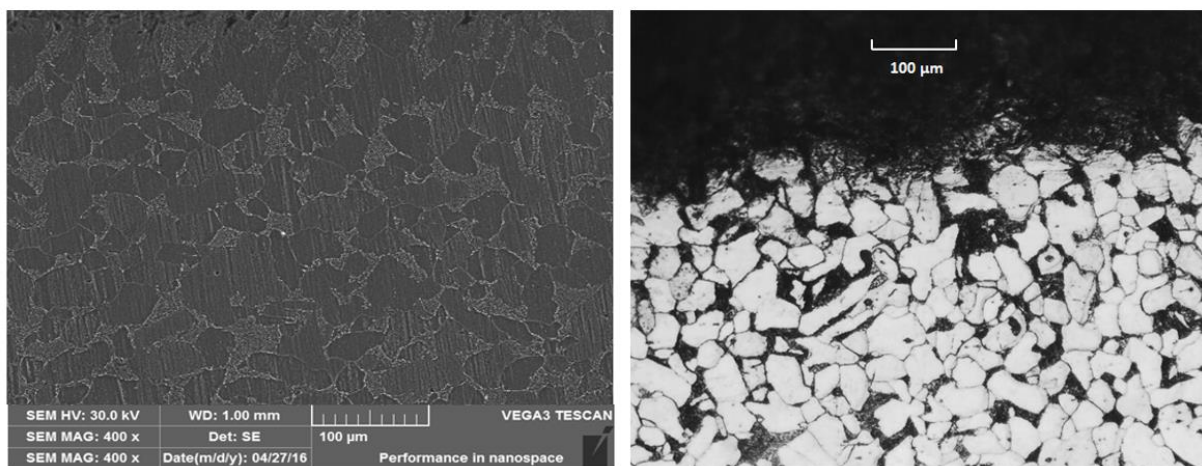


FIGURA 5.18 - Micrografias do aço ABNT 1010 realizadas em microscópio eletrônico de varredura (esquerda) e em microscópio ótico (direita).

Na FIG. 5.19 observa-se uma amostra do aço ABNT 1010 fresada sob  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=1,5$  mm, sem fluido de corte, onde são observados os contornos de grão do material, os quais possuem granulometria uniforme nas camadas subsuperficiais mais profundas, ao passo que na camada mais próxima à superfície é possível notar que os grãos constituintes do material apresentam forma achatada. Esta alteração deve-se possivelmente à ação mecânica da ferramenta de corte, que provoca a deformação plástica do material da peça.

Na FIG. 5.20 tem-se uma amostra usinada sob  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=1,5$  mm, sem fluido de corte. Não são observadas diferenças significativas nas microestruturas do material quando comparamos com a FIG. 5.19, apesar do aumento do avanço por dente de 0,05 mm para 0,15 mm.

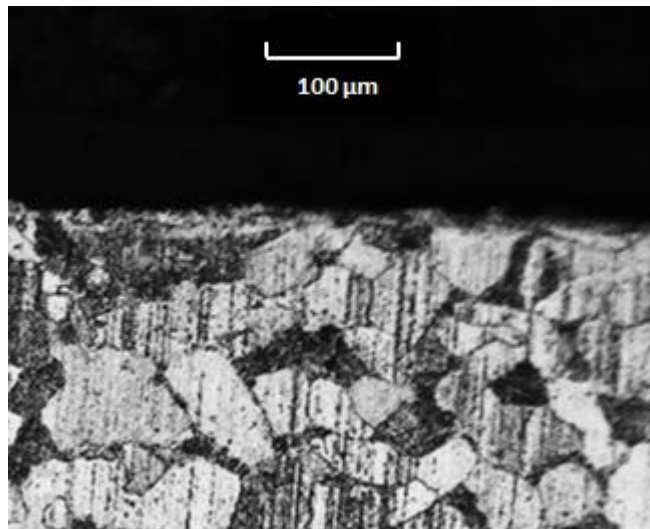


FIGURA 5.19 – Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob:  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=1,5$  mm e sem fluido de corte.

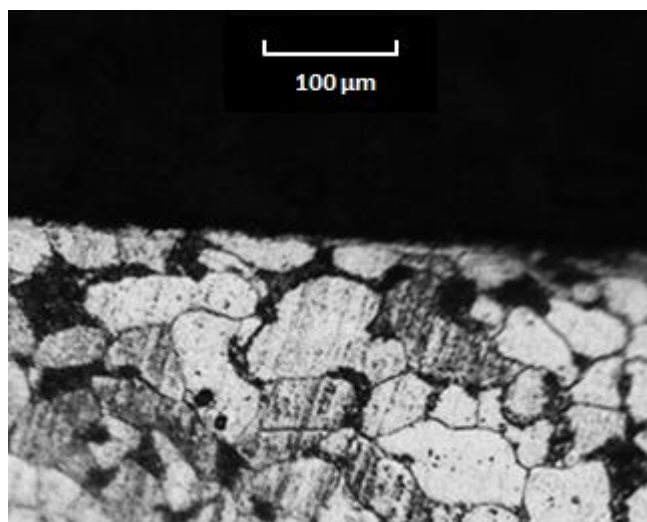


FIGURA 5.20 - Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob:  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=1,5$  mm e sem fluido de corte.

É mostrada na FIG. 5.21 a seção transversal de uma amostra usinada sob  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm com fluido de corte e na FIG. 5.22 uma amostra que foi usinada sob  $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=1,5$  mm, também com uso de fluido de corte. Apesar da variação de todos os parâmetros de usinagem, com exceção do fluido de corte que em ambos os casos foi utilizado, não é notada diferença significativa entre a microestrutura das amostras. Observa-se, no entanto, que os grãos da camada próxima à superfície estão deformados plasticamente devido à ação da ferramenta de corte.

Não é possível identificar nas imagens a formação de uma camada termicamente alterada ou a formação de camada branca nas camadas subsuperficiais próximas à superfície usinada. A microestrutura de um aço com baixo teor de carbono apresenta predominantemente a fase ferrítica. A ferrita é uma solução sólida de ferro no estado alotrópico alfa, com baixos teores de carbono ou outros elementos de liga dissolvidos, que ocupam posições específicas no reticulado cristalino de célula cúbica de corpo centrado do aço, possui microestrutura de grãos poligonais regulares de alta ductilidade e tensão limite de escoamento da ordem de 270 MPa (Callister, 2016). A resistência mecânica da ferrita é determinada também pelo seu tamanho de grão, sendo que quanto menor o tamanho destes, maior será a resistência mecânica (Aggen, 1993). A ferrita não responde a tratamentos térmicos que visem à formação de martensita para aumento de resistência mecânica, o que é alcançado somente através do trabalho mecânico a frio. Além disso, ao ser submetida ao recozimento pleno com subsequente resfriamento ao forno, não há tendência de formação de

austenita retida na microestrutura. Portanto, não há tendência de formação de martensita na microestrutura do aço por duas razões: primeiro, o teor de carbono é muito baixo e, portanto, o aquecimento gerado pela ação da ferramenta e a subsequente refrigeração não são suficientes para provocar têmpera e formação de martensita e segundo, não há austenita retida para ser transformada durante a deformação plástica causada pela ação da ferramenta de corte.

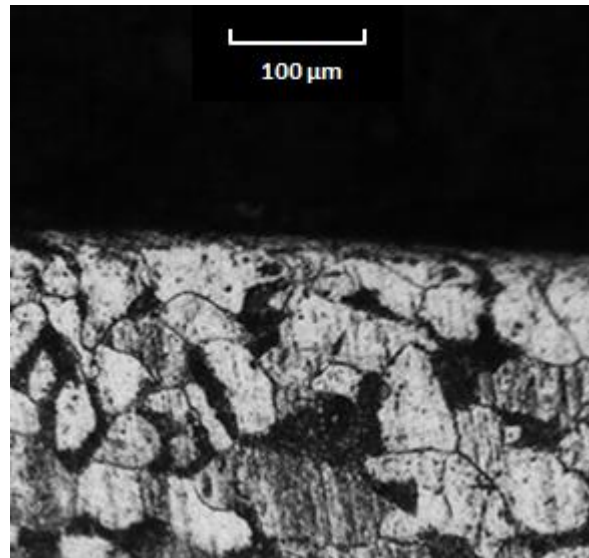


FIGURA 5.21 - Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob:  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, com fluido de corte.

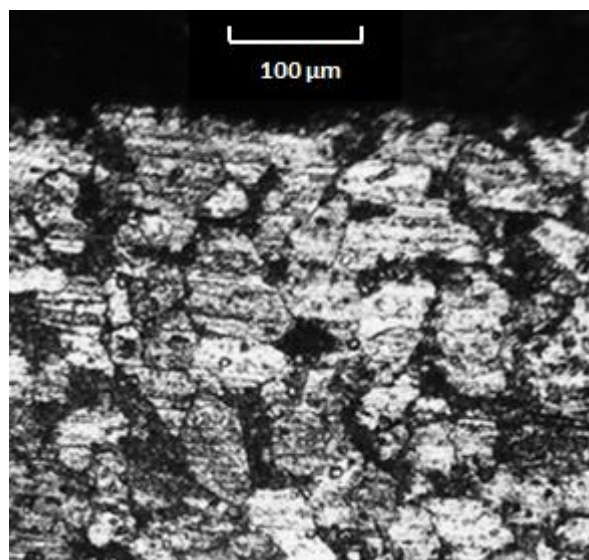


FIGURA 5.22 - Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob:  $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=1,5$  mm e sem fluido de corte.

A microestrutura de uma amostra de aço ABNT 1010 fresado sob  $V_c=200$  m/min,  $f_z=0,10$  mm,  $a_p=1,0$  mm e sem fluido de corte é apresentada na FIG. 5.23. Esta condição de fresamento é intermediária entre os níveis mínimo e máximo utilizados nos ensaios e representam um dos pontos centrais do projeto de experimentos. A microestrutura da FIG. 5.23 apresenta as mesmas características observadas nas amostras usinadas com os parâmetros extremos ensaiados, ou seja, nota-se deformação plástica do material nas camadas próximas à superfície e não há formação de martensita.

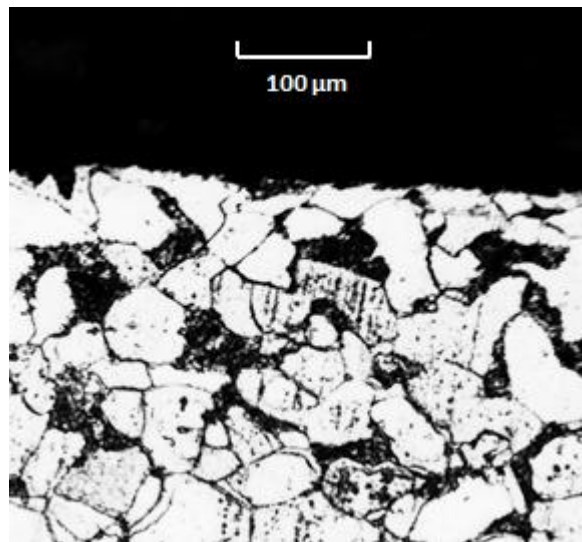


FIGURA 5.23 - Seção transversal do corpo de prova de aço ABNT 1010 fresado sob:  $V_c=200$  m/min,  $f_z=0,10$  mm,  $a_p=1,0$  mm, sem fluido de corte.

### 5.1.3 Medição de microdureza

As medições da microdureza foram realizadas com o intuito de se observar a existência de variações de dureza devido às condições de usinagem utilizadas e verificar a existência de correlação destes valores com as tensões residuais encontradas. A tabela com os valores das microdurezas medidas no aço ABNT 1010 é mostrada no apêndice (TAB. A.3). Na FIG. 5.24 podem ser observadas as marcas deixadas pelo penetrador Vickers durante o processo de medição.

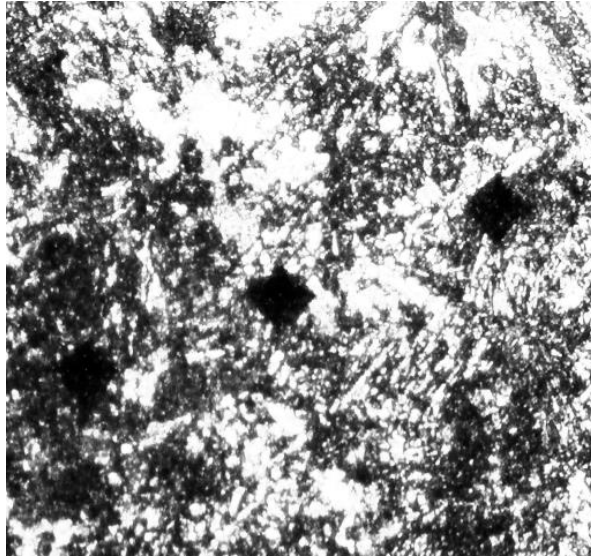


FIGURA 5.24 - Marcas do penetrador Vickers provenientes das medições de microdureza.

Foram realizadas medições a partir de 50  $\mu\text{m}$  da superfície usinada com incremento de 50  $\mu\text{m}$  até a profundidade de 400  $\mu\text{m}$ . Os resultados mostram maior variação da dureza entre a primeira e a segunda medição, sendo que os valores da microdureza possuem uma tendência de se estabilizarem a partir de 150  $\mu\text{m}$  de profundidade e o núcleo das amostras apresentou uma microdureza média de 112  $\text{HV}_{0,2}$  com desvio padrão igual a 7,2.

Nas Figuras 5.25 a 5.28 são observados os perfis da microdureza variando-se os parâmetros de corte individualmente para o aço ABNT 1010 e comparando-se à condição onde todos os parâmetros de usinagem estão em seus níveis mínimos ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm) e sem fluido de corte. É mostrado na FIG. 5.25 que o aumento da velocidade de corte proporciona uma redução dos valores de microdureza ao longo da profundidade até aproximadamente a camada situada a 200  $\mu\text{m}$  da superfície. A dureza mais elevada nas camadas superficiais se deve, provavelmente, ao encruamento desta região causado pela ação mecânica da ferramenta de corte. Com a elevação da velocidade de corte e, conseqüentemente, da temperatura, este efeito é reduzido.

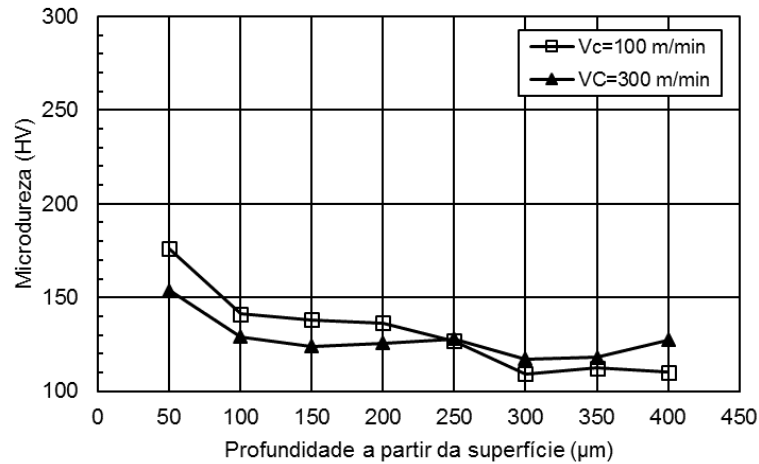


FIGURA 5.25 - Influência do aumento da velocidade de corte sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 1010.

Na Figura 5.26 é mostrada a variação da microdureza quando é aumentado o avanço por dente. Similarmente ao que ocorre com o aumento da velocidade de corte, observa-se redução na microdureza até aproximadamente 200 μm de profundidade, provavelmente pelo mesmo motivo decorrente do aumento da velocidade de corte.

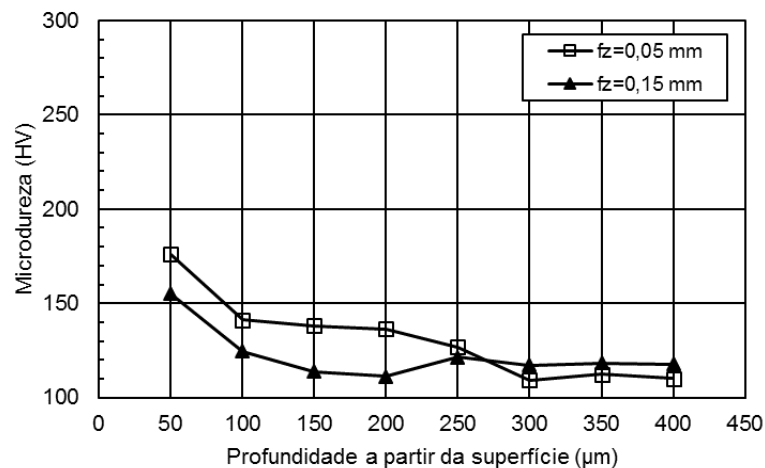


FIGURA 5.26 - Influência do aumento do avanço por dente sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 1010.

O aumento da profundidade de usinagem mostra-se pouco influente sobre a microdureza em relação a variação dos demais parâmetros, seguindo a tendência verificada na análise da tensão residual. Na Figura 5.27 é mostrado que o aumento da profundidade de

usinagem influenciou apenas a microdureza na camada mais próxima à superfície, reduzindo seu valor. Para as demais medições ao longo do perfil da profundidade, o aumento da profundidade de usinagem não mostrou possuir influência significativa sobre a microdureza.

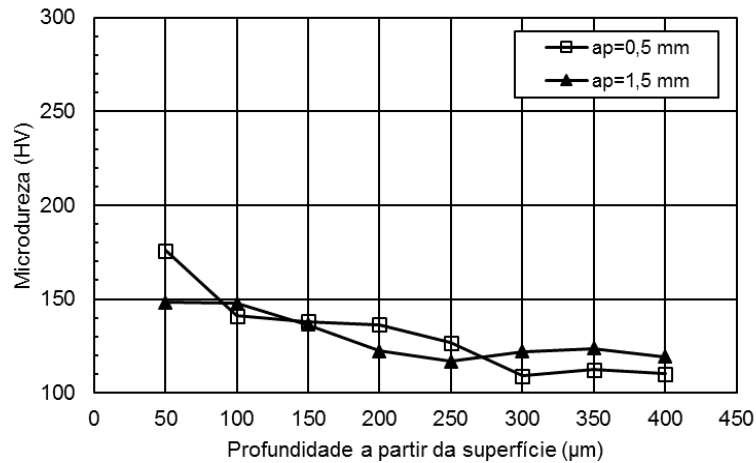


FIGURA 5.27 - Influência do aumento da profundidade de usinagem sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 1010.

Finalmente, é mostrado na Figura 5.28 o efeito da utilização de fluido de corte sobre o perfil de microdureza. Quando se utiliza fluido de corte a microdureza das camadas subsuperficiais é reduzida até a camada situada a aproximadamente 200 μm de profundidade, indicando que sua utilização é benéfica para a superfície fresada, provavelmente por reduzir o coeficiente de atrito e a deformação plástica nas camadas mais superficiais.

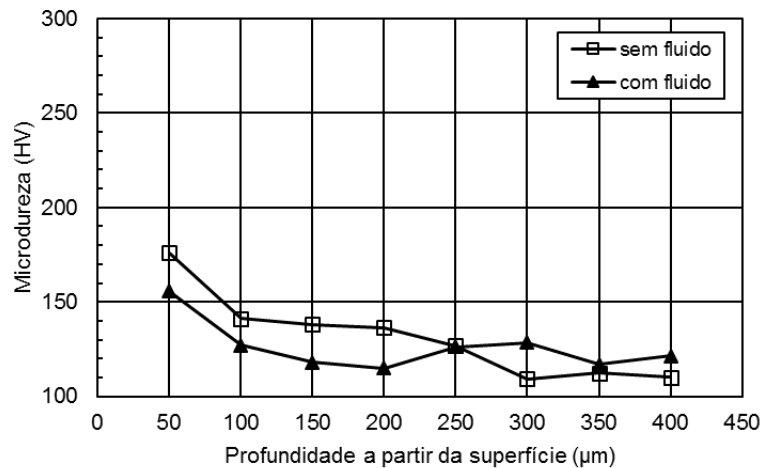


FIGURA 5.28 - Influência do uso de fluido de corte sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 1010.

Na FIG. 5.29 são apresentados os valores de microdureza medidos a 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície. As amostras que apresentam maior dureza foram usinadas sob velocidade de corte mais baixa e avanço mais alto. As amostras usinadas com velocidade de corte em seu nível superior apresentaram valores mais baixos de microdureza.

A maior diferença entre microdurezas foi registrada entre as amostras usinadas com  $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=1,5$  mm, com fluido de corte, onde foi encontrado o valor de 160,3 HV e a amostra usinada com  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=1,5$  mm, sem fluido de corte, que registrou o valor de 127,2 HV. A diferença entre os valores de microdureza corresponde a 26%, sendo que os únicos parâmetros variados foram velocidade de corte e fluido de corte. Comparando-se as amostras usinadas sob  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=1,5$  mm, com fluido de corte (135,8 HV) e  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=1,5$  mm, sem fluido de corte (127,2 HV), chega-se a uma diferença entre os valores da microdureza da ordem de 6,7%, sendo que neste caso o único parâmetro variado foi o fluido de corte. Desta forma, o fluido de corte parece possuir menor influência sobre a microdureza que a velocidade de corte. Para as condições mais severas de usinagem a elevação da temperatura pode ter minimizado o encruamento.

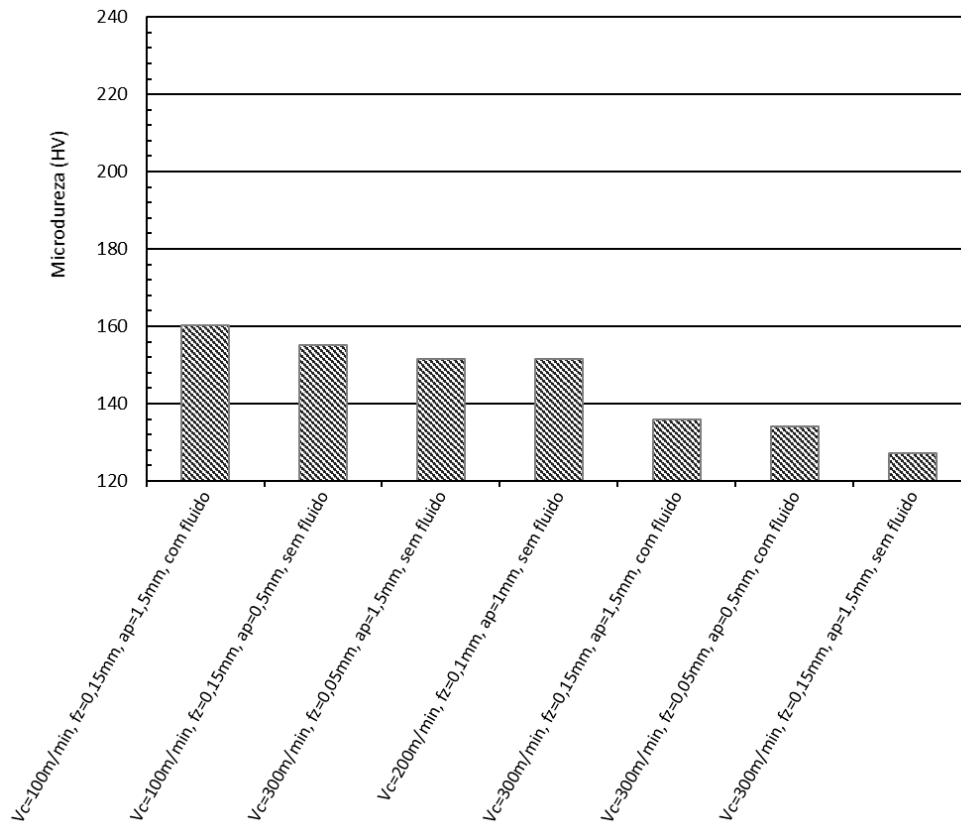


FIGURA 5.29 - Gráfico da microdureza Vickers medida a 50  $\mu$ m abaixo da superfície.

#### 5.1.4 Medição da rugosidade

A rugosidade das superfícies fresadas foi avaliada por meio da medição do desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e da altura total do perfil ( $R_t$ ). A análise das FIG. 5.30 e 5.31 sugere que valores mais baixos de rugosidade são obtidos para a velocidade de corte mais alta, provavelmente devido à redução da resistência mecânica do material causada pela elevação da temperatura, enquanto o avanço por dente proporciona menores rugosidades quando utilizado em seu nível inferior (conforme previsto na literatura) embora sem influência significativa.

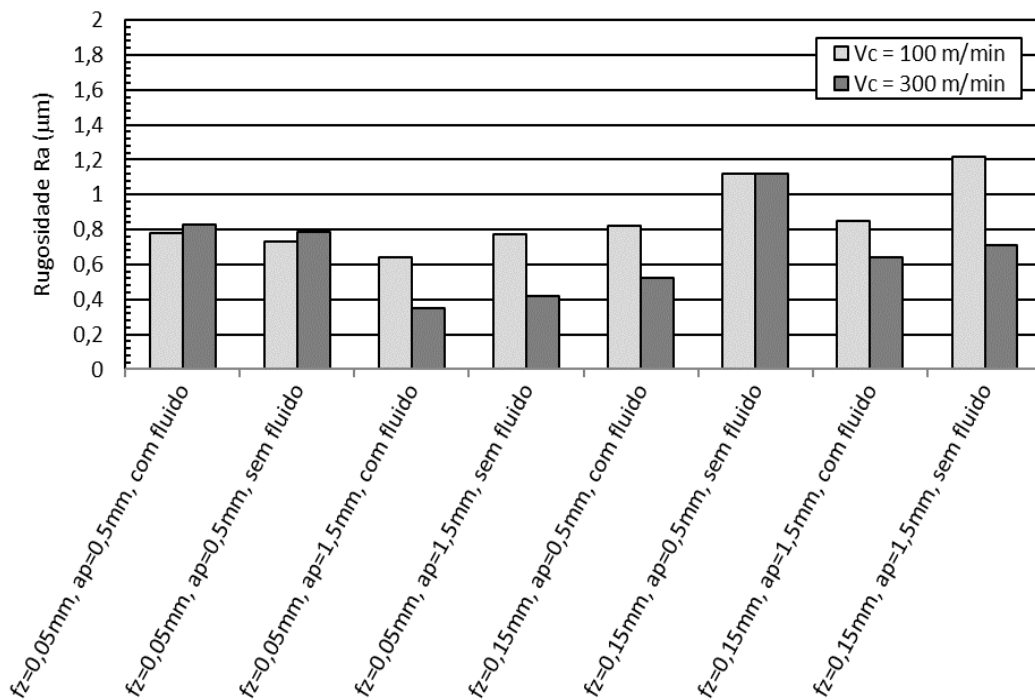


FIGURA 5.30 - Rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 1010 variando-se a velocidade de corte.

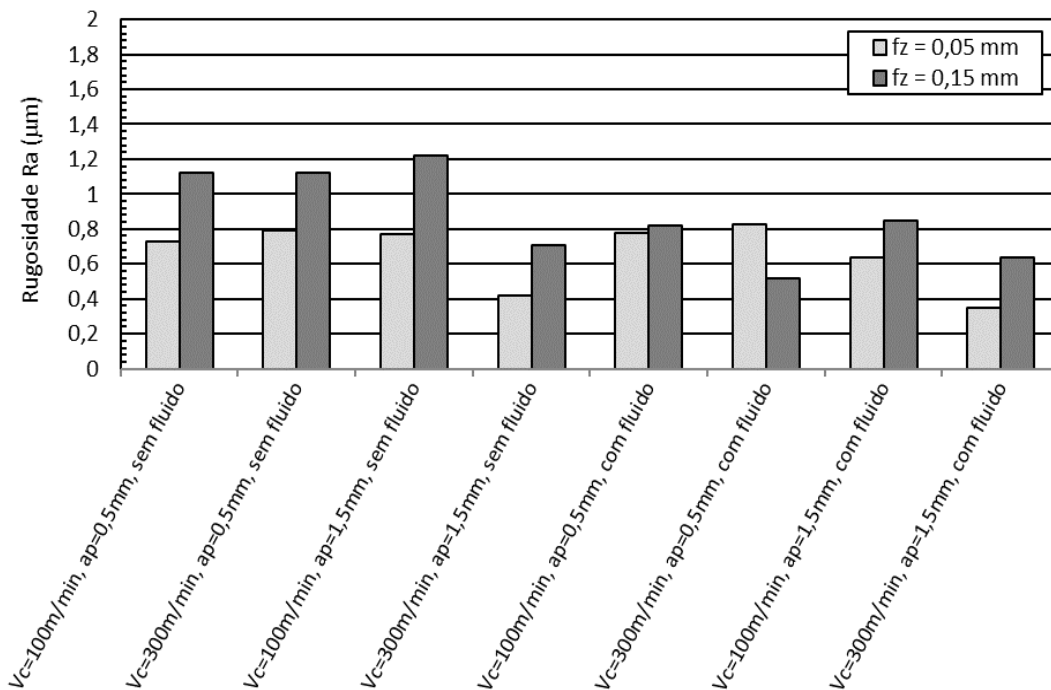


FIGURA 5.31 - Rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova do aço ABNT 1010 variando-se o avanço por dente.

São apresentados nas FIG. 5.32 e 5.33 respectivamente, os resultados e gráficos para  $R_a$  e  $R_t$  obtidos a partir de uma análise de variância. Uma tabela contendo os valores de rugosidade  $R_a$  e  $R_t$  medidos no aço ABNT 1010 é mostrada no apêndice (TAB. A.4). Conforme mostrado nas FIG. 5.32 e 5.33, nota-se que a rugosidade dos corpos de prova do aço ABNT 1010 é influenciada principalmente pela velocidade de corte. Para o desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) os parâmetros analisados apresentaram nível de significância acima dos 5% estipulados, desta forma não podem ser considerados estatisticamente significativos (Montgomery, 2005). No caso da altura total do perfil ( $R_t$ ), a velocidade de corte foi o único parâmetro considerado estatisticamente significativo. Teoricamente, o esperado seria que o avanço por dente exercesse a maior influência sobre a rugosidade (Çolac, 2005; Korkut e Dornetas, 2005), porém o tipo de influência exercida por cada um destes parâmetros não deixa de estar em acordo com a literatura técnica, uma vez que para operações de acabamento são utilizados altos valores de velocidade de corte e baixos valores de avanço por dente.

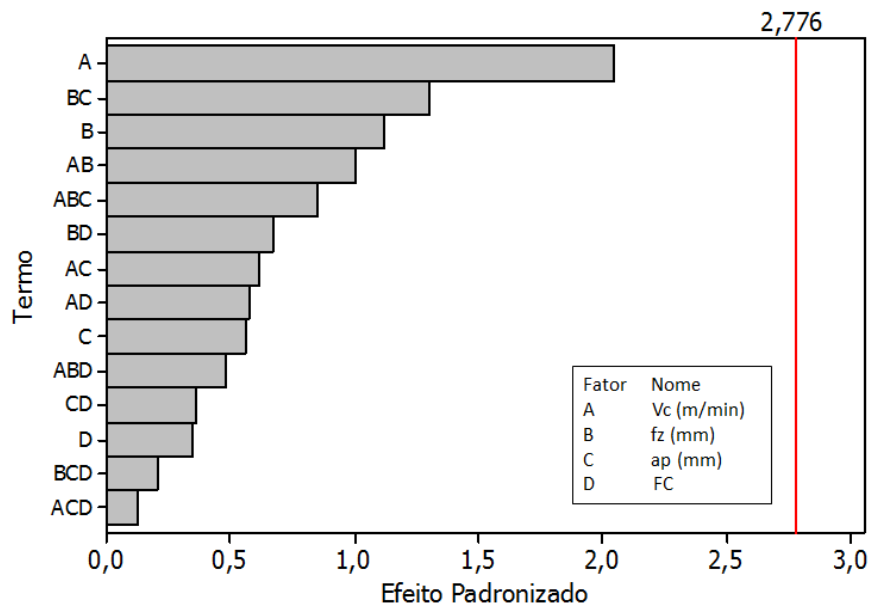


FIGURA 5.32 - Carta de Pareto para a rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova de aço ABNT 1010.

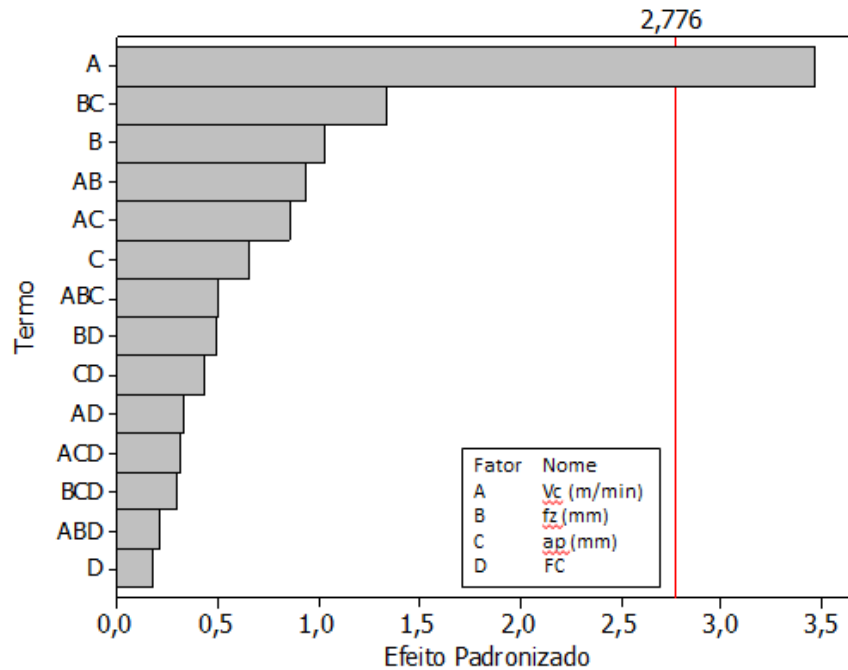


FIGURA 5.33 - Carta de Pareto para a rugosidade ( $R_t$ ) dos corpos de prova de aço ABNT 1010.

## 5.2 Aço ABNT 4340

Este tópico apresenta os resultados de tensões residuais, micrografias, microdureza e rugosidade para os corpos de prova do aço ABNT 4340.

### 5.2.1 Medição de tensão residual

De modo análogo ao aço ABNT 1010 os dados obtidos para as leituras das microdeformações foram tratados pelo *software* H-Drill. Este programa gerou os resultados referentes às tensões residuais medidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço em função da profundidade do furo.

### 5.2.1.1 Influência da variação dos parâmetros de usinagem

Na FIG. 5.34 é exibido o perfil de tensões residuais para uma amostra fresada com todos os parâmetros de usinagem em seu nível inferior ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm) e sem fluido de corte. Observa-se que os perfis das tensões residuais medidas na direção paralela (representada por  $//V_f$ ) e perpendicular (representada por  $\#V_f$ ) à velocidade de avanço apresentam comportamento semelhante em tendência. Este resultado é análogo ao registrado por Matsumoto et al. (1991), ou seja, a direção de medição da tensão residual (perpendicular ou paralela à direção de avanço) exerce pouca influência sobre o perfil das tensões residuais. Os maiores valores de tensão residual são registrados nas camadas próximas à superfície, sendo que as tensões medidas na direção paralela à velocidade de avanço apresentem valores ligeiramente superiores às tensões medidas na direção perpendicular, provavelmente pelo fato de as tensões residuais terem sido medidas na área central da região fresada, onde a velocidade de avanço da fresa e conseqüentemente a espessura do cavaco formado atingem seus maiores valores. Nota-se que os valores das tensões residuais de tração diminuem com o aumento da profundidade, tendendo a se neutralizar a partir de 100  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície. Nas figuras subsequentes serão mostrados perfis de tensões residuais onde apenas um parâmetro de usinagem é alterado por vez para possibilitar uma análise comparativa de sua influência sobre o comportamento das tensões residuais.

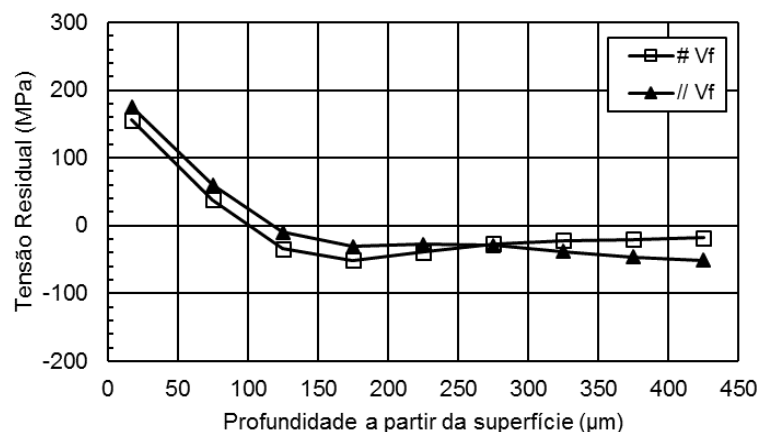


FIGURA 5.34 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob  $V_c = 100\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,05$  mm,  $a_p = 0,5$  mm e sem fluido de corte.

O aumento da velocidade de corte de  $V_c=100$  m/min para  $V_c=300$  m/min provoca acentuada alteração no comportamento das tensões residuais registradas em ambas as direções, conforme é mostrado na FIG. 5.35. Para  $V_c=100$  m/min foram verificadas tensões residuais de tração nas camadas próximas à superfície e com o aumento da velocidade de corte surgem tensões de compressão nestas camadas, sendo que estas tensões possuem valores muito próximos em ambas as direções. Este comportamento pode ser devido à temperatura de corte gerada pela velocidade mais alta, que provavelmente excedeu a temperatura de austenitização na camada mais próxima à superfície fresada, resultando na formação de martensita durante o resfriamento, a qual compreende um maior volume e induz o aparecimento de tensões residuais de compressão.

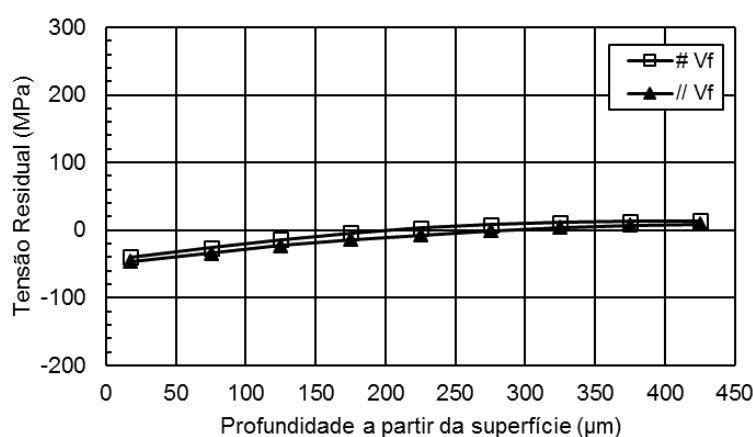


FIGURA 5.35 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob  $V_c = 300$  m/min,  $f_z = 0,05$  mm,  $a_p = 0,5$  mm e sem fluido de corte.

Na FIG. 5.36 é mostrado o perfil das tensões residuais para um aumento do avanço por dente para  $f_z=0,15$  mm no fresamento a seco do aço ABNT 4340 ( $V_c=100$  m/min e  $a_p=0,5$  mm). Observa-se que em relação ao ensaio realizado com todos parâmetros no nível inferior (FIG. 5.34), o aumento do avanço por dente resulta numa diminuição dos valores das tensões residuais de tração, sendo este efeito mais acentuado para as tensões residuais medidas na direção perpendicular ao avanço. O aumento do avanço por dente, além da influência do encruamento, faz com que ocorra um aumento na espessura do cavaco, sendo os cavacos de maior espessura mais eficientes que os cavacos finos na retirada de calor da zona de corte. Outra característica a ser observada é que devido à maior taxa de avanço há menos

atrito da ferramenta contra a peça em comparação à condição que utiliza menor avanço, fato que também contribui para um menor aporte térmico sobre a peça.

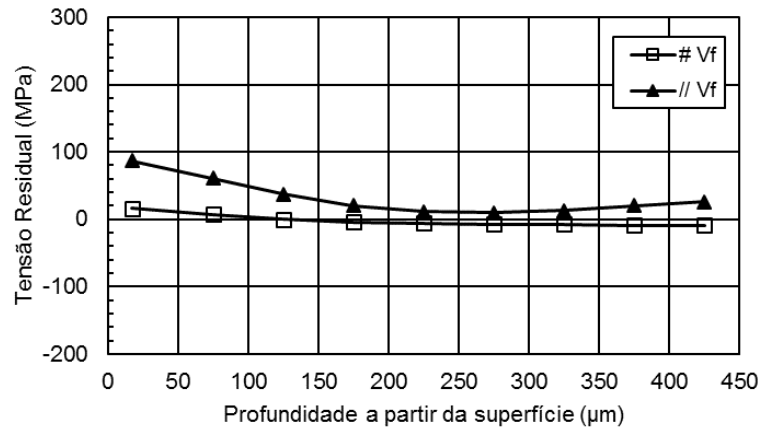


FIGURA 5.36 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob  $V_c = 100\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,15\text{ mm}$ ,  $a_p = 0,5\text{ mm}$  e sem fluido de corte.

O aumento da profundidade de usinagem provocou em ambas as direções o aumento da zona afetada pela tensão residual em relação à condição mais branda ( $V_c=100\text{ m/min}$ ,  $f_z=0,05\text{ mm}$ ,  $a_p=0,5\text{ mm}$  e sem fluido), atingindo cerca de  $250\text{ }\mu\text{m}$  de profundidade (contra  $150\text{ }\mu\text{m}$  para  $a_p=0,5\text{ mm}$ ), entretanto exerceu influência discreta sobre o valor da tensão residual na camada mais próxima à superfície. Na FIG. 5.37 é mostrado que com o aumento da profundidade de usinagem o valor máximo da tensão residual, verificado na camada mais próxima à superfície, sofreu um discreto incremento para a direção perpendicular ao avanço e decréscimo proporcional para a direção paralela ao avanço, comparativamente à condição onde todos os parâmetros estão em seu nível mínimo. Este fato é semelhante ao verificado no aço ABNT 1010 e sugere que o aumento da profundidade de corte exerce influência pouco significativa sobre as tensões residuais.

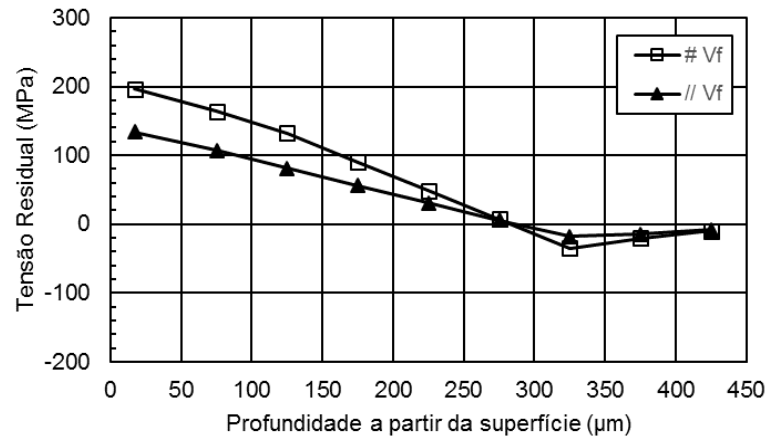


FIGURA 5.37 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob  $V_c = 100\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,05\text{ mm}$ ,  $a_p = 1,5\text{ mm}$  e sem fluido de corte.

Na FIG. 5.38 são apresentados os perfis de tensões residuais para a amostra fresada com os parâmetros de usinagem em seu nível inferior ( $V_c=100\text{ m/min}$ ,  $f_z=0,05\text{ mm}$  e  $a_p=0,5\text{ mm}$ ), porém com a utilização de fluido de corte. Comparativamente à amostra fresada com os parâmetros no nível inferior e sem fluido de corte (FIG. 5.34), observa-se que a presença do fluido de corte provocou o aparecimento de tensões residuais de tração de menor intensidade nas camadas próximas à superfície. O fluido de corte não é capaz de reduzir a temperatura máxima na interface cavaco/ferramenta, portanto, este resultado pode ser explicado pelo menor atrito entre a ferramenta e a peça decorrente da lubrificação proporcionada pelo fluido de corte, que permite um melhor deslizamento da ferramenta sobre a superfície da peça. Este menor atrito proporciona menor deformação plástica durante o fresamento, colaborando para o aparecimento de menores tensões residuais de tração nas camadas próximas à superfície.

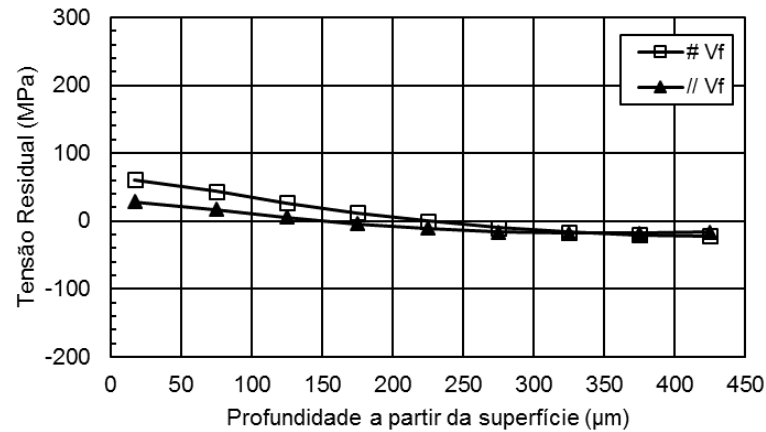


FIGURA 5.38 - Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob  $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0,05$  mm,  $a_p = 0,5$  mm e com fluido de corte.

Na FIG. 5.39 é mostrada a variação das tensões residuais na direção perpendicular à velocidade de avanço quando é alterado apenas o parâmetro velocidade de corte. É observado que um aumento no nível da velocidade de corte provoca redução nos valores das tensões residuais de tração na direção perpendicular ao avanço e até mesmo a alteração do comportamento da tensão residual, isto é, onde anteriormente eram verificadas tensões residuais de tração, para algumas combinações de parâmetros são agora verificadas tensões residuais de compressão. Este comportamento difere do verificado no aço ABNT 1010 (discreta alteração nas tensões residuais induzidas) e se deve provavelmente à formação de martensita (conforme explicado na análise da FIG. 5.35), o que não ocorre no aço ABNT 1010 devido a sua composição química.

De acordo com estudos de El-Khabeery e Fattouh (1989), para um material com maior valor de tensão de escoamento, um aumento da velocidade de corte proporciona uma diminuição do valor máximo da tensão residual de tração (mantendo-se os demais parâmetros constantes), assim como um aumento do avanço por dente provoca um aumento do valor da tensão residual de tração.

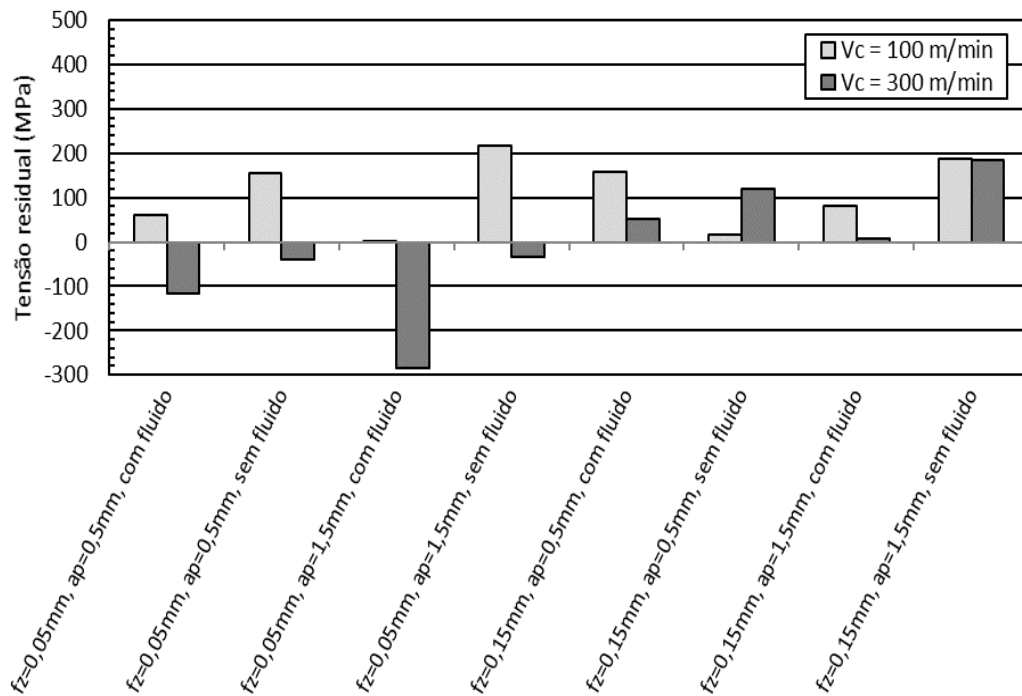


FIGURA 5.39 - Influência da variação da velocidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.

Na FIG. 5.40 nota-se que o avanço por dente quando utilizado em seu nível inferior ( $f_z=0,05$  mm) proporciona em alguns casos o aparecimento de tensões residuais de compressão na direção perpendicular ao avanço. Quando este mesmo parâmetro é utilizado em seu nível superior ( $f_z=0,15$  mm), as tensões residuais resultantes são de tração. Estas tensões de compressão possuem maior intensidade nas interações entre o avanço por dente em seu nível inferior e a velocidade de corte em seu nível superior, como pode ser observado para as condições em que são utilizados  $V_c=300$  m/min,  $a_p=0,5$  mm, com fluido de corte e  $V_c=300$  m/min,  $a_p=1,5$  mm, com fluido de corte. Este fato corrobora os resultados observados nas FIG. 5.35 (influência da velocidade de corte) e 5.36 (influência do avanço por dente).

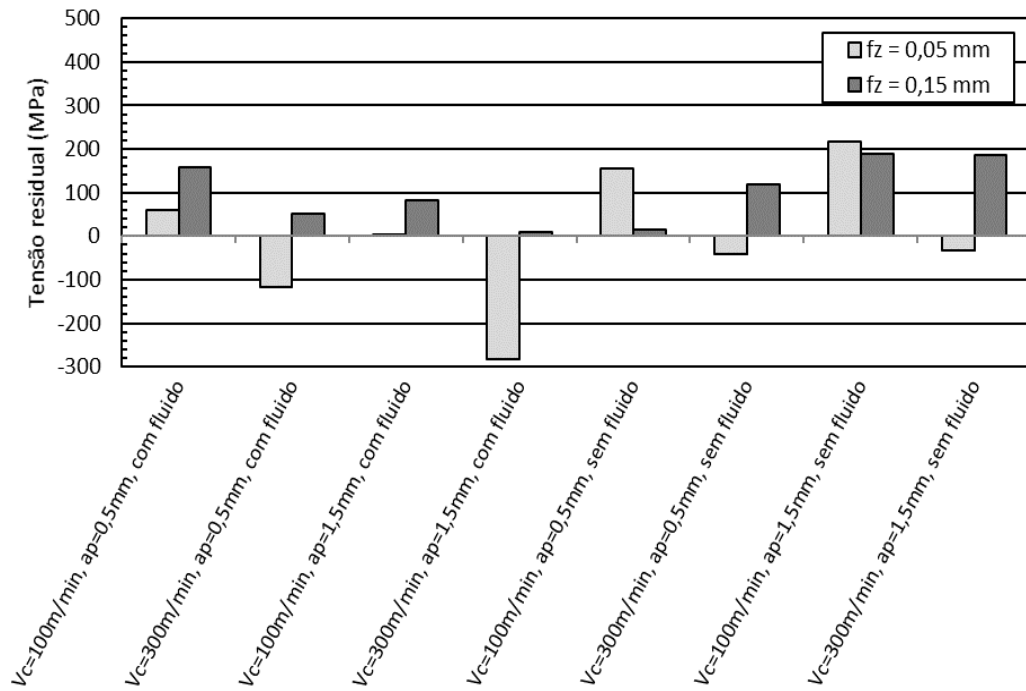


FIGURA 5.40 - Influência da variação do avanço por dente sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.

Conforme mostrado na FIG. 5.41, a profundidade de usinagem não apresenta uma influência significativa sobre a tensão residual medida na direção perpendicular à velocidade de avanço. Das oito condições de corte mostradas na FIG. 5.41, para três condições (5<sup>a</sup>, 7<sup>a</sup> e 8<sup>a</sup> condições) o aumento da profundidade de corte provoca o aumento da intensidade das tensões residuais de tração, porém, em outras três condições (1<sup>a</sup>, 3<sup>a</sup> e 4<sup>a</sup> condições) o aumento da profundidade de corte causa a redução de intensidade destas tensões.

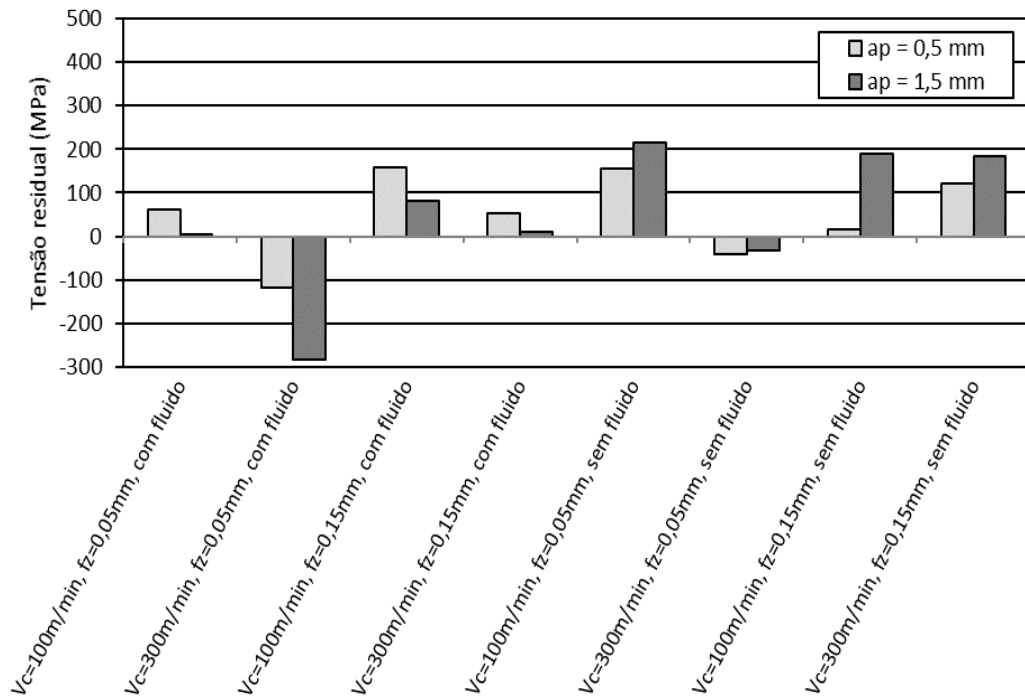


FIGURA 5.41 - Influência da variação da profundidade de usinagem sobre as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.

Observa-se na FIG. 5.42 que a utilização de fluido de corte reduz a intensidade das tensões residuais de tração e aumenta a intensidade das tensões residuais de compressão para a direção perpendicular à velocidade de avanço. Esta influência pode ser bem observada nos ensaios que utilizaram  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm e  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=1,5$  mm, ou seja, quando o fluido de corte foi utilizado com o avanço por dente em seu nível inferior e a velocidade de corte em seu nível superior. A propriedade lubrificante do fluido de corte pode ter colaborado para a obtenção destes resultados, através da redução do coeficiente de atrito, conforme descrito na análise da FIG. 5.38.

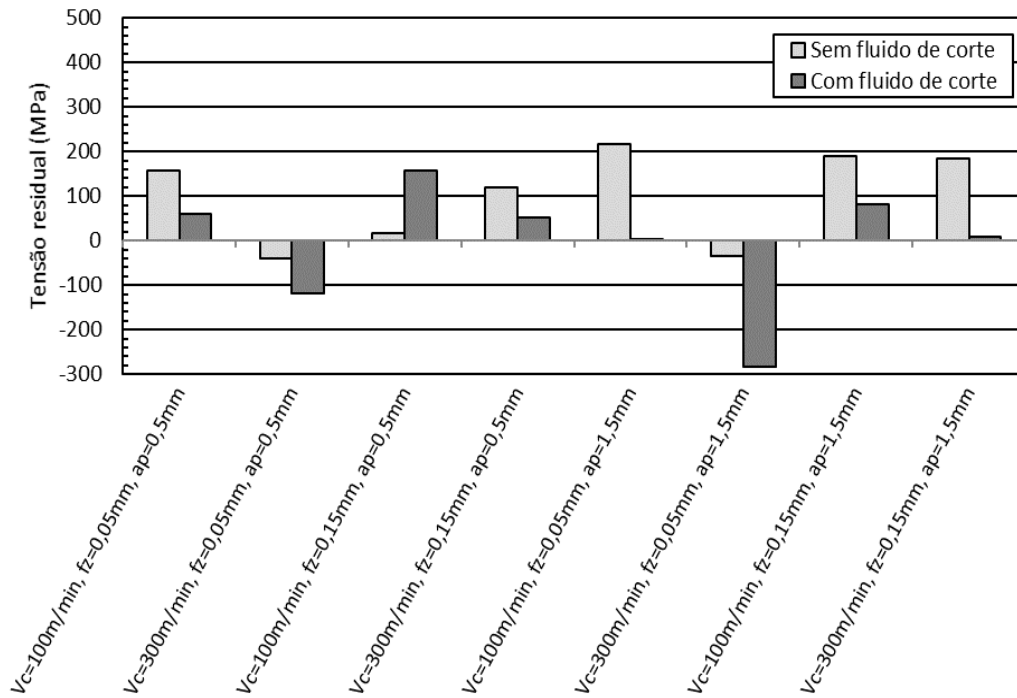


FIGURA 5.42 - Influência da utilização de fluido de corte sobre as tensões residuais medidas na direção perpendicular ao avanço.

A partir dos valores de tensão residual medidos na direção perpendicular à velocidade de avanço a 17  $\mu\text{m}$  de profundidade, realizou-se a análise de variância (ANOVA), na qual foi utilizado nível de significância de 5%. A tabela contendo os valores das tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço é mostrada no apêndice (TAB. A.5).

Uma análise acerca da influência de cada um dos fatores e suas interações sobre o comportamento da tensão residual na direção perpendicular à velocidade de avanço é obtida avaliando-se os resultados dispostos na carta de Pareto da FIG. 5.43. Observa-se que velocidade de corte, fluido de corte, avanço por dente e as interações de segunda ordem entre velocidade de corte e avanço por dente e entre a profundidade de usinagem e o fluido de corte exercem influência significativa sobre a tensão residual gerada pela operação de fresamento frontal na direção perpendicular à velocidade de avanço. Os demais fatores e suas interações não são considerados estatisticamente significativos dentro da faixa testada.

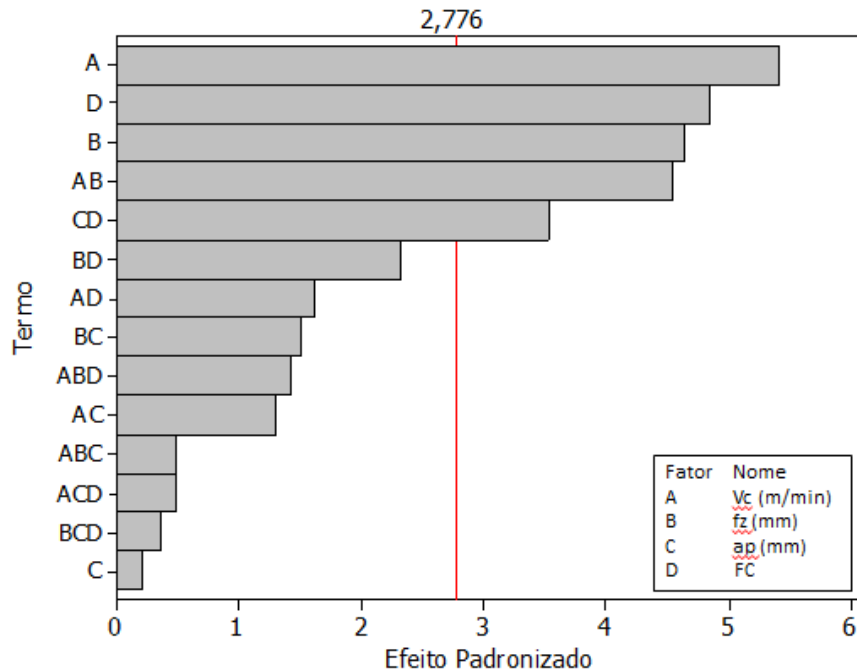


FIGURA 5.43 - Carta de Pareto dos efeitos padronizados para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.

Na FIG. 5.44 apresenta-se o gráfico dos efeitos principais sobre a tensão residual medida na direção perpendicular à velocidade de avanço. Nota-se que a velocidade de corte quando em seu nível superior ( $V_c=300$  m/min) contribui para que sejam obtidos menores valores de tensão residual de tração e até mesmo para o aparecimento de tensões residuais de compressão. Quando a velocidade de corte é utilizada em seu nível inferior ( $V_c=100$  m/min) há significativa alteração no comportamento das tensões residuais, resultando em tensões de tração de maior intensidade. O avanço por dente proporciona os menores valores de tensão de tração ou mesmo tensão de compressão quando utilizado em seu nível inferior ( $f_z=0,05$  mm), quando a operação de fresamento frontal é realizada com o avanço por dente em seu nível superior ( $f_z=0,15$  mm) as tensões residuais passam a registrar valores elevados de tensões de tração. Tensões de tração de menor intensidade e tensões residuais de compressão são obtidas no fresamento do aço ABNT 4340 quando este processo é realizado na presença de fluido de corte. Para a realização desta operação a seco, as tensões residuais registradas são tensões de tração.

Os resultados obtidos através desta análise de variância representam uma média do comportamento da tensão residual induzida no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço, levando-se em consideração todas as condições ensaiadas e tem por objetivo proporcionar um melhor entendimento dos resultados já analisados até o momento.

De acordo com esta análise, pode-se concluir que as tensões residuais de compressão ou tensões residuais de tração de baixa intensidade, que são as tensões desejáveis de obter-se em componentes metálicos usinados, serão obtidas utilizando-se a velocidade de corte em seu nível superior, o avanço por dente em seu nível inferior e o com a utilização de fluido de corte.

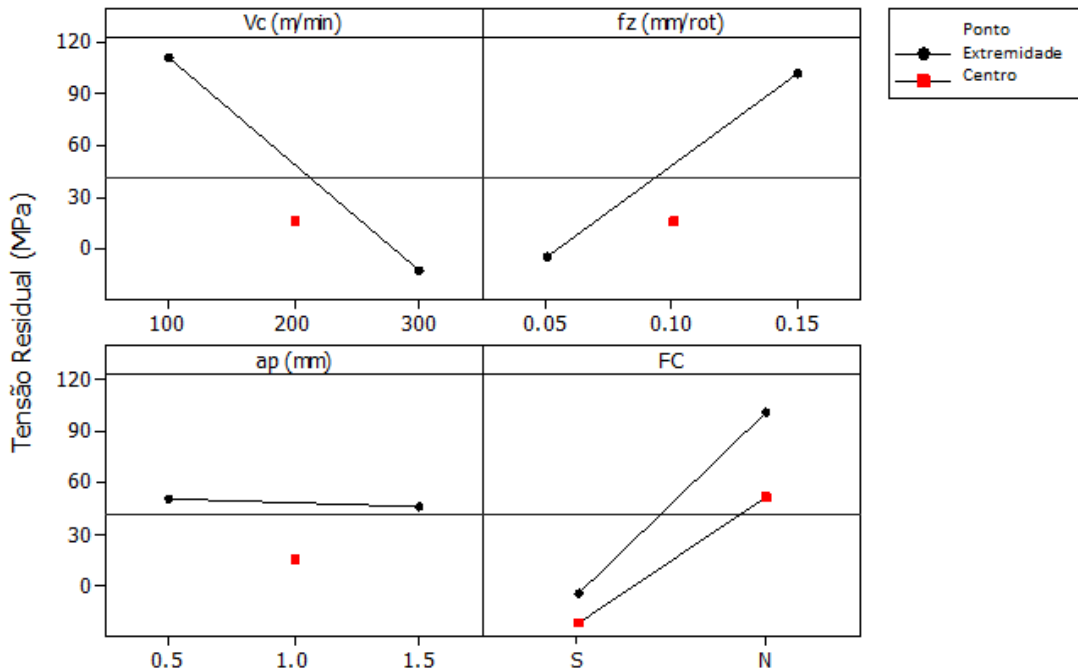


FIGURA 5.44 - Gráfico dos efeitos principais para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.

Na FIG. 5.45 apresentam-se os efeitos secundários, representados pelas interações de segunda ordem entre os parâmetros de usinagem utilizados nos experimentos e alternados entre seus respectivos níveis mínimo e máximo. Nota-se que as interações de segunda ordem que proporcionam as maiores influências sobre as tensões residuais geradas na direção perpendicular à velocidade de avanço, são as interações entre velocidade de corte ( $V_c$ ) e avanço por dente ( $f_z$ ) e entre a profundidade de usinagem ( $a_p$ ) e o fluido de corte. Analisando-se a Figura 5.45 pode-se observar que para a velocidade de corte em seu nível inferior, a alteração do avanço por dente entre seus níveis inferior e superior não provoca alteração no comportamento da tensão residual, porém quando a velocidade de usinagem está em seu nível superior, a mudança de nível do avanço por dente provoca significativa alteração no comportamento da tensão residual, fazendo com que o comportamento da tensão residual seja

de tração para o avanço por dente em seu nível superior e de compressão para o avanço por dente em seu nível inferior. Para a interação entre a profundidade de usinagem e o fluido de corte, é mostrado na FIG. 5.45 que quando se trabalha com a profundidade de usinagem em seu nível inferior o corte a seco proporciona um pequeno acréscimo nos valores da tensão residual de tração. Para as operações realizadas com a profundidade de usinagem em seu nível superior, sua interação entre corte a seco e utilização de fluido de corte proporciona alteração profunda na tensão residual, sendo que neste caso, para o corte a seco são verificados elevados valores de tensão de tração, enquanto que com a utilização de fluido de corte as tensões geradas são de compressão.

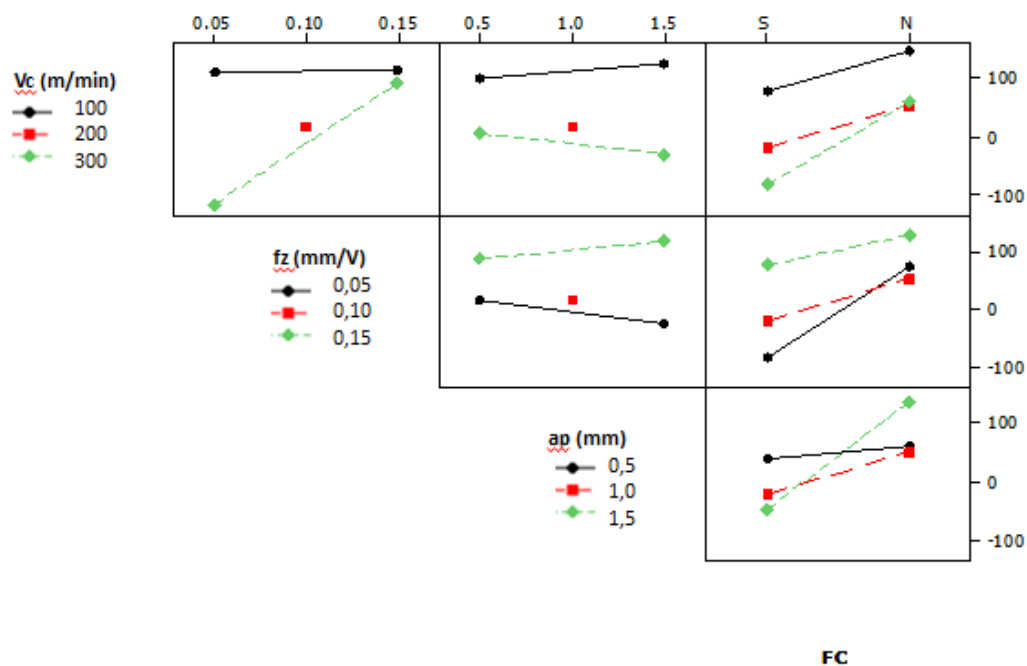


FIGURA 5.45 - Gráfico dos efeitos secundários para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.

Considerando-se que o aço ABNT 4340 possui tensão de escoamento e dureza maiores em comparação ao aço ABNT 1010, pode-se inferir que na operação de fresamento também serão exigidos maiores esforços. A partir desta característica do aço ABNT 4340 e da análise estatística realizada é possível levantar algumas considerações sobre a influência dos parâmetros de fresamento no comportamento das tensões residuais medias na direção perpendicular à velocidade de avanço. O fluido de corte pode atuar de maneira a reduzir o atrito na interface corpo de prova/ferramenta, devido principalmente à sua ação lubrificante.

Esta redução no coeficiente de atrito poderia promover uma menor deformação da camada superficial do corpo de prova, fator este que, incentivado pela velocidade de corte em seu nível superior e pelo avanço por dente em seu nível inferior poderia gerar tensões residuais de compressão na superfície do material.

A seguir é realizada uma análise comparativa das tensões residuais medidas na direção paralela à velocidade de avanço. A variação da velocidade de corte apresenta influência acentuada no comportamento da tensão residual na direção paralela à velocidade de avanço, como mostrado na FIG. 5.46. Quando a velocidade de corte é utilizada em seu nível superior ( $V_c=300$  m/min), as tensões residuais resultantes são predominantemente de compressão, sendo também verificadas tensões residuais de tração de menor intensidade. A utilização da velocidade de corte em seu nível inferior levou à obtenção de tensões residuais de tração para todas as condições constantes na FIG. 5.46. A influência da velocidade de corte sobre as tensões residuais medidas na direção paralela à velocidade de avanço é a mesma observada para as tensões residuais medidas na direção perpendicular e possivelmente devido ao mesmo mecanismo.

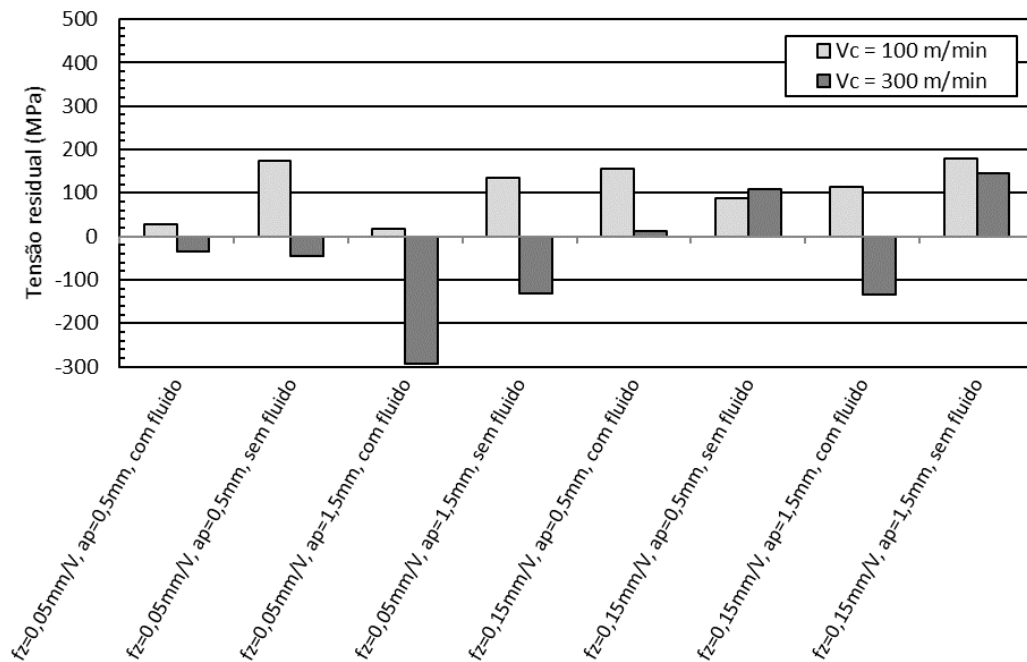


FIGURA 5.46 - Influência da variação da velocidade de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.

O avanço por dente também exerce elevada influência sobre os valores de tensão residual na direção paralela à velocidade de avanço. Conforme mostrado na FIG. 5.47, a utilização do avanço por dente em seu nível inferior ( $f_z=0,05$  mm) leva à obtenção de tensões residuais de compressão ou tensões residuais de tração de menor intensidade comparativamente às mesmas condições ensaiadas para o parâmetro de avanço por dente em seu nível superior. Nota-se que para as interações entre avanço por dente em seu nível inferior e velocidade de corte em seu nível superior, as tensões residuais geradas são de compressão. Estes resultados corroboram os obtidos para as tensões residuais medidas na direção perpendicular à velocidade de avanço.

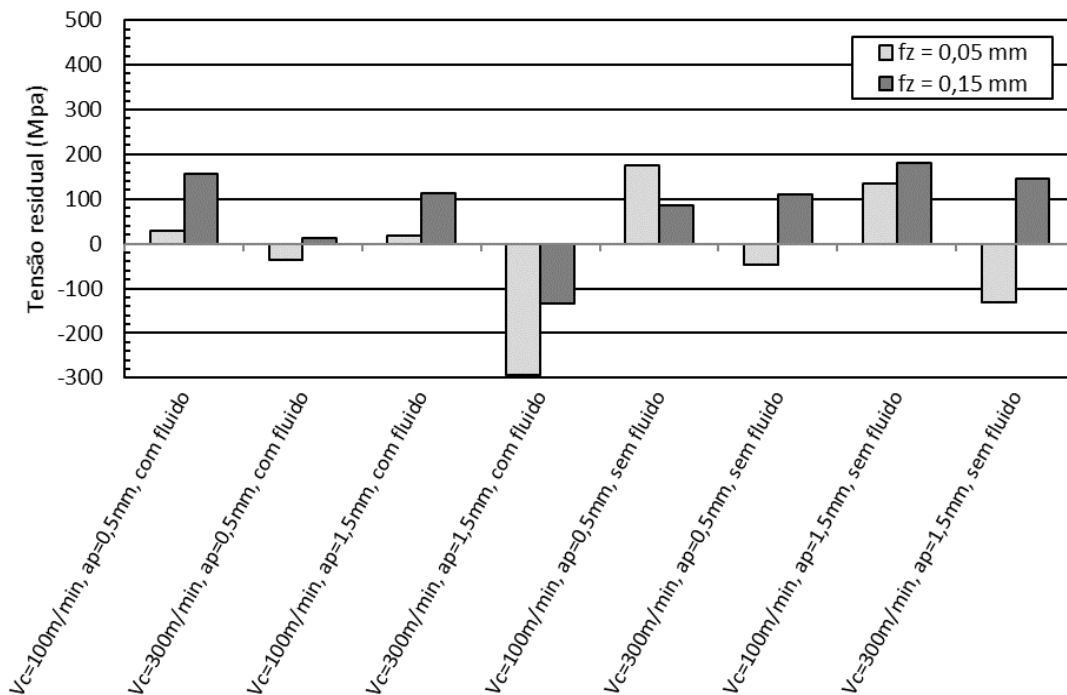


FIGURA 5.47 - Influência da variação do avanço por dente sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.

Na FIG. 5.48 observa-se a influência da profundidade de usinagem sobre a tensão residual na direção paralela à velocidade de avanço. Nota-se que a variação deste parâmetro em alguns ensaios leva à obtenção de tensões residuais de compressão, ao passo que em outros ensaios gerou tensões residuais de tração de menor intensidade e em outros experimentos produziu tensões residuais de intensidade mais elevada. Baseado nestes dados pode-se afirmar que a profundidade de usinagem exerce influência não uniforme sobre o

comportamento das tensões residuais na direção paralela ao avanço, sendo, portanto, uma influência não significativa.

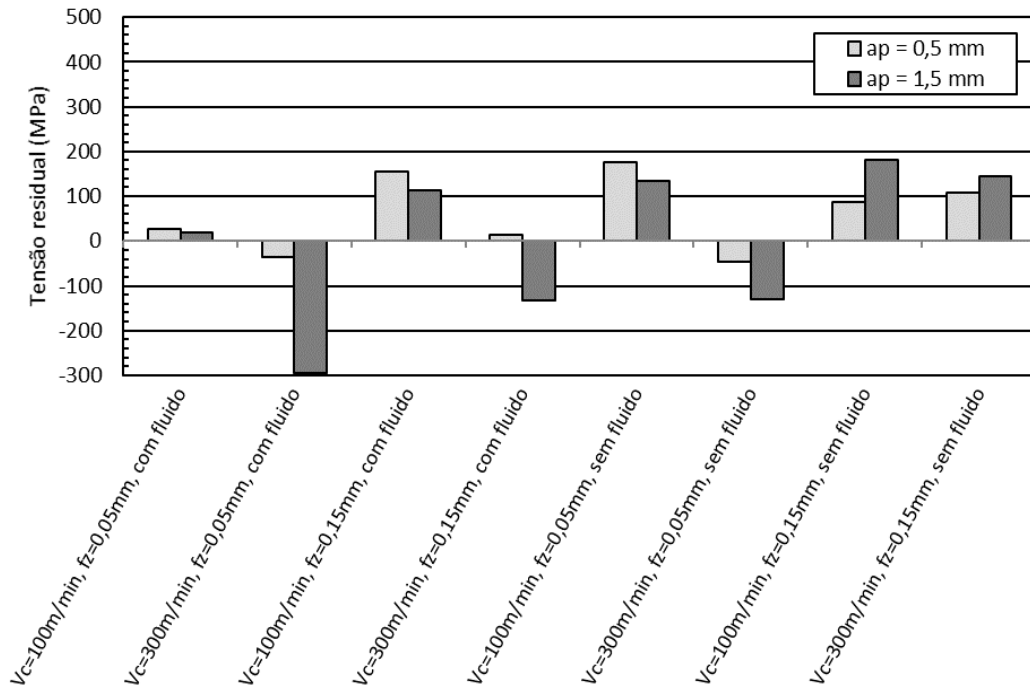


FIGURA 5.48 - Influência da variação da profundidade de usinagem sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.

A utilização ou não de fluido de corte na usinagem do aço ABNT 4340, de acordo com o exibido na FIG. 5.49, exerce elevada influência sobre o comportamento das tensões residuais medidas na direção paralela à velocidade de avanço. O uso do fluido de corte proporciona tensões residuais de tração de menor intensidade ou mesmo tensões residuais de compressão na grande maioria das condições experimentais, conforme verificado também para as tensões residuais medidas na direção perpendicular à velocidade de avanço (FIG. 5.42). Isto ocorre possivelmente devido à ação lubrificante do fluido de corte, que reduz o atrito entre a ferramenta e a peça, proporcionando menor deformação plástica e o aparecimento de tensões residuais de menor intensidade nas camadas próximas à superfície.

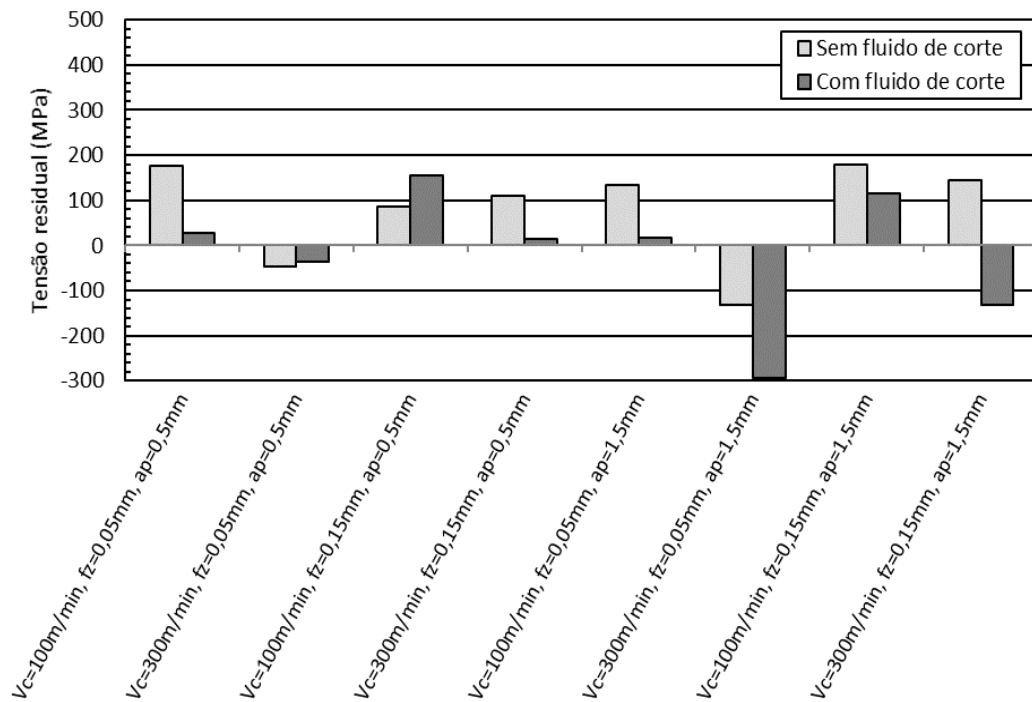


FIGURA 5.49- Influência da utilização de fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas na direção paralela à velocidade de avanço.

Para uma análise mais abrangente da influência dos parâmetros de corte sobre a tensão residual medida na direção paralela à velocidade de avanço foi realizada uma análise de variância (ANOVA). Na carta de Pareto da FIG. 5.50 é mostrado que a velocidade de corte, o avanço por dente e o fluido de corte são os únicos elementos a exercer influência significativa sobre a tensão residual gerada pela operação de fresamento frontal na direção paralela à velocidade de avanço. A profundidade de usinagem, assim como as interações de segunda e terceira ordem entre os fatores não são considerados estatisticamente significativos dentro da faixa de valores testada.

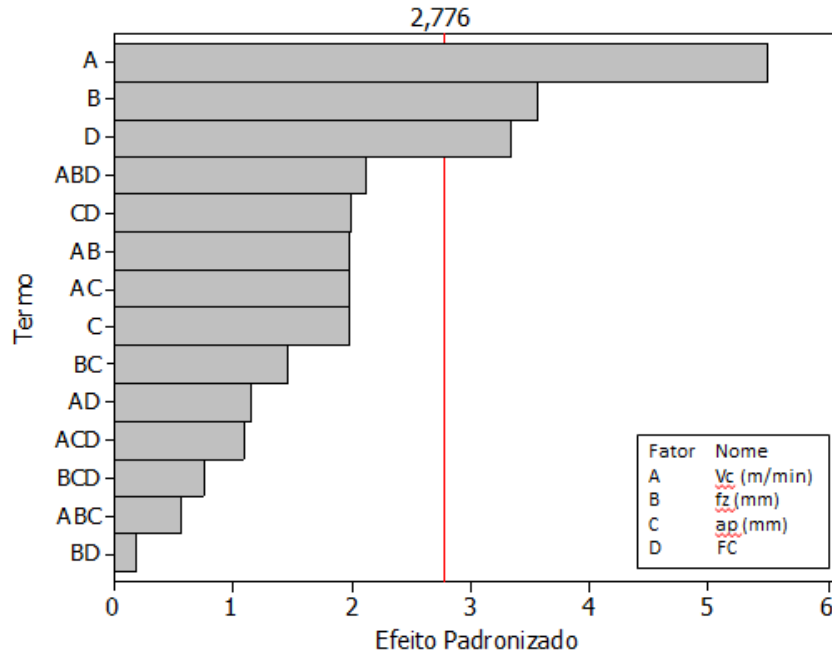


FIGURA 5.50 - Carta de Pareto dos efeitos padronizados para a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.

Na FIG. 5.51 observa-se que quando a velocidade de corte é utilizada em seu nível inferior ( $V_c=100$  m/min) induz-se tensão residual de tração, no entanto, passando-se a utilizar a velocidade de corte em seu nível máximo ( $V_c=300$  m/min), a tensão residual gerada é de compressão. Para o avanço por dente em seu nível inferior ( $f_z=0,05$  mm) obtêm-se tensão residual de tração de baixa intensidade ou até mesmo tensão residual de compressão; quando em seu nível superior ( $f_z=0,15$  mm), a tensão residual obtida será de tração. Com relação ao fluido de corte, o corte a seco induz o aparecimento de tensão residual de tração e a usinagem na presença de fluido de corte proporciona o surgimento de tensão residual de compressão ou tensão de tração de menor intensidade. Estes resultados são similares aos verificados para as tensões residuais induzidas na direção perpendicular à velocidade de avanço e provavelmente ocorrem pelos mesmos motivos já descritos.

Este resultado novamente corrobora os obtidos por Matsumoto et al. (1991), que verificaram que o perfil das tensões residuais não sofreu influência significativa da direção de medição (perpendicular ou paralela à velocidade de avanço).

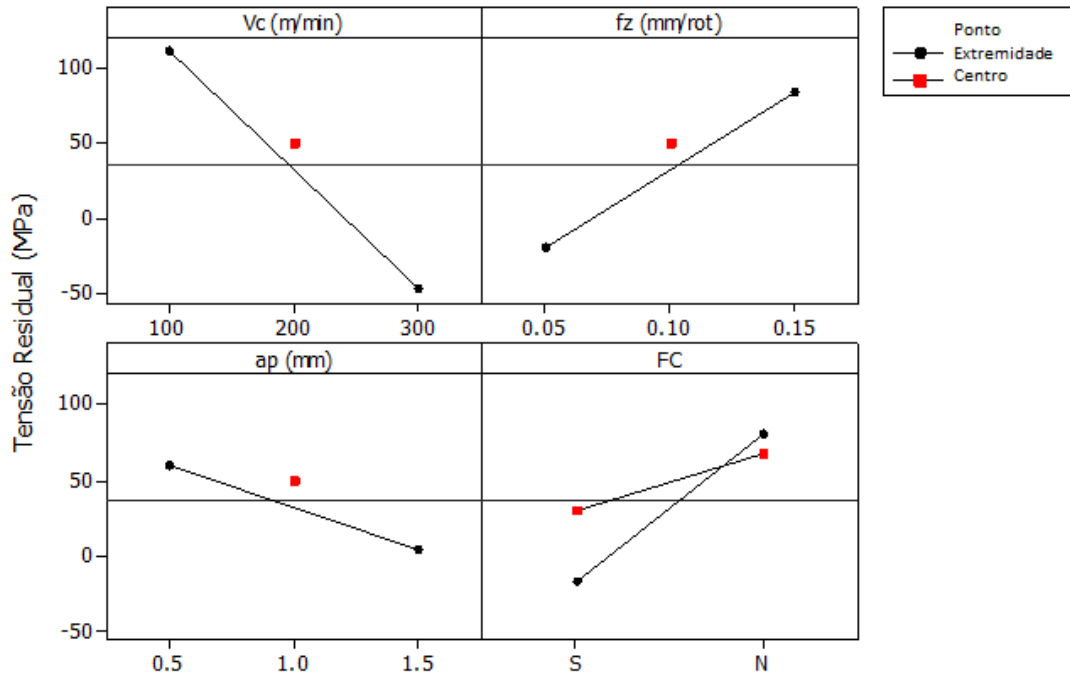


FIGURA 5.51 - Gráfico dos efeitos principais para a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.

Analisando a FIG. 5.52, onde são mostradas as influências dos efeitos secundários sobre as tensões residuais medidas na direção paralela à velocidade de avanço, nota-se que as interações de segunda ordem que proporcionam as maiores influências sobre as tensões residuais geradas nesta direção são as interações entre a profundidade de usinagem ( $a_p$ ) e o fluido de corte, entre a velocidade de corte ( $V_c$ ) e o avanço por dente ( $f_z$ ) e entre a velocidade de corte ( $V_c$ ) e a profundidade de usinagem ( $a_p$ ). Entretanto, estes efeitos não são considerados significativos dentro do intervalo de confiança considerado conforme pode ser observado na carta de Pareto da FIG. 5.50, sendo a FIG. 5.52 introduzida apenas para efeito de comparação com os efeitos secundários para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340 (FIG. 5.45).

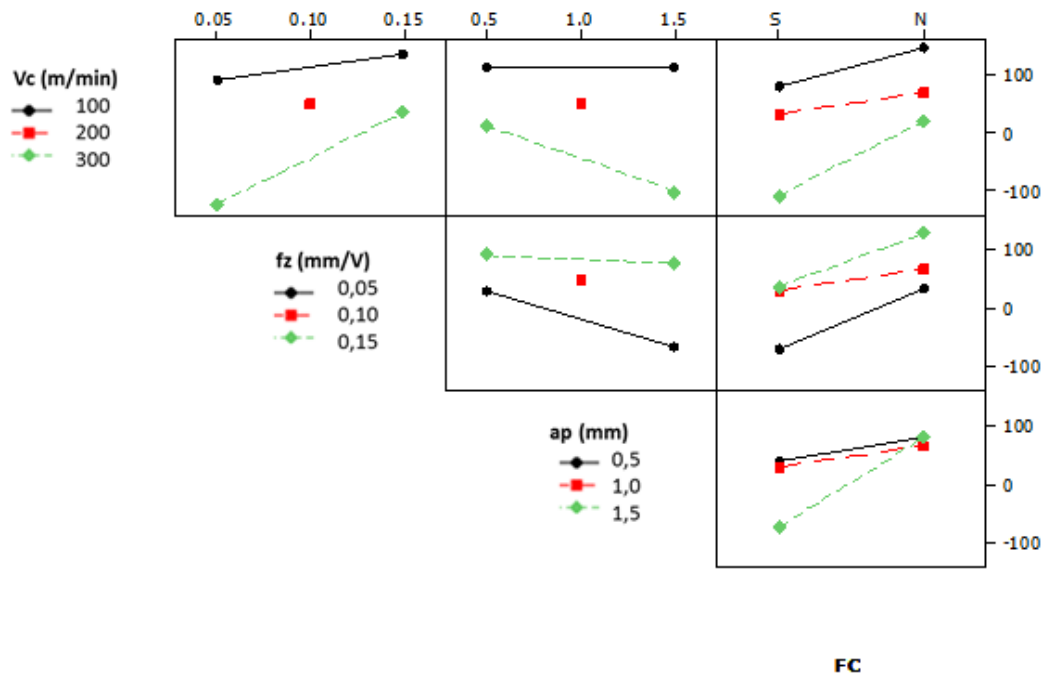


FIGURA 5.52 - Gráfico dos efeitos secundários para a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço para o aço ABNT 4340.

A análise estatística realizada para as tensões residuais medidas na direção paralela à velocidade de avanço apresenta praticamente os mesmos efeitos de influência dos parâmetros de corte verificados para as tensões residuais medidas na direção perpendicular à velocidade de avanço. Entre os três fatores de maior influência sobre as tensões residuais registrados pelas análises estatísticas, houve apenas a inversão entre o fluido de corte e o avanço por dente, quando são comparados os resultados obtidos para as tensões residuais medidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço. Desta forma, a análise e discussão sobre os resultados das tensões residuais medidas na direção paralela à velocidade de avanço são os mesmos aplicados para as tensões residuais medidas na direção perpendicular à velocidade de avanço. Este resultado é compatível com a observação realizada por Matsumoto et al. (1991), que verificaram em seus estudos sobre o fresamento do aço ABNT 4340 temperado com ferramentas cerâmicas que o perfil das tensões residuais não sofre alterações significativas em função da direção de medição.

### 5.2.1.2 Influência do ângulo de posição principal

Com o intuito de verificar a influência do ângulo de posição principal ( $\chi_r$ ) sobre a tensão residual induzida nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço, foram realizados ensaios adicionais de fresamento utilizando-se ferramentas com ângulo de posição principal medindo 12° e 45°. Estes ensaios foram realizados apenas no aço ABNT 4340 pelo fato da variação dos parâmetros de usinagem ter exercido influência significativa sobre a tensão residual apenas para este material. Os ensaios utilizaram cinco combinações de parâmetros para cada ângulo de posição, sendo variado um parâmetro por vez em relação à condição inicial na qual todos os parâmetros estão em seus níveis inferiores ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm e  $a_p=0,5$  mm) e sem o emprego de fluido de corte. Nas FIG. 5.53 (a) e 5.53 (b) são mostrados os perfis de tensão residual obtidos para o ensaio com velocidade de corte, avanço por dente e profundidade de usinagem em seus níveis inferiores e sem o uso de fluido de corte, para as direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço, respectivamente.

Para esta condição ensaiada a ferramenta com  $\chi_r=12^\circ$  proporcionou o aparecimento de maior tensão residual em ambas as direções. Quando é levada em consideração a espessura máxima de corte ( $h=\text{sen}\chi_r$ ), nota-se que quanto menor o ângulo de posição, menor será a espessura do cavaco para um mesmo valor do avanço por dente. A ferramenta com  $\chi_r=12^\circ$  forma cavacos com menor espessura que as outras e, portanto, com menor capacidade de remoção do calor gerado pelo atrito na interface ferramenta/peça. Este fato, aliado à geometria desta ferramenta, que proporciona maior área de contato com a peça, induz a um razoável aporte térmico e, conseqüentemente, ao aparecimento de tensões residuais de tração devido à dilatação térmica da camada superficial. A maior espessura de corte proporcionada pela ferramenta com  $\chi_r=90^\circ$  aparentemente possibilitou uma maior retirada de calor e conseqüentemente tensões residuais de tração de menor intensidade, comparativamente à ferramenta com  $\chi_r=12^\circ$ . O perfil de tensão residual da geometria com  $\chi_r=45^\circ$  sugere um melhor equilíbrio entre a geração de calor (comprimento da área de contato cavaco/ferramenta) e a capacidade de remoção do calor gerado (espessura do cavaco) para as condições mais brandas de usinagem ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm) e sem o emprego de fluido de corte.

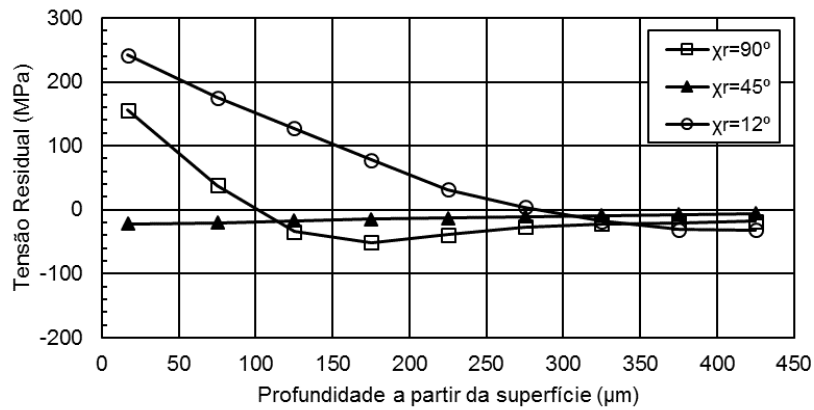


FIGURA 5.53 (a) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte).

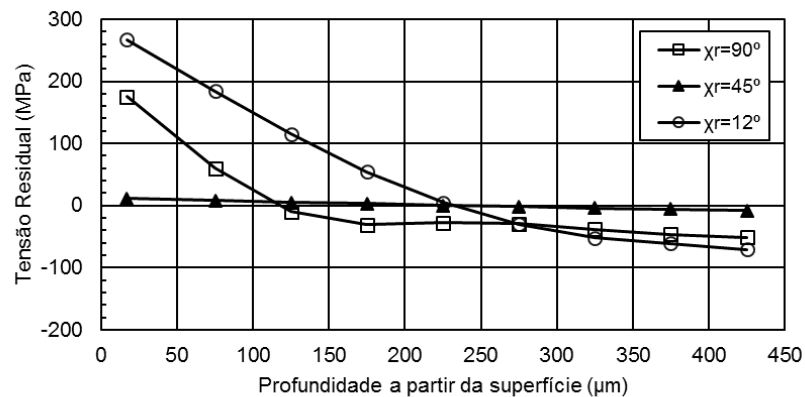


FIGURA 5.53 (b) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção paralela à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte).

O aumento da velocidade de corte para  $V_c=300$  m/min (antes  $V_c=100$  m/min para a condição das FIG. 5.53), não provoca alterações drásticas no comportamento da tensão residual para  $\chi_r=12^\circ$  e  $\chi_r=45^\circ$ , conforme mostrado nas FIG. 5.54 (a) e 5.54 (b). Para  $\chi_r=45^\circ$ , o perfil de tensão residual praticamente não se altera, enquanto que para  $\chi_r=12^\circ$  é observado aumento da profundidade da zona afetada para aproximadamente  $350 \mu\text{m}$ , apesar de os valores máximos registrados para a tensão residual (próximos à superfície) serem semelhantes aos verificados para a  $V_c=100$  m/min. A ferramenta com  $\chi_r=90^\circ$  gerou tensão residual de compressão para o fresamento com a maior velocidade de corte, sugerindo a formação de uma

camada de martensita não revenida. A formação da martensita ocorre quando a temperatura na superfície do material ultrapassa a temperatura de austenitização e, devido ao fato de ocupar um maior volume, a martensita acaba gerando tensão residual de compressão na superfície. Para a ferramenta com  $\chi_r=12^\circ$  o aumento de temperatura ocasionado pela maior velocidade de corte aparentemente foi menor que o verificado para o  $\chi_r=90^\circ$ , não atingindo a temperatura de austenitização. Este fato pode ter ocorrido, provavelmente, em função do aumento da força axial (para  $\chi_r=12^\circ$ ) ter sido menor em virtude da menor espessura do cavaco.

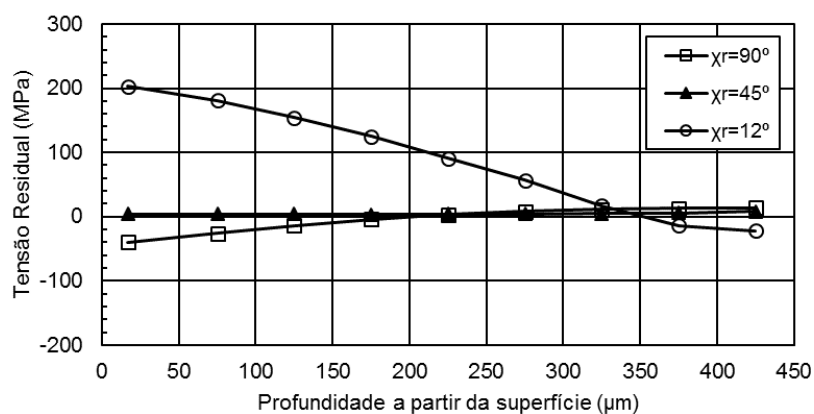


FIGURA 5.54 (a) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte).

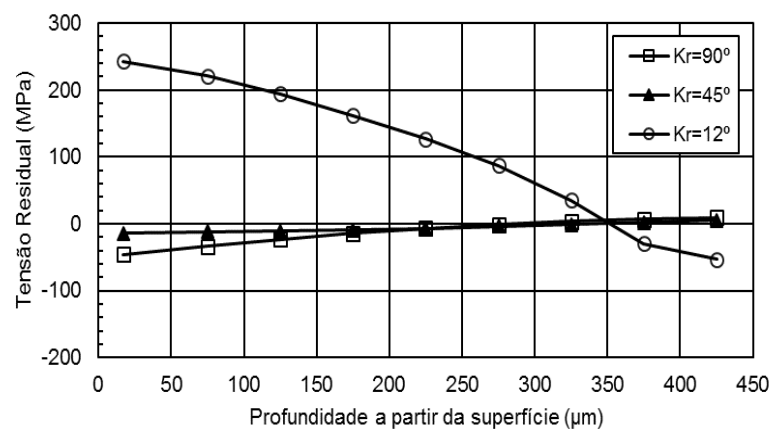


FIGURA 5.54 (b) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção paralela à velocidade de avanço ( $V_c=300$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte).

Com o aumento do avanço por dente para  $f_z=0,15$  mm, mostrado nas FIG. 5.55 (a) e 5.55 (b) utilizando  $V_c=100$  m/min,  $a_p=0,5$  mm e sem fluido de corte, o perfil de tensão residual gerado pela ferramenta com ângulo de posição  $45^\circ$  apresenta valores mais altos próximo à superfície e também maior profundidade da zona afetada comparativamente às ferramentas com ângulo de posição de  $12^\circ$  e  $90^\circ$ . Os cavacos de maior espessura gerados pelo aumento do avanço por dente são mais eficientes na retirada de calor, especialmente para a ferramenta com  $\chi_r=90^\circ$ . Este fato pode explicar os menores valores de tensão residual encontrados para esta ferramenta. Para a ferramenta com  $\chi_r=12^\circ$ , a redução dos valores gerados para a tensão residual (comparativamente à condição onde todos os parâmetros estão no nível inferior) pode ser explicada pelo mesmo mecanismo. Apenas para a ferramenta com  $\chi_r=45^\circ$  houve aumento nos valores da tensão residual. Este fato pode estar associado à fase plana presente na aresta de corte desta ferramenta (conforme mostrado na FIG. 4.1), que associada ao aumento do avanço por dente, pode ter induzido a um aumento de temperatura devido à maior área em atrito com a superfície em fresamento.

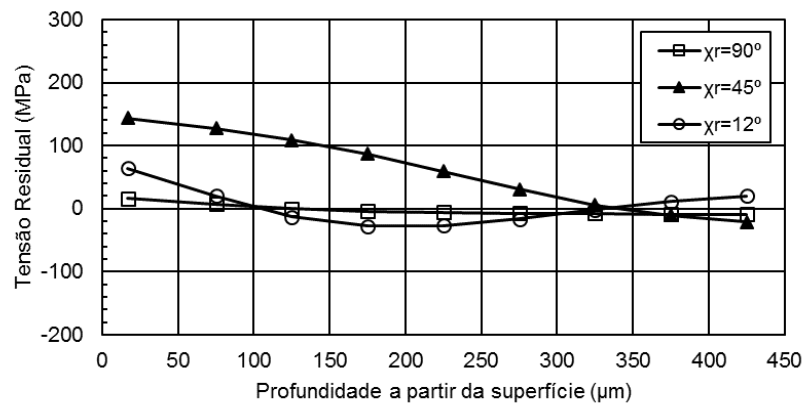


FIGURA 5.55 (a) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte).

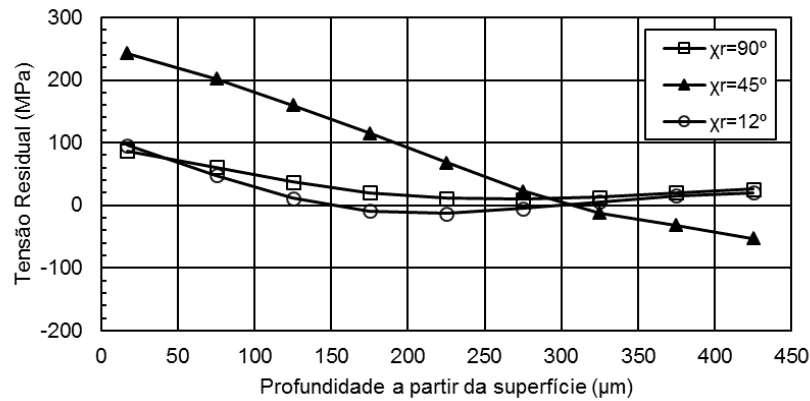


FIGURA 5.55 (b) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção paralela à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,15$  mm,  $a_p=0,5$  mm, sem fluido de corte).

Quando é avaliada a influência do aumento da profundidade de corte de  $a_p=0,5$  mm para  $a_p=1,5$  mm (para  $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$ , sem fluido de corte) conforme mostrado nas FIG. 5.56 (a) e 5.56 (b), observa-se que  $\chi_r=12^\circ$  provoca redução na intensidade da tensão residual. Este fato sugere que o fresamento com ângulo de posição de  $12^\circ$  é mais sensível ao aumento da profundidade de corte, possivelmente devido à ação mecânica da ferramenta sobre a peça. Esta hipótese é reforçada quando se compara o perfil de tensão residual obtido para a fresa com  $\chi_r=90^\circ$ , mostrado nas FIG. 5.56 (a) e 5.56 (b), para  $a_p=1,5$  mm, com as FIG. 5.53 (a) e 5.53 (b), para  $a_p=0,5$  mm, onde é notado que o aumento da profundidade de corte não exerce influência significativa para esta geometria do ângulo de posição. Para a ferramenta com  $\chi_r=45^\circ$ , o perfil de tensão residual atingiu valores intermediários entre as duas outras geometrias, conforme mostrado na FIG. 5.56 (a). Segundo Arunachalan e Mannan (2000), uma diminuição de valor do ângulo de posição gera maior força axial (força passiva) na interface ferramenta/peça. Este fato pode explicar a redução de intensidade da tensão residual de tração pela diminuição do ângulo de posição.

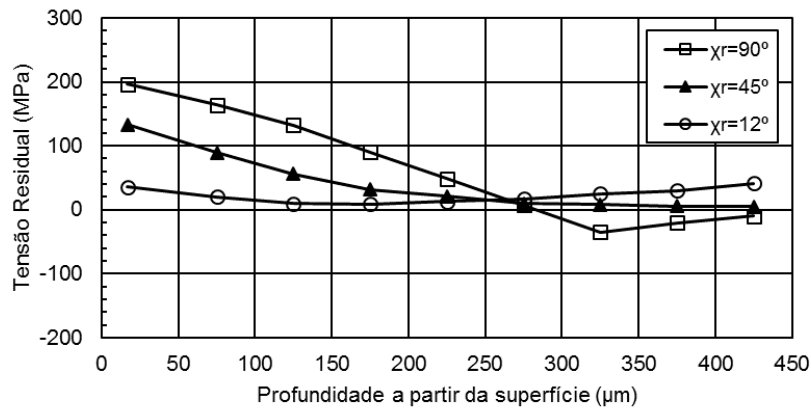


FIGURA 5.56 (a) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=1,5$  mm, sem fluido de corte).

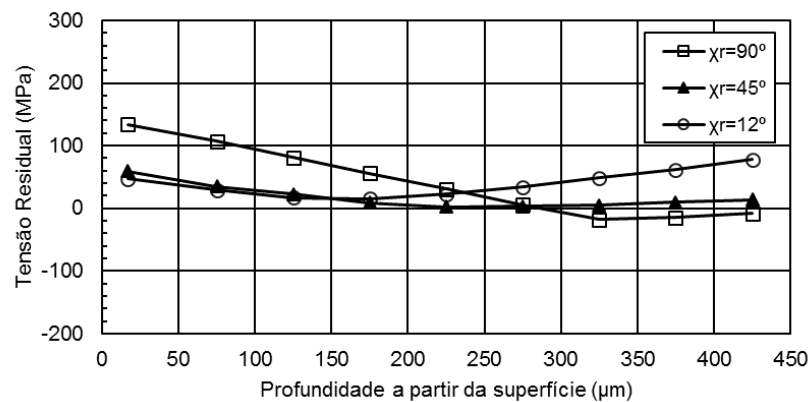


FIGURA 5.56 (b) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção paralela à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=1,5$  mm, sem fluido de corte).

Finalmente, a influência da utilização de fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço é mostrada nas FIG. 5.57 (a) e 5.57 (b), respectivamente, onde é observada tensão residual de compressão nas camadas próximas à superfície para os fresamentos com ângulos de posição de  $12^\circ$  e  $45^\circ$ , fato mais evidente para a direção paralela à velocidade de avanço. Para  $\chi_r=90^\circ$  ocorreu redução de intensidade da tensão residual de tração, sendo mantida a profundidade da zona afetada. Embora o fluido de corte não reduza a temperatura máxima na interface cavaco/ferramenta, ele reduz o atrito entre a ferramenta e a peça, o que possivelmente proporcionou o

aparecimento de tensões residuais de tração de menor intensidade para a geometria de  $90^\circ$ . Para os menores ângulos de posição ( $\chi_r=12^\circ$  e  $\chi_r=45^\circ$ ), a redução do atrito devido ao fluido de corte somada à ação mecânica da ferramenta (influenciada pela geometria do ângulo de posição), provocou o aparecimento de tensão residual de compressão de intensidade inversamente proporcional ao valor do ângulo de posição, conforme mostrado na FIG. 5.57 (b).

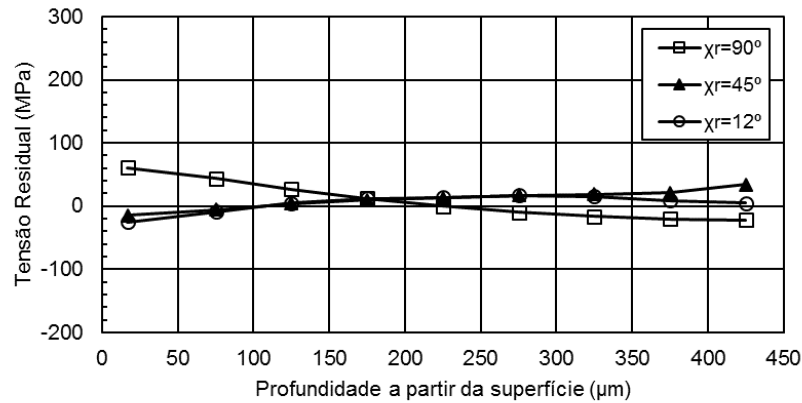


FIGURA 5.57 (a) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção perpendicular à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, com fluido de corte).

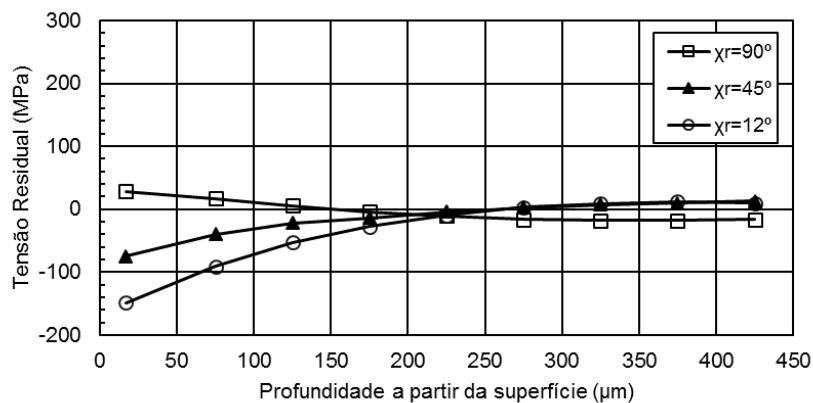


FIGURA 5.57 (b) – Influência do ângulo de posição principal sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 na direção paralela à velocidade de avanço ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm, com fluido de corte).

### 5.2.2 Análise metalográfica

Foram realizadas micrografias de amostras do aço ABNT 4340 e geradas imagens com ampliação de 200 vezes das amostras atacadas com nital (concentração de 4% pelo tempo de 10 segundos). O ataque com nital proporciona principalmente a visualização dos contornos de grão e permite diferenciar as fases ferrita e austenita retida da bainita e martensita. Na FIG. 5.58 são mostradas imagens da microestrutura de uma amostra do aço ABNT 4340 realizada em um microscópio eletrônico de varredura à esquerda e da mesma amostra, porém realizada em um microscópio ótico à direita.

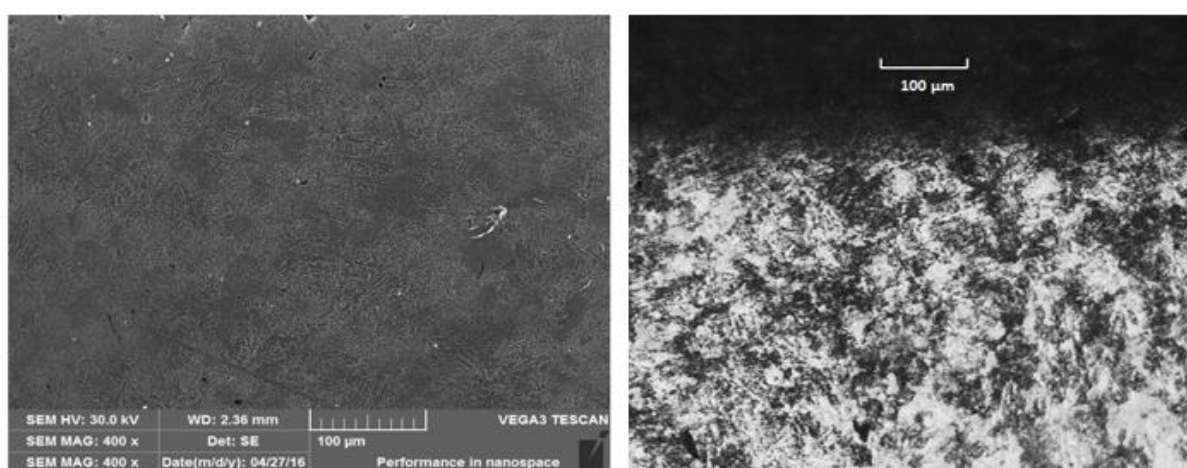


FIGURA 5.58 - Micrografias de amostra do aço ABNT 4340 realizadas em microscópio eletrônico de varredura (esquerda) e em microscópio ótico (direita).

As imagens mostram uma microestrutura bastante complexa, com regiões claras compostas basicamente por ferrita e regiões escuras onde predomina a perlita. Este aço possui em sua composição um razoável teor de carbono (0,38% a 0,43%), que possibilita a formação de martensita quando submetido à severas elevações de temperatura, bem como quantidades de níquel (1,65% a 2,00%) suficientes para estabilidade da austenita, 0,70% a 0,90% de cromo (melhora a capacidade de endurecimento e promove aumento moderado de dureza, devido à formação de carbonetos) e 0,20% a 0,30% de molibdênio (aumenta a resistência ao desgaste por meio da formação de carboneto).

Segundo Poulachon et al. (2004), na usinagem de aços endurecidos estão envolvidas altas tensões, temperaturas e taxas de deformação devido a deformação plástica

envolvida no processo de formação do cavaco. As camadas superficiais da peça ficam então sujeita a transformações de fase, que podem proporcionar a formação da camada branca, que exerce influência significativa sobre fadiga, corrosão sob tensão e desgaste das peças.

Na microestrutura da camada branca é encontrada uma martensita anormal composta de nanocristais de material parcialmente transformado com alta densidade de discordância, sendo ela composta de ripas de martensita muito fina (células mal orientadas entre 30 a 100 nm) com carbonetos finamente dispersos e altos teores de austenita retida (Poulachon et al., 2004). Yang et al. (1996) afirmam que o maior problema da camada branca não é quanto à sua formação, composição ou microestrutura, mas quanto ao seu efeito sobre o desempenho dos componentes manufaturados, que podem sofrer com o surgimento de microtrincas oriundas da elevada dureza da camada branca.

Na FIG. 5.59 é observada a amostra usinada sob  $V_c = 200$  m/min,  $f_z = 0,10$  mm,  $a_p = 1,0$  mm, sem fluido de corte e na FIG. 5.60 a amostra usinada sob  $V_c = 200$  m/min,  $f_z = 0,10$  mm,  $a_p = 1,0$  mm, com fluido de corte. Em ambos os casos as imagens não permitem identificar alterações microestruturais nas camadas próximas à superfície. Pode-se observar nas amostras uma diferença na distribuição das regiões claras, onde predomina a ferrita e as regiões escuras, onde predomina a perlita. Na imagem da FIG. 5.60 estas regiões aparecem bastante distintas, como se estivessem separadas em bandas perpendiculares à superfície usinada, enquanto na imagem da FIG. 5.59 sua distribuição apresenta maior homogeneidade.

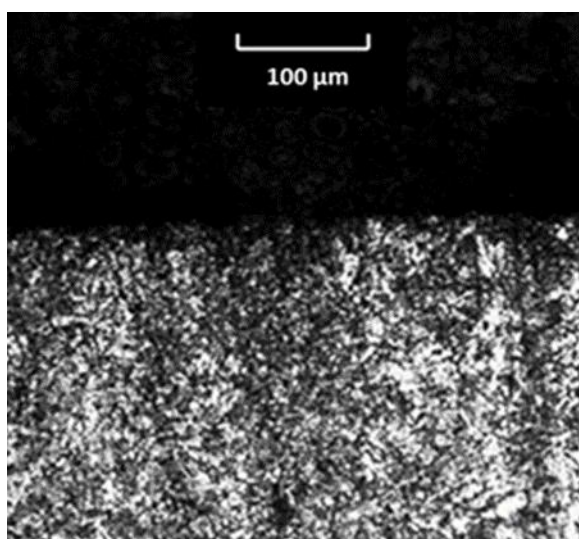


FIGURA 5.59 - Micrografia da amostra usinada sob  $V_c = 200$  m/min,  $f_z = 0,10$  mm,  $a_p = 1,0$  mm, sem fluido de corte.

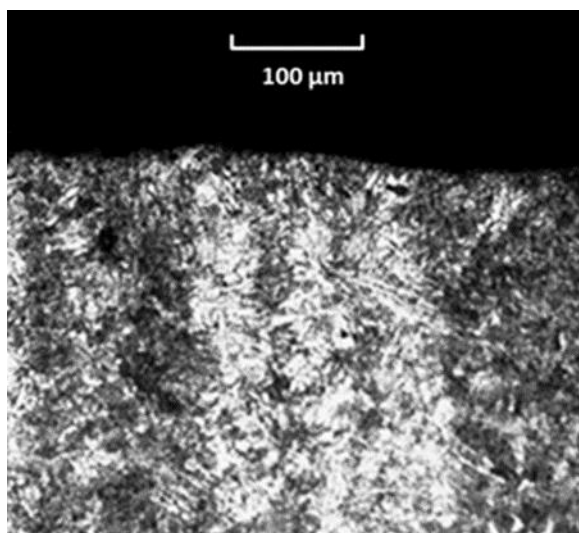


FIGURA 5.60 - Micrografia da amostra usinada sob  $V_c = 200$  m/min,  $f_z = 0,10$  mm,  $a_p = 1,0$  mm, com fluido de corte.

Este fato possivelmente não tem relação com o processo de fresamento das amostras porque os mecanismos de interferência na microestrutura do material da peça, que são predominantemente os efeitos térmicos e mecânico, deveriam ocorrer em camadas paralelas à superfície usinada e não da forma como aparece nas imagens.

Em ambas as condições de usinagem não foi possível visualizar a formação de camada branca na camada subsuperficial próxima à superfície usinada, ou porque ela não foi formada, ou porque a ampliação não é suficiente para visualizá-la. Porém a presença de tensão residual de compressão na camada subsuperficial próxima à superfície é indicativo de martensita.

Nova observação é mostrada na FIG. 5.61, onde a imagem revela a microestrutura da amostra usinada sob  $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm,  $a_p = 1,5$  mm, com fluido de corte e na FIG. 5.62 é mostrada a microestrutura da amostra usinada sob  $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm,  $a_p = 1,5$  mm, sem fluido de corte. Nestas imagens também é observada discreta alteração entre a distribuição das regiões claras, compostas basicamente por ferrita e a austenita retida e as regiões escuras onde predomina perlita, quando comparamos a imagem da FIG. 5.62 com a imagem da FIG. 5.61. Este fenômeno, no entanto, independe das condições de usinagem utilizadas em cada amostra, como discutido anteriormente. Além desta diferença discreta na distribuição da microestrutura constituinte da amostra, as imagens não permitem a observação de alterações microestruturais ou formação de camada branca.

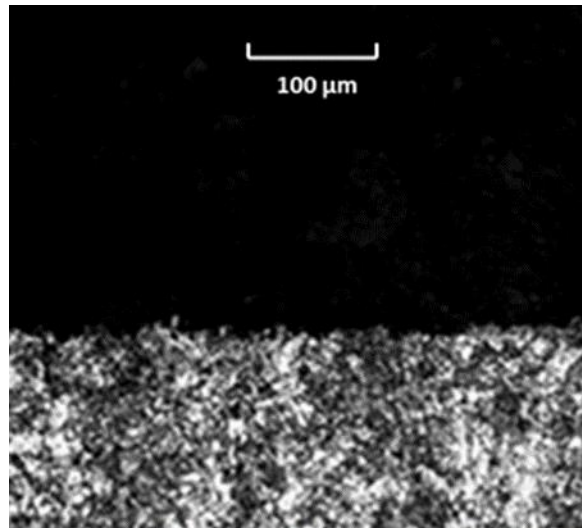


FIGURA 5.61 - Micrografia da amostra usinadas sob  $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm,  $a_p = 1,5$  mm, com fluido de corte.

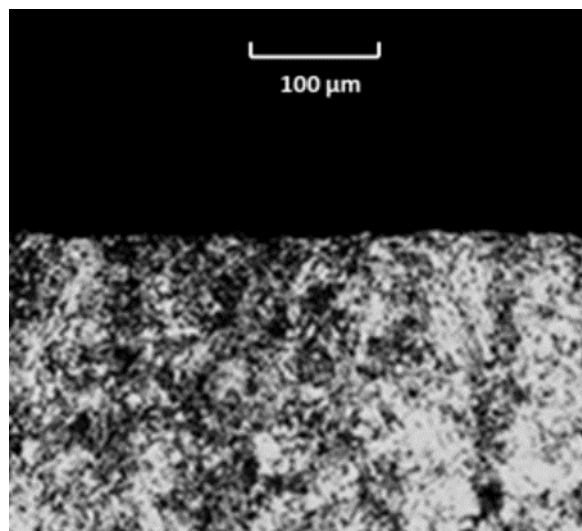


FIGURA 5.62 - Micrografia da amostra usinadas sob  $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm,  $a_p = 1,5$  mm, sem fluido de corte.

A FIG. 5.63 mostra a micrografia de uma amostra fresada sob  $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0,05$  mm,  $a_p = 1,5$  mm, sem fluido de corte e a FIG. 5.64 mostra a microestrutura da amostra usinada com  $V_c = 300$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm,  $a_p = 0,5$  mm, com fluido de corte. Apesar da significativa alteração dos parâmetros de usinagem (todos os parâmetros foram alterados), nos dois casos não foi revelada a formação de camada branca ou alterações perceptíveis nas camadas próximas à superfície.

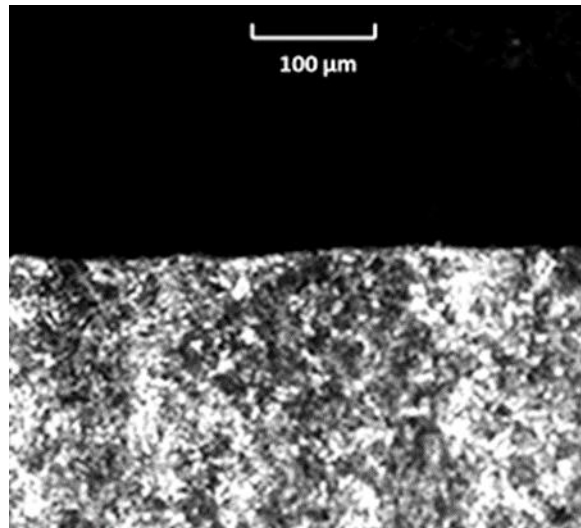


FIGURA 5.63 - Micrografia da amostra usinada sob  $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0,05$  mm,  $a_p = 1,5$  mm, sem fluido de corte.

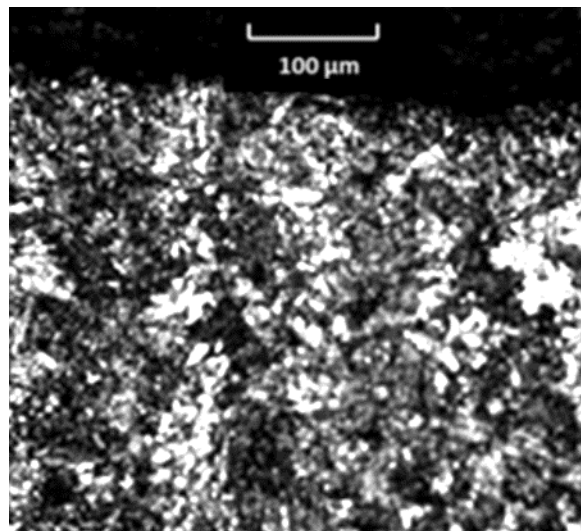


FIGURA 5.64 - Micrografia da amostra usinada sob  $V_c = 300$  m/min,  $f_z = 0,15$  mm,  $a_p = 0,5$  mm, com fluido de corte.

Nas micrografias realizadas não foi visualizada a ocorrência de camada branca, entretanto pode não ter ocorrido sua formação devido as condições de usinagem e material utilizado, que não apresentam a mesma severidade que, por exemplo, um processo de fresamento de materiais temperados de elevada dureza.

### 5.2.3 Medição de microdureza

As curvas das microdurezas para as condições ensaiadas foram plotadas em gráficos apresentados nas FIG. 5.65 a 5.68, onde cada alteração individual dos parâmetros de fresamento é comparada com a condição onde todos os parâmetros estão em seus níveis mínimos ( $V_c=100$  m/min,  $f_z=0,05$  mm,  $a_p=0,5$  mm) e não é utilizado fluido de corte. As medições foram realizadas respeitando-se uma distância de  $50 \mu\text{m}$  a partir da superfície fresada e também entre duas medições subsequentes, objetivando evitar imprecisões nas medidas. A tabela com os valores de microdureza medidos no aço ABNT 4340 é mostrada no apêndice (TAB. A.6). Para o aço ABNT 4340 a microdureza média encontrada para o núcleo das amostras foi de  $174 \text{ HV}_{0,2}$  com desvio padrão igual a  $11,7$ , sendo observado que os maiores valores de microdureza foram encontrados na camada imediatamente abaixo da superfície, apresentando decréscimo em sua intensidade nas camadas subsequentes.

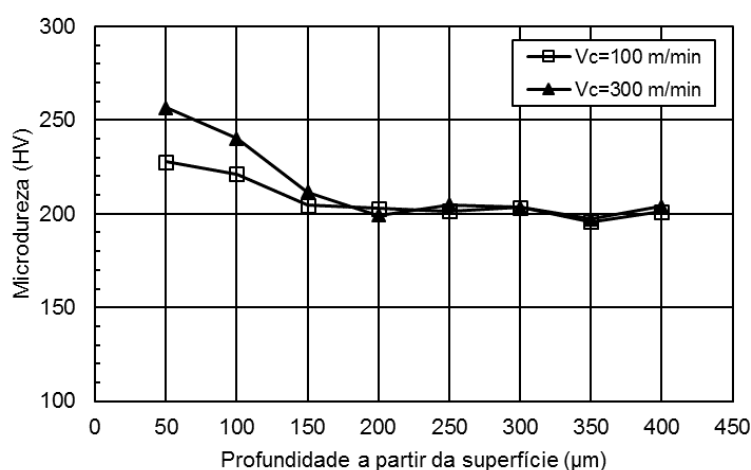


FIGURA 5.65 - Influência do aumento da velocidade de corte sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 4340.

Na FIG. 5.65 é mostrada a influência do aumento da velocidade de corte ( $V_c=300$  m/min) sobre o perfil da microdureza do aço ABNT 4340 enquanto os demais parâmetros permanecem inalterados. Em contraste com o aço ABNT 1010, que apresentou um perfil de microdureza semelhante ao observado para a condição mais branda ( $V_c=100$  m/min), o aço

ABNT 4340 apresenta um aumento da microdureza nas camadas mais próximas à superfície fresada, relativamente à condição mais branda, sugerindo a presença de uma camada de martensita não temperada formada a partir da austenita e corroborando os resultados apresentados para a tensão residual (FIG. 5.35), embora nas micrografias não tenha sido visualizada a camada branca. A partir de 150  $\mu\text{m}$  de profundidade a microdureza não sofreu alterações significativas em decorrência deste aumento de velocidade de corte.

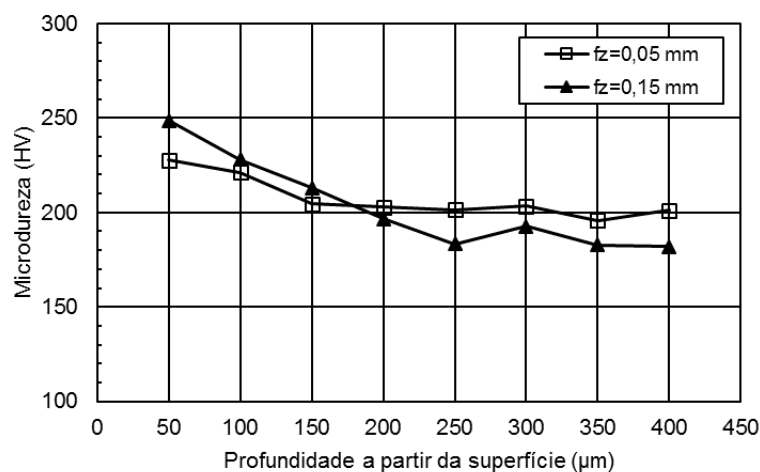


FIGURA 5.66 - Influência do aumento do avanço por dente sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 4340.

A influência do aumento do avanço por dente sobre a microdureza é mostrada na FIG. 5.66, onde é observado um aumento da microdureza na camada mais próxima à superfície com decréscimo na intensidade até a camada situada a 150  $\mu\text{m}$  de profundidade. Este comportamento difere do observado no aço ABNT 1010 (onde a microdureza não foi drasticamente afetada pelo aumento do avanço por dente), entretanto, é semelhante ao verificado para o aumento da velocidade de corte (FIG. 5.65) e provavelmente deve-se à ação mecânica da ferramenta (encruamento) aliada às propriedades mecânicas do aço ABNT 4340.

Quando é aumentada a profundidade de usinagem, conforme mostrado na FIG. 5.67, a microdureza diminui levemente em todo o perfil medido relativamente à condição que utiliza a menor profundidade de usinagem. Por outro lado, o perfil da microdureza da amostra fresada com a maior profundidade de usinagem não apresenta variação drástica de valores entre a camada mais próxima à superfície e as camadas mais profundas. Este resultado sugere que a profundidade de usinagem não apresenta influência significativa sobre a microdureza do aço ABNT 4340 dentro das variações de parâmetros testadas, similarmente ao observado para os resultados referentes à tensão residual.

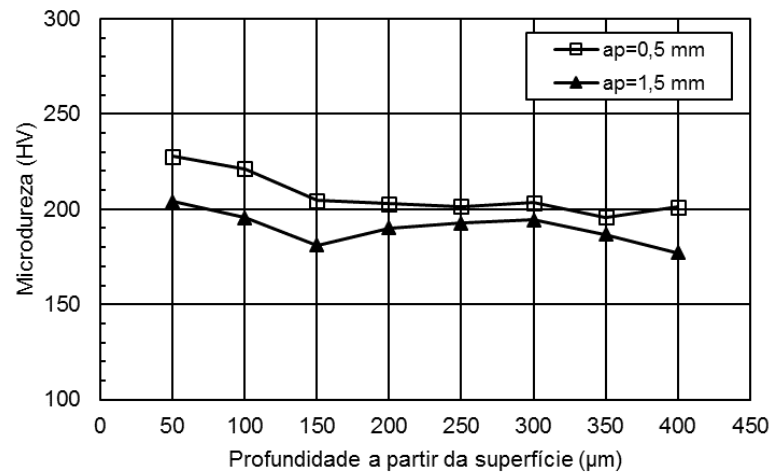


FIGURA 5.67 - Influência do aumento da profundidade de usinagem sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 4340.

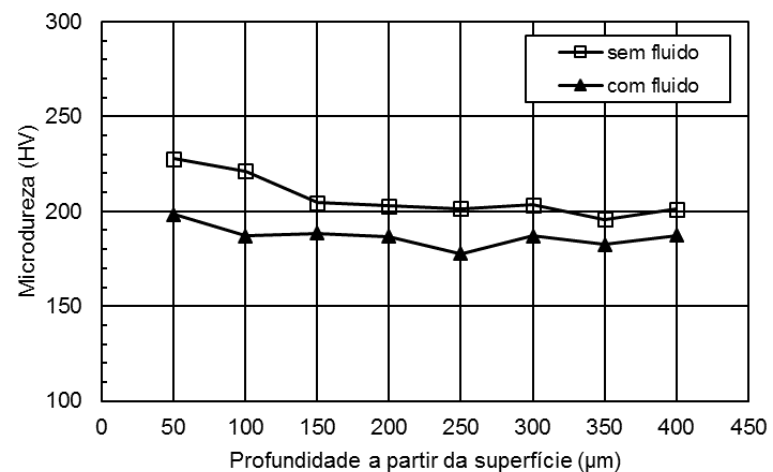


FIGURA 5.68 - Influência da utilização de fluido de corte sobre o perfil de microdureza do aço ABNT 4340.

Finalmente, é apresentada na FIG. 5.68 a influência da utilização de fluido de corte sobre a microdureza. A curva descrita mostra leve redução dos valores de microdureza para todo o perfil medido, sendo esta redução mais intensa para as medições realizadas até 100 µm de profundidade. Este fato indica que o fluido de corte possui influência benéfica sobre a integridade superficial do aço ABNT 4340; devido a redução do coeficiente de atrito entre a ferramenta e a peça, o fluido de corte proporciona menor deformação plástica nas

camadas próximas à superfície, reduzindo levemente os valores de microdureza, assim como observado para as tensões residuais (FIG. 5.38).

Na FIG. 5.69 apresentam-se os valores da microdureza medida 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície usinada em ordem decrescente de valores, conforme a combinação de parâmetros de corte utilizados para o fresamento das amostras. Observa-se que a diminuição da velocidade de corte (mantendo-se os demais parâmetros inalterados), conforme mostrado para os corpos de prova fresados sob  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0.15$  mm,  $a_p=1.5$  mm, com fluido de corte e  $V_c=300$  m/min,  $f_z=0.15$  mm,  $a_p=0.5$  mm, com fluido de corte, provoca diminuição da microdureza, ratificando o observado na FIG. 5.65. Também é notado que, para os valores de microdureza das amostras fresadas com os parâmetros de usinagem sob as condições intermediárias, ou seja,  $V_c=200$  m/min,  $f_z=0.10$  mm,  $a_p=1.0$  mm, quando é utilizado fluido de corte há um pequeno decréscimo na microdureza, de acordo com o observado na FIG. 5.68.

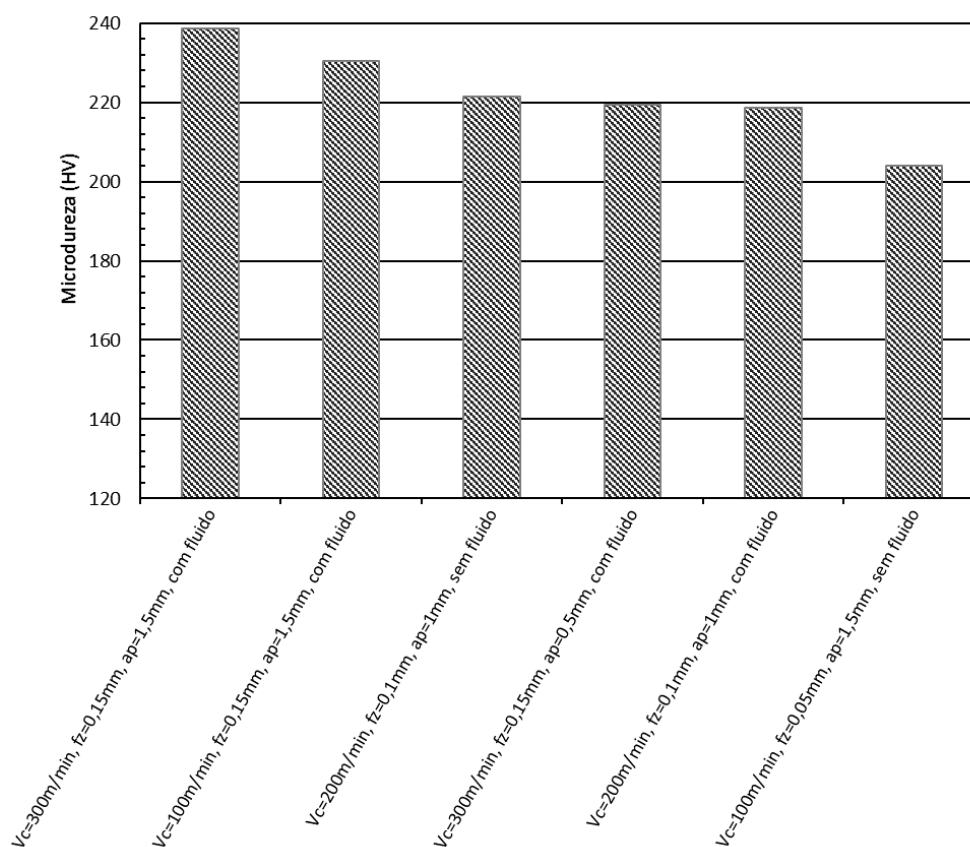


FIGURA 5.69 – Valor de microdureza do aço ABNT 4340 medido a 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície.

### 5.2.4 Medição da rugosidade

De forma semelhante às análises de rugosidade realizadas para o aço ABNT 1010, no estudo aqui realizado para as medições do desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e da altura total do perfil ( $R_t$ ), os parâmetros apresentaram resultados semelhantes em tendência. A tabela contendo os valores de rugosidade medidos no aço ABNT 4340 são mostrados no apêndice (TAB. A.7). São apresentados nas FIG. de 5.70 a 5.75, os resultados para  $R_a$  e  $R_t$ , e por meio das cartas de Pareto das FIG. 5.70 nota-se que o valor de  $R_a$  é influenciado principalmente pelo avanço por dente, sendo também considerados significativos a interação entre velocidade de corte e avanço por dente, além do fluido de corte. Já para o valor de  $R_t$  (FIG. 5.71) são considerados estatisticamente significativos o avanço por dente e a interação de segunda ordem entre a profundidade de usinagem e o fluido de corte.

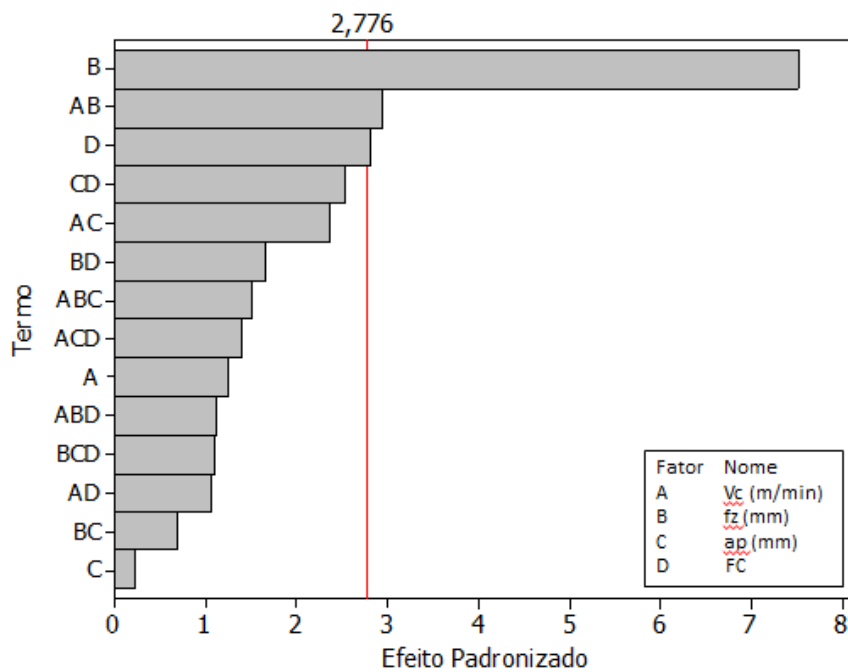


FIGURA 5.70 - Carta de Pareto para a rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova de aço ABNT 4340.

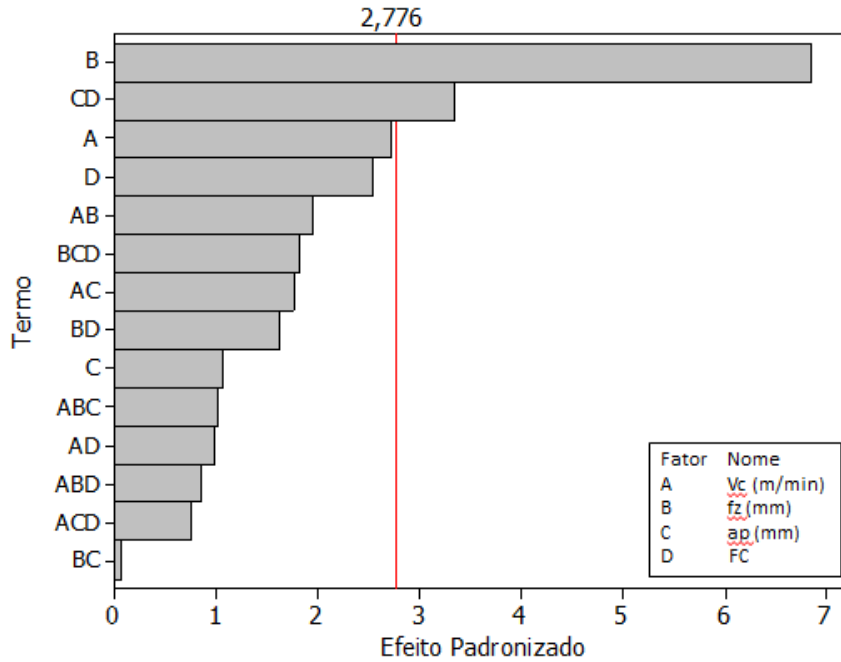


FIGURA 5.71 - Carta de Pareto para a rugosidade ( $R_t$ ) dos corpos de prova de aço ABNT 4340.

Nas FIG. 5.72 e 5.73 são apresentados os gráficos dos efeitos principais sobre a rugosidade, cujos comportamentos são semelhantes. Sua análise sugere que menores valores de rugosidade são obtidos para a velocidade de corte em seu nível superior ( $V_c=300$  m/min), enquanto o avanço por dente, que representa o fator de maior influência na rugosidade, proporciona menores valores de rugosidade quando utilizado em seu nível inferior ( $f_z=0,05$  mm). Estes resultados estão de acordo com o encontrado na literatura, onde rugosidade mais baixa é obtida para baixos avanços por dente e altas velocidades de corte. A velocidade de corte mais alta possivelmente proporciona redução da resistência ao cisalhamento devido à elevação da temperatura, possibilitando um corte mais dinâmico, enquanto que, um avanço por dente mais baixo reduz a altura entre os picos e vales gerados pelo raio de ponta da ferramenta (responsáveis pelos valores de rugosidade) durante suas sucessivas passagens pela superfície em usinagem. A profundidade de usinagem exerce influência discreta sobre a rugosidade, enquanto que a presença de fluido de corte induz a menores valores de rugosidade para os pontos extremos dos fatores experimentados, possivelmente por reduzir o atrito na interface ferramenta/peça.

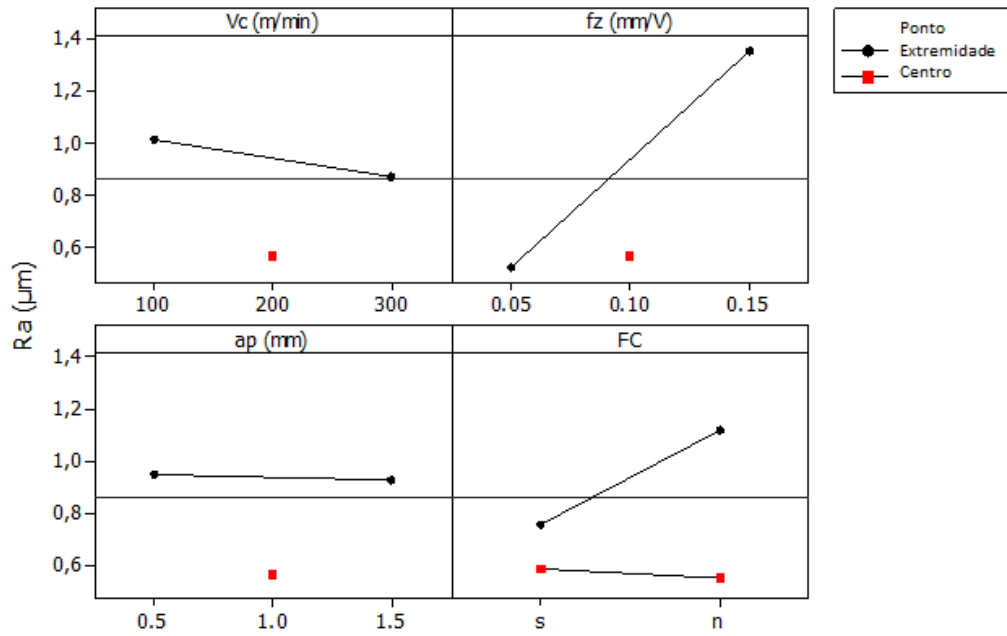


FIGURA 5.72 - Gráfico dos efeitos principais para a rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova de aço ABNT 4340.

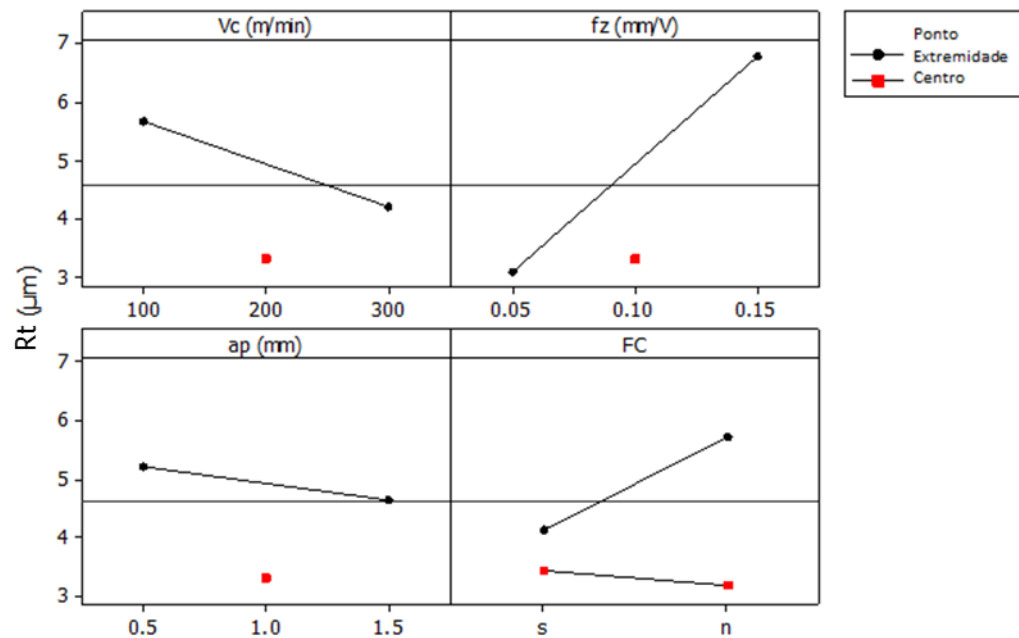


FIGURA 5.73 - Gráfico dos efeitos principais para a rugosidade ( $R_t$ ) dos corpos de prova de aço ABNT 4340.

Por meio da FIG. 5.74 e 5.75 observa-se a influência das interações entre os parâmetros de fresamento utilizados. No caso de  $R_a$  (FIG. 5.74) a interação que produz maior

influência na rugosidade ocorre entre a velocidade de corte e o avanço por dente. Para a velocidade de corte em seu nível superior ( $V_c=300$  m/min), o aumento do avanço por dente proporciona acentuado aumento no valor da rugosidade.

A interação de segunda ordem entre a profundidade de usinagem e o fluido de corte (FIG. 5.75) é a que produz maior influência sobre  $R_a$ . Quando a profundidade de usinagem é utilizada em seu nível inferior, a presença do fluido de corte proporciona baixos níveis de rugosidade ao passo que quando o fresamento é realizado com corte a seco, os valores de rugosidade sofrem elevado acréscimo.

Novamente estes dados estão em concordância com o esperado, uma vez que para a obtenção de bom acabamento é recomendada a utilização de altas velocidades de corte e baixos avanços por dente, na presença de fluido de corte, conforme explicado anteriormente na análise das FIG. 5.72 e 5.73.

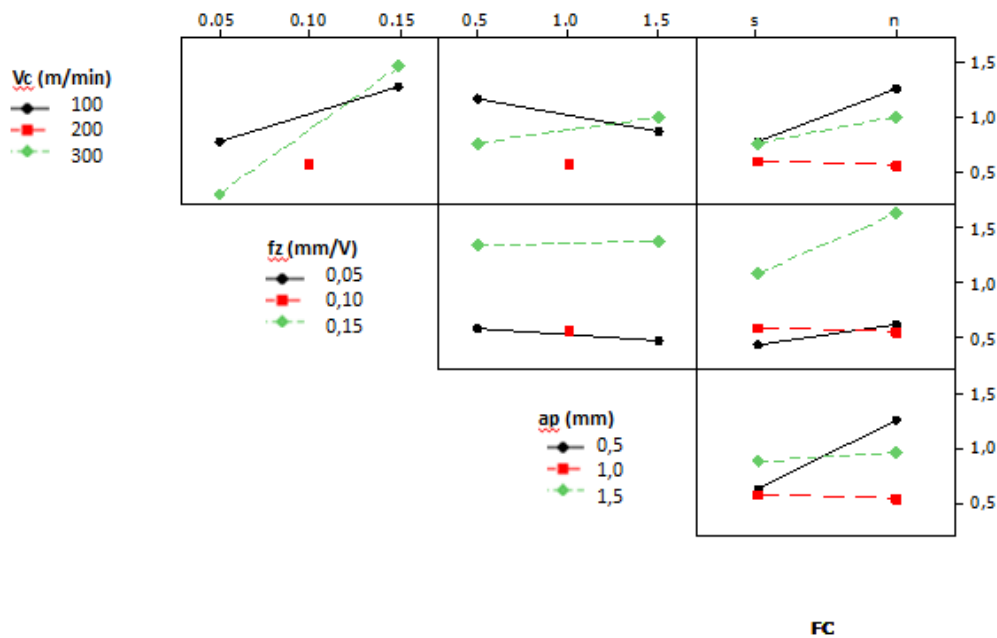


FIGURA 5.74 - Gráfico dos efeitos secundários para a rugosidade ( $R_a$ ) dos corpos de prova de aço ABNT 4340.

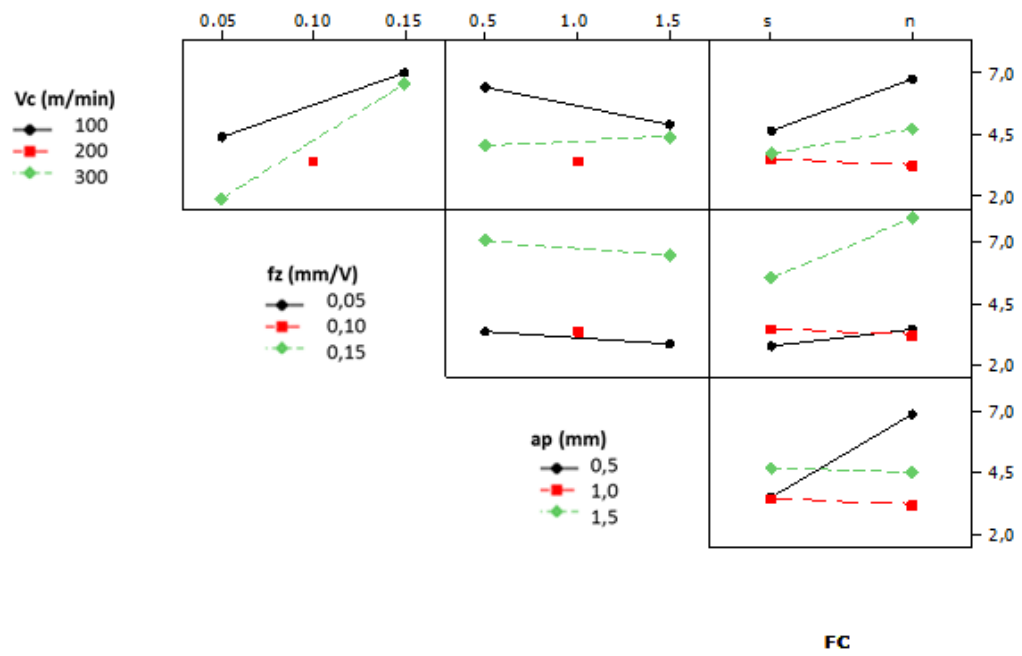


FIGURA 5.75 - Gráfico dos efeitos secundários para a rugosidade ( $R_t$ ) dos corpos de prova de aço ABNT 4340.

## 6 CONCLUSÕES

Após a realização de ensaios de fresamento frontal dos aços ABNT 1010 e ABNT 4340 e as subsequentes avaliações das tensões residuais pelo método do furo incremental, das análises metalográficas, de microdureza e da rugosidade, as seguintes conclusões podem ser extraídas:

### 6.1 Aço ABNT 1010

- Para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço nenhum dos parâmetros de corte avaliados ou interações entre eles foi considerado estatisticamente significativo dentro de um nível de significância de 5%, sendo os valores mínimo e máximo registrados para a tensão residual nesta direção iguais a -194 MPa e 284 MPa, respectivamente.
- Com relação a tensão residual induzida na direção paralela à velocidade de avanço, também não houve parâmetros de corte ou interações consideradas estatisticamente significativas dentro do nível de significância de 5% e os valores mínimo e máximo registrados para a tensão residual foram, respectivamente, -188 MPa e 279 MPa.
- Em geral, tensões residuais de tração foram induzidas na superfície, com redução gradativa da intensidade até a profundidade de 200  $\mu\text{m}$  e apresentando perfil com comportamento semelhante para as direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço.
- As análises metalográficas não evidenciaram alterações significativas na microestrutura do material, bem como não foi visualizada a formação de camada branca.

- As medições de microdureza indicaram dureza superficial superior à registrada nas camadas subsuperficiais, apresentando tendência de estabilização dos valores a partir de 200  $\mu\text{m}$  de profundidade. Os valores mínimo e máximo para a microdureza medida a 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície foram de 127,2 HV e 160,3 HV, respectivamente.
- Os maiores valores de microdureza registrados para a camada situada 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície foram encontrados nas amostras usinadas sob a velocidade de corte mais baixa ( $V_c=100$  m/min).
- Os corpos de prova que apresentaram maiores valores de dureza superficial também registraram tensões residuais de tração de menor intensidade ou tensões residuais de compressão.
- A velocidade de corte foi o parâmetro que apresentou maior influência sobre o valor da rugosidade  $R_a$ , seguido pela interação de segunda ordem entre avanço por dente e profundidade de usinagem e em seguida pelo avanço por dente, sendo 0,35  $\mu\text{m}$  o menor valor registrado para a rugosidade  $R_a$ , entretanto, nenhum parâmetro foi considerado estatisticamente significativo.
- A sequência de influência dos parâmetros sobre a rugosidade  $R_t$  foi a mesma verificada para a rugosidade  $R_a$ , ou seja, velocidade de corte, interação de segunda ordem entre avanço por dente e profundidade de usinagem e avanço por dente, sendo a mínima rugosidade  $R_t$  igual a 1,94  $\mu\text{m}$ , entretanto, o parâmetro velocidade de corte foi o único considerado significativo estatisticamente para a rugosidade  $R_t$ .

## 6.2 Aço ABNT 4340

- A velocidade de corte, o uso de fluido de corte, o avanço por dente e as interações de segunda ordem entre velocidade de corte e avanço por dente e entre profundidade de usinagem e fluido de corte foram considerados estatisticamente significativos para a tensão residual induzida na direção perpendicular à velocidade de avanço, dentro de um nível de significância de 5%, sendo -283 MPa e 216 MPa os valores mínimo e máximo registrados para a tensão residual, respectivamente.
- A velocidade de corte em seu nível superior ( $V_c = 300$  m/min), o avanço por dente em seu nível inferior ( $f_z = 0,05$  mm) e a utilização de fluido de corte proporcionam tensões residuais de tração de menor intensidade e até mesmo tensões residuais de compressão na direção perpendicular à velocidade de avanço.
- Os parâmetros velocidade de corte, avanço por dente e fluido de corte foram considerados estatisticamente significativos sobre a tensão residual medida na direção paralela à velocidade de avanço para um nível de significância de 5%, sendo os valores mínimo e máximo obtidos para tensão residual iguais a -294 MPa e 180 MPa, respectivamente.
- A velocidade de corte em seu nível superior, o avanço por dente em seu nível inferior e a utilização de fluido de corte proporcionam a obtenção de tensão residual de tração de menor intensidade e tensões residuais de compressão para a direção paralela à velocidade de avanço.
- Para a condição mais branda de fresamento ( $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0,05$  mm,  $a_p = 0,5$  mm) e corte a seco, a fresa com  $\chi_r = 45^\circ$  foi responsável pela indução de tensões residuais de menor intensidade, sendo que para a condição com aumento da velocidade de corte ( $V_c = 300$  m/min), mantendo-se os demais parâmetros em seu nível inferior ( $f_z = 0,05$  mm,  $a_p = 0,5$  mm) e corte a seco, a fresa com  $\chi_r = 90^\circ$  proporcionou a indução de tensões residuais de compressão para as camadas mais próximas à superfície. A fresa com ângulo de posição  $\chi_r = 12^\circ$  mostrou-se benéfica ao processo, isto é, proporcionou o aparecimento de

tensões residuais de tração de baixa intensidade e tensões residuais de compressão para as condições com aumento da profundidade de usinagem e quando foi utilizado fluido de corte, respectivamente.

- Não foi observada uma formação de camada branca para quaisquer combinações de parâmetros de corte analisados pelo fato de não ter ocorrido sua formação, também não foram observadas alterações significativas na microestrutura de nenhuma das amostras analisadas.

- As medições de microdureza indicaram aumento desta característica na camada superficial das amostras, com redução gradual em seus valores à medida que se afasta da superfície, tendendo à estabilidade a partir de 150  $\mu\text{m}$  de profundidade. Os valores mínimo e máximo registrados para a microdureza medida a 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície foram de 192,0 HV e 238,6 HV, respectivamente.

- Os corpos de prova usinados sob velocidade de corte mais alta e com a utilização de fluido de corte apresentaram os maiores valores para a microdureza medida na camada situada 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície.

- Aos maiores valores de microdureza foram associados valores de tensões residuais de tração de menor intensidade, ou de tensões residuais de compressão.

- As medições do desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) indicaram o avanço por dente como o parâmetro de maior influência, seguido pela interação de segunda ordem entre velocidade de corte e avanço por dente e em seguida o fluido de corte; o avanço por dente utilizado em seu nível inferior ( $f_z = 0,05 \text{ mm}$ ) e o uso de fluido de corte foram responsáveis por menores valores de rugosidade  $R_a$ , sendo 0,20  $\mu\text{m}$  o menor valor registrado.

- Para a medição da altura total do perfil ( $R_t$ ), o avanço por dente também foi considerado o parâmetro de maior influência, seguido da interação de segunda ordem entre a profundidade de usinagem e o fluido de corte; a mínima rugosidade  $R_t$  foi igual a  $1,65 \mu\text{m}$ , sendo que menores valores de rugosidade foram obtidos para o avanço por dente em seu nível inferior.

## 7 PROPOSTAS PARA CONTINUIDADE DESTE TRABALHO

A fim de dar continuidade às pesquisas sobre este tema, as seguintes atividades são propostas:

- Realizar a caracterização das tensões residuais induzidas pelo fresamento frontal no aço ABNT 4340 em seu estado temperado (em óleo), visando um melhor entendimento do comportamento da tensão residual em um aço de maior dureza, bem como para observar o que ocorre com a microestrutura e a microdureza deste aço em seu estado endurecido.
- Realizar ensaios de resistência à fadiga em corpos de prova usinados com os parâmetros de usinagem que favoreceram o aparecimento de tensões residuais de tração de maior intensidade, bem como em corpos de prova cujas condições de usinagem proporcionaram o aparecimento das maiores tensões residuais de compressão. Sabe-se que as tensões residuais de tração favorecem o aparecimento e a propagação de trincas em componentes usinados, bem como as tensões residuais de compressão dificultam o aparecimento e propagação destas trincas. A realização do ensaio de fadiga possibilitará quantificar a influência do caráter de tração ou compressão da tensão residual sobre o aço ABNT 4340 quando submetido a carregamentos cíclicos, além de permitir uma melhor caracterização das tensões residuais induzidas pela operação de fresamento frontal.
- Realizar ensaios de torneamento no aço ABNT 4340 utilizando os mesmos parâmetros de usinagem utilizados neste trabalho, para verificar a existência de correlação entre o comportamento da tensão residual induzida por estes dois processos.

## ABSTRACT

After machining metallic materials residual stresses are typically induced, which may occur due to the combination of several factors, among which stand out plastic deformation caused by burnishing of the cutting tool against the part, thermal effect due to the rise in temperature rise caused by shear of the work material and friction between the tool and the workpiece and also due to the microstructural changes resulting from this increase in temperature. Depending on how these parts are manufactured, they may present a larger or smaller degree of residual stresses. Therefore it is very useful to understand which factors involved in the machining process possess more influence on the generation of these residual stresses, as they may impair the quality and life time of the manufactured components, contributing to increase or decrease their service life. In order to achieve this goal, residual stresses were induced in AISI 1010 and AISI 4340 steel specimens through face milling, varying the machining parameters according to a statistical design. The parameters studied were cutting speed, feed rate and depth of cut, and cutting fluid. For the characterization of the surface and subsurface changes, residual stresses measurements were conducted in the perpendicular and parallel directions relatively to the feed speed using the blind hole method. Micrographic analysis and hardness measurements were carried out in the subsurface layers and surface roughness measurements were performed. The results indicated that for AISI 1010 steel the only statistically significant factor on the residual stresses was the second order interaction between cutting speed and depth of cut, affecting the value measured in the direction parallel to the feed speed. As far as the AISI 4340 steel is concerned, cutting speed, cutting fluid and feed speed were considered statistically significant for the residual stresses measured in directions parallel and perpendicular to the feed speed; furthermore, tensile residual stress of lower intensity and compressive residual stresses were recorded in specimens with higher hardness values. White layer formation was not recorded in samples of both steels for any cutting parameter combinations used and significant changes were observed in their microstructure. For the AISI 1010 steel the parameter with the highest influence on the  $R_a$  and  $R_t$  were the cutting speed followed by second order interaction between feed rate and depth of cut and then the feed rate. For the AISI 4340 steel feed rate was the most influential parameter.

**Keywords:** *milling, residual stresses, blind hole method.*

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Aggen, G. “ASM Handbook: Properties and selection: irons steels and high performance alloys”. Vol. 1, 10 ed. USA: Copyright, 1993.
2. Ajovalasit, A. “Measurement of residual stresses by the hole-drilling method: influence of hole eccentricity” *Journal of Strain Analysis*, v.14, n.4, p. 171-178, 1979.
3. Altintas, Y., “Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibration, And CNC design. Cambridge University Press., 283 p., 2000.
4. Alvarez, J. F., “Avaliação da integridade da superfície no torneamento de um ferro fundido nodular com carboneto”. Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica. São Paulo, 138p., 2006.
5. Andrino, M. H. “Avaliação de tensões residuais em soldas de dutos utilizando o efeito acustoelástico”. 167 f., Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003.
6. Arunachalan, R.; Mannan, M. A. “Machinability of nickel-based high temperature alloys”. *Machining Science and Technology*, v.4(1). p.127-168, 2000.
7. ASTM Standard E 837, “Determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method”, 2008.
8. Axinte, D.A. and Dewes, R.C. “Surface integrity of hot work tool steel after high speed milling – experimental data and empirical models”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 127, pp. 325-335, 2002.

9. Banin Jr., J.R. “Análise de tensões residuais, integridade superficial e forças de usinagem no fresamento de topo de aço sae 4340 endurecido”, Dissertação de mestrado, São Bernardo do Campo, 111 p., 2009.
10. Becker, M; Santos, S.C.; Sales, W.F. “Integridade superficial em usinagem”. In: Tecnologias Avançadas de Manufatura. 1.ed., São Paulo: Editora Novos Talentos, vol. 1, cap. 6, pp. 105-123, 2005.
11. Beaney, E.M.; Procter, E. “Elastic pressure stress investigations”. Berkeley Nuclear Laboratories, Research Department, Central Electricity Generating Board, 36 p., 1974.
12. Boehs, L., “Análise de superfícies usinadas”, Florianópolis, Apostila, 1992.
13. Bosheh, S. S., Mativenga, P. T., “White layer formation in hard turning of H13 tool steel at high cutting speed using CBN tooling”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005.
14. Braghini Jr., A., “Metodologia para escolha de fluidos de corte não agressivos para o meio ambiente para aplicações em usinagem de metais”, 248 p., tese de doutorado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2002.
15. Brinksmeier, E. “State-of-the-art of non-destructive measurement of sub-surface material properties and damages Precision Engineering.v.11, n.4, p. 211-224, 1989.
16. Brinksmeier, E., Cammett, J.T., König, W., Leskovar, P., Peters, J., Tönshoff, H.K., “Residual stresses — measurement and causes in machining processes”. Anais de CIRP, Hannover, 20p., 1982.
17. Buenos, A.A. “Avaliação da tensão residual gerada pelo processo de usinagem utilizando acustoelasticidade”. Dissertação de Mestrado, Campinas, 179 p., 2010.

18. Câmara, M. A. “Influência do ângulo de posição sobre o fresamento frontal de níquel puro com insertos de metal duro”. Dissertação de Mestrado, Belo Horizonte, 92 p., 2008.
19. Changfeng, Y.; Daoxia, W.; Liang, T.; Junxue, R.; Kaining, S.; Zhenchao, Y.; “Effects of cutting parameters on surface residual stress and its mechanism in high-speed milling of TB6”. Proc IMech Part B – Journal of Engineering Manufacture, v.227, p.483-493, 2013.
20. Chevrier, P. “Investigation of surface integrity in high speed end milling of a low alloyed steel”. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Ile du Saulcy, v. 43, p. 1135-1142, 2003.
21. Chiaverini, V. “Tecnologia mecânica: Estrutura e propriedades das ligas metálicas”. São Paulo: Ed. MacGraw-Hill do Brasil, LTDA., vol. 1, cap. 11, p. 369-374, 1986.
22. Chou, Y.K.; Evans, C.J. “White layers and thermal modelling of hard turned surfaces”. International Journal of Machining Tools and Manufacture, v.39, p.1683-1881, 1999.
23. Callister, W.D.; Rethwisch, D.G. “Ciência e Engenharia de Materiais – Uma Introdução”, editora LTC, 9ª edição, 2016.
24. Claassen, R.S.; Chynoweth, A.G. “Ciência e engenharia de materiais: sua evolução, prática e perspectivas”. 2a ed. Editora da Universidade de São Carlos, São Carlos, SP/Brasil, 1987.
25. Crouch, A.E.; Beuker, T. “In-line stress measurement by the continuous Barkhausen method”. Proceedings of IPC 2004, International Pipeline Conference. Calgary, Alberta, Canada, 2004.
26. Çolac, O.; Kurbanoglu, C.; Kayacan, M.C. “Milling surface roughness prediction using evolutionary programming methods”. Materials & Design, Oxford, v.28, n.2, p.657-666, 2005.

27. Davim, J. P. "Machining: fundamentals and recent advances". New York: Springer, 361 p., 2008.
28. Denkena, B.; Boehnke, D.; De Léon, L. "Machining induced residual stress in structural aluminum parts". *Prod. Eng. Res. Devel.* (2008), p. 247-253, 2008.
29. Denkena, B.; Nespör, D.; Böß, V.; Köhler, J. "Residual stresses formation after re-countouring of weld Ti-6Al-4V parts by means of 5-axis ball nose end milling". *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, p. 347-360, 2014.
30. Deonísio, C.C.C. "Estudo do fresamento do aço D2 endurecido em altas velocidades de corte". Tese de doutorado. Universidade Federal de Campinas – Faculdade de Engenharia Mecânica, São Paulo: [s.n.], 2004.
31. Diniz, A.E., Marcondes, F.C., Coppini, N.L. "Tecnologia da usinagem dos materiais", 8.ed., Ed. Artiber, São Paulo, 262 p., 2013.
32. El-Khabeery, M.M., Fattouh, M. "Residual stress distribution caused by milling". *tools manufact*, Shebin El-Kom, 11p., 1989.
33. El-Wardany, T. I., Kishawy, H. A., Elbestawi, M. A., "Surface integrity of die material in high speed hard machining", part 1: micrographical analysis, *Transactions of the ASME* v.122, p.620-631, 2000-a.
34. El-Wardany, T.I., Kishawy, H.A., Elbestawi, M.A., "Surface integrity of die material in high speed hard machining", part 2: microhardness variations and residual stress, *Transactions of the ASME* v.122, p.632-641, 2000-b.
35. Ferraresi, D. "Usinagem dos metais: Fundamentos da usinagem dos metais". São Paulo: Ed. Edgard Blücher Ltda., v.1, 752 p., 1977.
36. Field, M.; Kahles, J. F. "The surface integrity of machined and ground high strength steels". *Defense Metals Formation Centre Report, DIMC*, p.210, 1964.

37. Field, M.; Kahles, J. F. "Review of surface integrity of machine components". *Annals of the CIRP*, v.20, n.2, p.153-163, 1971.
38. Field, M.; Kahles, J.F.; Cammet, J.T., "A review of measuring methods for surface integrity", *Annals of the CIRP*, v. 21/2, p. 219-238, 1972.
39. Field, M.; Kahles, J.F.; Koster, W.P. "Surface finish and surface integrity". In: Several Authors. *ASM International. ASM Handbook: Machining. USA: etcut Research Associates. v.16, p. 19-36, 1977.*
40. Flaman, M.T.; Mills, B.E.; Boag, J.M. "Analysis of stress-variation with depth measurement procedures for the center-hole method of residual stress measurement" - *Experimental Techniques*, p. 35-37, Jun., 1987
41. François, M; Lu, J. "X-ray diffraction method". In: *Handbook of measurement residual stresses. Lilburn: Fairmont Press. cap. 5, p. 71-73, 24-126, 1996.*
42. Gerdau – Aços finos Piratini. "Manual de aços". Edição atualizada, 2003.
43. Griffiths, B. "Manufacturing surface technology". London, Penton Press, p.233, 2001.
44. Gunnberg, F.; Escursell, M.; Jacobson, M. "The influence of cutting parameters on residual stresses and surface topography during hard turning of 18MnCr5 case carburised steel", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 174, No. 1-3, pp. 82-90, 2006.
45. Hamish, C; Richard, J.; Baldwin, G. "A critical examination of the effects of learning management systems on university teaching and learning", *Tertiary Education and Management* 11: 19–36, 2005.
46. Hashimoto, F.; Guo, Y.B.; Warren, A.W. "Surface Integrity: difference between hard turned and ground surfaces and its impact on fatigue life". *Annals of the CIRP*, 55, 1, p.4, 2006.

47. H-Drill, “Hole-drilling residual stress calculation program”, version 3.01, Gary S. Schajer, 2006.
48. 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: 2006.
49. Hoffmann, K. “An introduction to measurements using strain gages”. Editora Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 1ª Edição, Darmstadt, 257p., 1989.
50. Holman, J.P.; Gajda, W.J. “Experimental methods for engineers”. In:\_\_\_\_\_. Force, Torque, and Strain Measurements. 3th ed. Tokyo: McGraw-Hill International Book Company, cap. 10, p. 353-377, 1981.
51. Hua, J. “Effect of feed rate, workpiece hardness and cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer plus hone cutting edge geometry”. Materials Science and Engineering a Structural Materials 86 Properties Microstructure and Processing, Lausanne, v. 394, n. 1-2, p. 238-248, 2005.
52. Hyde, T.H.; Ollerton, E. “Applied stress analysis”, Springer Science & Business Media, 500 p., 2012.
53. Jawahir, I.S. “Surface integrity in material removal processes: Recent advances”. Cirp Annals-Manufacturing Technology, Amsterdam, v. 60, n. 2, p. 603- 626, 2011.
54. Javid, A.; Rieger, U.; Eichseder, W. “The effect of machining on the surface integrity and fatigue life”. International Journal of Fadigue, v.30, p.2050-2055, 2008.
55. Kabiri, M. “Measurement of residual stresses by the hole-drilling method: influences of transverse sensitivity of the gages and relieved strain coefficients”, Experimental Mechanics, 25, p.252-256, 1984.

56. Kandil, F.A.; Lord, J.D.; Fry, A.T.; Grant, P.V. "A review of residual stress measurement methods". National Physical Laboratory, Report MATC.A.04, 2001.
57. Kirsch, G. "Die theorie der elastizität und die bedürfnisse der festigkeitslehre zeitschrift des vereines deutscher ingenieure", 42, 797–807, 1989.
58. König, W., Berktold, A.; Koch K.F. "Turning versus grinding – a comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies", Annals of the CIRP, Vol. 42, pp. 39-43, 1993.
59. Korkut, I; Dornetas, M.A. "The influence of feed rate and cutting speed on the cutting forces, surface roughness and tool-chip contact length during face milling". Materials & Design, Oxford, v.28, n.1, p.308-312, 2005.
60. Lamy, C. A. "Avaliação por ultra-som do tratamento térmico de alívio de tensões". In: Conferencia Sobre Tecnologia de Equipamentos (COTEQ) e Congresso Nacional de Ensaio não Destrutivos (CONAEND), Salvador. Anais... Salvador, 2002.
61. Lau, W.S.; Wang, M.; Lee, W.B. "A simple method of eliminating residual tensile stresses in the grinding of low carbon steels". Int. J. Mach. Tools Manufact., Vol. 31, n° 3, pp.425-434, 1991.
62. Li, Y. E. "Surface residual stress gradient distribution in high speed milling of H13 die steel". Advances in Materials Manufacturing Science and Technology, New York, v. 626-627, p. 183-188, 2009.
63. Liang, S. Y; Su, J. C. "Residual stress modeling in orthogonal machining". Annals of the CIRP, vol. 56, p. 65-68, 2007.
64. Lu, J. "Handbook of measurements of residual stress". Bethel: Society for Experimental Mechanics. 238 p., 2005.

65. Maack, T.; Notni, G.; Schreiber, W. “Three-coordinate measurement of an object surface with a combined two-wavelength and two-source phase shifting speckle interferometer”, *Optic Communications*, 115: 576-584, 1995.
66. Machado, A.R., Abrão, A.M., Coelho, R.T., Silva, M.B. “Teoria da usinagem dos materiais”, Ed. Edgar Blücher, São Paulo, 384p., 2009.
67. Macherlauch, E. “Introduction to residual stress”. In: Niku-Lari, A. *Advances in Surface Treatments: Technology-Applications-Effects. International guidebook on residual stresses*. Oxford: Pergamon Press, v. 4, p. 1-36, 1987.
68. Mathar, J. “Determination of initial stresses by measuring the deformation around drilled holes”. *Trans., ASME* 56, No. 4: 249-254, 1934.
69. Matsumoto, Y., Magda, D., Hoepfner, D.W.; Kim T.Y. “Effect of machining processes on the fatigue strength of hardened AISI 4340 steel”, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 113, pp. 154-159, 1991.
70. Matsusaki, E.H. “Aplicação de Interferometria a Laser para a Medição de Tensões em Chapas Metálicas”. ,V CONEN - Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. Bahia: Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas, 2008.
71. Mitsubishi Materials. “Ferramentas de torneamento, ferramentas rotativas e soluções de fixação”. *Catálogo C003Z*, 1272 p., 2007 – 2008.
72. Montgomery, D.C. “Response surface methods and designs. Design and analysis of experiments”. 6th ed. USA: John Wiley and Sons, cap. 11, p. 405-463, 2005.
73. Nasr, M; Ng, E-G; Elbestawi, M. “Effects of workpiece thermal properties on machining - induced residual stresses – thermal softening and conductivity”. *Proc. IMech Part B – J. Eng. Manuf.*; 221: 1387- 1400, 2007.

74. Noyan, I.C.; Cohen, J.B. “Residual stress – measurement by diffraction and interpretation”. Springer Series on Materials Research and Engineering, ed. B. Ilshner and N. J. Grant. Springer-Verlag, New York-Berlin-Heidelberg-London-Paris-Tokyo, 1987.
75. Podchibiakin, D. “Comparación de diferentes métodos de medición de la impronta de la imagen de microdurómetros”. In: Jornadas Sam/Conamet/Simposio Materia, p. 1979-82, 2003.
76. Poulachon, G.; Albert, A.; Schuraff, M.; Jawahir, I. F. “An experimental investigation of work material microstructure effects on white layer formation in PCBN hard turning”. International Journal of Machine Tools & Manufacture, v.45, p.211-218, 2004.
77. Prevéy, P.S. “Residual stress distributions produced by strain gage surface preparation”. Anais de SEM Spring Conference on Experimental Mechanics, Bethel, 7p., 1986.
78. Qian, L.; Li, M.; Zhou, Z.; Yang, H.; Shi, X. “Comparison of nano-indentation hardness to microhardness”, Surfaces e Coatings Technology, v.195, p.264-271, 2005.
79. Qian, L.; Liu, J.; Bodmer, R. “Neuromancer Tbx20-related genes (H15/midline) promote cell fate specification and morphogenesis of the Drosophila heart”. Dev. Biol. 279(2): 509—524, 2005.
80. Rao, B; Shin, Y.C. “Analysis on high-speed face-milling of 7075-T6 aluminum using carbide and diamond cutters”. International Journal of Machine Tools & Manufacture, Birmingham, vol. 41, p. 1763-1781, 2001.
81. Rendler, N.J.; I. Vigness “Hole-drilling Straingage Method of Measuring Residual Stresses”. Proc., SESA XXIII, No. 2, p.577-586, 1966.

82. Rodrigues, A.R., Norcino, A.B., Matsumoto, H., Yamakami, W.J., Vendrame, S. “Formação de cavaco e microdureza da peça no fresamento do aço VP100 para moldes”, 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Penedo, Itatiaia – RJ – Brasil, 2013.
83. Rose, S. “Work hardening a material kind of problem”, Tooling and Production Magazine, Ohio, 1999.
84. Rossini, N.S.; Dassisti, M.; Benyounis, K.Y.; Olabi, AG. “Methods of measuring residual stresses in components”. *Mater Des*; 35: 572-588, 2012.
85. RS-200 Milling Guide, Instruction Manual – version 2.0, Vishay Precision Group, Micro-Measurements, 2007.
86. 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, cap. 8. p. 429-471, 2006.
87. Schajer, G.S. “Hole-drilling and ring core methods”. In: Lu, J. “*Handbook of Measurement Residual Stresses*”. Lilburn: Fairmont Press. cap. 2, p. 5-7, 28-30, 1996.
88. Schajer, G.S. “Application of finite element calculations to residual stress measurements”, *Journal of Engineering Materials and Technology*, 103, p.157-163, 1981.
89. Schwach, D.W.; Guo, Y.B. “A fundamental study on the impact of surface integrity by hard turning on rolling contact fatigue”. *Transactions of NAMRI/RI/SME*, 33, p. 541-548, 2005.
90. Shaw, M. C. “*Metal cutting principles*”, 2. ed., New York, Oxford Press, 651p., 2005.
91. Silva, A.C.; Mayer, C.A.S.; Cavalcanti, J.R. “Tratamento térmico de alívio de tensões”. *Núcleo Tecnológico de Soldagem & Qualidade*, São Paulo, Módulo II, cap. 1, p. 1-14, 2002.

92. Silva Jr., S.F.; Alencar, D.A.; Neto, M.M. “Variáveis que influenciam os resultados do ensaio de materiais ferromagnéticos pela análise do ruído magnético Barkhausen”, 9ª COTEQ – Conferência Internacional sobre Tecnologia de Equipamentos, Salvador/Bahia, 2007.
93. Soares, M.C.B.V. “Influência das tensões residuais no comportamento em fadiga e fratura de ligas metálicas”. Tese. 116p. Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 1998.
94. Souza, S.A. “Ensaio mecânicos de materiais metálicos”. Edgard Blucher LTDA, 3ª ed., 1974.
95. Sugimoto, T.; Okada, M.; Itoh, H.J. “Colloid interface” Sci. 193, 140p., 1997.
96. Suwanprateeb, J. “A comparison of different methods in determining load-and time-dependence of vickers hardness in polymers”. Polymer Testing, v. 17, p 495-500, 1998.
97. Tech Note – TN-503, “Measurement of residual stresses by the hole-drilling strain gage method”. Document Number: 11053. Revision 15-Aug-07. Vishay Precision Group, Micro-Measurements, 2007.
98. Tech Note – TN-509, “Errors due to transverse sensitivity in strain gages”. Document Number: 11059. Revision 28-Jun-2011. Vishay Precision Group, Micro-Measurements, 2011.
99. Timoshenko, S.; Goodier, J.M., “Theory of Elasticity”, New York: McGraw-Hill, 1951.
100. Tiitto, S. “Magnetic Methods”. In: Lu, J. et al. Handbook of Measurement Residual Stresses. Lilburn: Fairmont Press, cap. 8, p. 179-180, 192-193, 201-205, 219, 1996.

101. Toenshoff, H.K.; Arendt, C.; Amor, R., "Cutting of hardened steel", Annals of the CIRP 49/2, p. 547-566, 2000.
102. Tooling Technology II, 1st ed. Mitsubishi Materials Corporation, 290p., 2006.
103. Trent, E.M.; Wright, P.K., "Metal cutting", 4.ed., Butterworth-Heinemann, 2000.
104. Tsui, T.Y.; Joo, Y. "A new technique to measure through film thickness fracture toughness". Thin solid films, v. 401, p. 203-10, 2001.
105. Ueda, Y. "Sectioning methods". In: Lu, J. Handbook of Measurement Residual Stresses. Lilburn: Fairmont Press, cap. 4, p. 49-53, 1996.
106. Webster, P.J. "Spatial resolution and strain scanning", proc. of the nato advanced research workshop on measurements of residual and applied stress using neutron diffraction", Oxford, UK, p. 235-251, 1992.
107. Withers, P. J.; Bhadeshia, H. K. "Residual stress - Measurement techniques". Materials Science and Technology, Vol. 17, 355-365, 2001.
108. Yang, Y.Y., Fang, H.S., Huang, W.G. "A study on wear resistance of white layer", Tribology International, v.9, n.5, p.425-428, 1996.
109. Youssef, H.A.; El-Hofy, H. "Accuracy and surface integrity realized machining processes". In:\_\_\_\_\_. Machining Technology: Machine Tools and Operations. 1st ed. Boca Raton: CRC Press, cap. 14, p. 575-602, 2008.

## APÊNDICE

TABELA A.1 - Exemplo de tabela de resultados gerada pelo programa H-Drill.

```

H-DRILL RESIDUAL STRESS CALCULATION  -----  Integral Method
-----
Data Title

Rosette type           = 062 RE           Rosette mean diameter = 5.13 mm
Young's modulus        = 200.0 GPa        Hole diameter          = 2.000 mm
Poisson's ratio        = 0.300           Stress depth limit     = 1.03 mm

Std strain err (auto) = 2.9 ue

Rms strain misfit      = 4.0 ue  <--  satisfactory

beta=angle Smax clockwise from gage 1

--- STRAINS ---  90%  ----- STRESSES (X is in gage 1 direction) -----
Depth  e1  e2  e3  prob. Smax  Smin  Tmax  beta  SX  SY  TXY
mm     ue  ue  ue  bound  MPa  MPa  MPa  deg  MPa  MPa  MPa
0.000  0   0   0
0.017          483  378  53  32  454  407  -47
0.050 -30 -41 -29          226  134  46  32  200  160  -41
0.100 -38 -49 -33          35  -43  39  32  13  -21  -35
0.125 -34 -43 -22          -49 -113  32  32  -68  -95  -29
0.150 -36 -47 -24          -56 -107  26  32  -70  -93  -23
0.200 -45 -52 -28          -29  -69  20  30  -39  -59  -18
0.225 -40 -54 -24          12  -19  16  26  6  -13  -12
0.250 -41 -54 -26          52  31  11  6  52  31  -2
0.275 -54 -60 -29          35  17  9  -8  35  18  2
0.300 -61 -79 -31          3  -13  8  -30  -1  -9  7
0.325 -60 -64 -33          -17 -39  11  -49  -30  -27  11
0.350 -58 -61 -29          -16 -50  17  -59  -41  -26  15
0.400 -58 -60 -26          -4  -51  23  -63  -41  -14  19
0.450 -62 -63 -29          8  -57  33  -64  -44  -4  26
0.475 -57 -62 -34          -3  -74  36  -62  -58  -18  29
0.500 -57 -64 -36          -78 -154  38  -53  -127  -105  36
0.525 -55 -63 -32          -117 -197  40  -49  -162  -151  39
0.550 -52 -62 -28

```

TABELA A.2 - Valores das tensões residuais medidas nas direções perpendicular e paralela ao avanço a 17  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície para o aço ABNT 1010.

<i>Nº do corpo de prova</i>	<i><math>v_c</math> (m/min)</i>	<i><math>f_z</math> (mm/rot)</i>	<i><math>a_p</math> (mm)</i>	<i>Fluido de corte</i>	<i>Tensão residual (# <math>V_f</math>) (MPa)</i>	<i>Tensão residual (// <math>V_f</math>) (MPa)</i>
1	100	0.15	0.5	N	43	-106
2	200	0.1	1	N	283	197
3	300	0.15	0.5	S	270	-188
4	100	0.15	1.5	N	245	241
5	300	0.05	1.5	S	239	149
6	100	0.15	0.5	S	36	258
7	300	0.05	0.5	N	202	120
8	300	0.15	1.5	S	284	270
9	300	0.05	1.5	N	-194	123
10	300	0.05	0.5	S	-56	6
11	300	0.15	1.5	N	256	279
12	200	0.1	1	S	-63	-72
13	100	0.15	1.5	S	16	-1
14	300	0.15	0.5	N	-70	119
15	100	0.05	1.5	S	94	61
16	200	0.1	1	N	263	99
17	100	0.05	1.5	N	192	79
18	200	0.1	1	S	171	56
19	100	0.05	0.5	N	209	113
20	100	0.05	0.5	S	111	101

TABELA A.3 - Microdureza Vickers medida a partir de 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície para o aço ABNT 1010.

<b>PARÂMETROS DE CORTE</b>				<b>PROFUNDIDADE A PARTIR DA SUPERFÍCIE (<math>\mu\text{m}</math>)</b>							
<b><math>v_c</math> (m/min)</b>	<b><math>f_z</math> (mm/rot)</b>	<b><math>a_p</math> (mm)</b>	<b>F.C</b>	<b>50</b>	<b>100</b>	<b>150</b>	<b>200</b>	<b>250</b>	<b>300</b>	<b>350</b>	<b>400</b>
100	0.15	0.5	N	155.2	124.5	113.9	111.3	121.3	117.2	118.4	117.8
300	0.15	1.5	S	135.8	118.0	121.5	121.7	112.0	117.4	110.7	117.1
300	0.05	1.5	N	151.5	150.9	143.0	127.9	122.8	119.1	121.8	113.6
300	0.05	0.5	S	134.1	120.3	118.5	121.2	123.1	112.6	105.5	111.7
300	0.15	1.5	N	127.2	116.2	121.7	117.5	113.3	114.0	120.5	110.4
100	0.15	1.5	S	160.3	125.5	131.7	126.9	123.1	133.6	127.1	125.0
200	0.1	1	N	151.2	148.4	123.8	141.3	128.3	122.1	117.7	128.6

TABELA A.4 – Medidas do desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e da altura total do perfil ( $R_t$ ) para o aço ABNT 1010.

<i>Nº do corpo de prova</i>	<i><math>v_c</math> (m/min)</i>	<i><math>f_z</math> (mm/rot)</i>	<i><math>a_p</math> (mm)</i>	<i>Fluido de corte</i>	<i>Rugosidade Média <math>R_a</math> (<math>\mu\text{m}</math>)</i>	<i>Rugosidade Máxima <math>R_t</math> (<math>\mu\text{m}</math>)</i>
1	100	0.15	0.5	N	1.12	5.79
2	200	0.1	1	N	0.60	3.61
3	300	0.15	0.5	S	0.52	3.08
4	100	0.15	1.5	N	1.22	6.30
5	300	0.05	1.5	S	0.35	1.94
6	100	0.15	0.5	S	0.82	4.85
7	300	0.05	0.5	N	0.79	3.76
8	300	0.15	1.5	S	0.64	3.05
9	300	0.05	1.5	N	0.42	2.56
10	300	0.05	0.5	S	0.83	4.38
11	300	0.15	1.5	N	0.71	3.55
12	200	0.1	1	S	1.21	6.35
13	100	0.15	1.5	S	0.85	5.47
14	300	0.15	0.5	N	1.12	5.18
15	100	0.05	1.5	S	0.64	4.22
16	200	0.1	1	N	0.58	3.17
17	100	0.05	1.5	N	0.77	4.52
18	200	0.1	1	S	1.02	5.89
19	100	0.05	0.5	N	0.73	4.68
20	100	0.05	0.5	S	0.78	4.74

TABELA A.5 - Valores das tensões residuais medidas nas direções perpendicular e paralela à velocidade de avanço a 17  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície para o aço ABNT 4340.

<i>Nº do corpo de prova</i>	<i><math>v_c</math> (m/min)</i>	<i><math>f_z</math> (mm/rot)</i>	<i><math>a_p</math> (mm)</i>	<i>Fluido de corte</i>	<i>Tensão residual (# <math>V_f</math>) (MPa)</i>	<i>Tensão residual (// <math>V_f</math>) (MPa)</i>
1	300	0.15	1.5	S	9	-133
2	300	0.05	0.5	S	-117	-35
3	300	0.15	1.5	N	185	144
4	300	0.05	1.5	N	-34	-131
5	100	0.05	0.5	S	61	28
6	200	0.1	1	N	96	134
7	200	0.1	1	S	-48	33
8	200	0.1	1	N	9	2
9	100	0.05	1.5	N	216	134
10	200	0.1	1	S	5	28
11	300	0.15	0.5	S	52	13
12	100	0.15	0.5	S	158	156
13	100	0.15	1.5	S	82	114
14	100	0.05	0.5	N	156	175
15	300	0.05	0.5	N	-40	-46
16	100	0.15	1.5	N	189	180
17	300	0.05	1.5	S	-283	-294
18	300	0.15	0.5	N	120	109
19	100	0.05	1.5	S	3	18
20	100	0.15	0.5	N	16	87

TABELA A.6 - Microdureza Vickers medida a partir de 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície para o aço ABNT 4340.

PARÂMETRO DE CORTE				PROFUNDIDADE A PARTIR DA SUPERFÍCIE ( $\mu\text{m}$ )						
$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rot)	$a_p$ (mm)	F.C	0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35
300	0.15	1.5	S	238.6	211.9	190.2	184.0	190.0	183.0	170.5
100	0.15	1.5	S	230.4	223.3	221.2	206.7	194.3	179.7	183.1
200	0.1	1	N	221.5	188.1	191.1	177.1	163.9	172.2	168.9
300	0.15	0.5	S	219.5	191.2	204.5	192.4	193.4	187.9	184.0
200	0.1	1	S	218.6	198.2	180.7	175.8	182.7	190.2	189.4
100	0.05	1.5	N	204.1	195.6	181.1	190.2	192.6	194.5	186.8
100	0.15	1.5	N	192.0	196.4	190.6	168.7	186.2	171.5	189.7

TABELA A.7 - Medidas do desvio aritmético médio do perfil avaliado ( $R_a$ ) e da altura total do perfil ( $R_t$ ) para o aço ABNT 4340.

<i>Nº do corpo de prova</i>	<i><math>v_c</math> (m/min)</i>	<i><math>f_z</math> (mm/rot)</i>	<i><math>a_p</math> (mm)</i>	<i>Fluido de corte</i>	<i>Rugosidade Média <math>R_a</math> (<math>\mu</math>m)</i>	<i>Rugosidade Máxima <math>R_t</math> (<math>\mu</math>m)</i>
1	300	0.15	1.5	S	1.60	7.30
2	300	0.05	0.5	S	0.38	2.14
3	300	0.15	1.5	N	1.79	6.69
4	300	0.05	1.5	N	0.30	1.73
5	100	0.05	0.5	S	0.43	3.02
6	200	0.1	1	N	0.64	3.40
7	200	0.1	1	S	0.61	3.76
8	200	0.1	1	N	0.45	2.99
9	100	0.05	1.5	N	0.65	3.79
10	200	0.1	1	S	0.56	3.13
11	300	0.15	0.5	S	0.75	3.42
12	100	0.15	0.5	S	0.96	5.47
13	100	0.15	1.5	S	1.03	5.91
14	100	0.05	0.5	N	1.28	6.59
15	300	0.05	0.5	N	0.20	1.65
16	100	0.15	1.5	N	1.12	5.91
17	300	0.05	1.5	S	0.26	1.79
18	300	0.15	0.5	N	1.67	8.81
19	100	0.05	1.5	S	0.66	3.95
20	100	0.15	0.5	N	1.95	10.57