

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Lucas Bonino Silva

**Análise das Tensões Residuais Induzidas pelo Processo de
Torneamento Duro do Aço ABNT 4340**

**Itajubá
Março de 2021**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Lucas Bonino Silva

**Análise das Tensões Residuais Induzidas pelo Processo de
Torneamento Duro do Aço ABNT 4340**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Projeto, Materiais e Processos

Orientador: Prof^a. Dr^a. Mirian de Lourdes Noronha Motta Melo

Coorientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

**Itajubá
Março de 2021**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Análise das Tensões Residuais Induzidas pelo Processo de
Torneamento Duro do Aço ABNT 4340**

Lucas Bonino Silva

Dissertação aprovada por banca examinadora em 26 de Março de 2021, conferindo ao autor o título de **Mestre em Ciências em Engenharia Mecânica.**

Banca Examinadora:

Prof^ª. Dr^ª. Mirian de Lourdes Noronha Motta
Melo (Orientador)

Prof. Dr. João Roberto Ferreira (Coorientador)

Prof. Dr. Paulo Junho de Oliveira

Prof. Dr. Haroldo Cavalcanti Pinto

Dedico este trabalho de todo o meu coração
à minha noiva Dayane Oliveira, que desde
os meus últimos dois anos de graduação vem
me acompanhando e sendo meu porto seguro,
sempre me apoiando e compreendendo todas as
dificuldades que envolveram a finalização
deste estudo.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, que sempre me incentivaram e estiveram presentes, mesmo à distância.

Ao corpo docente dos Programas de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Pós-graduação em Engenharia de Produção e Administração, pelos conhecimentos transmitidos nas disciplinas cursadas na fase de obtenção de créditos.

À minha orientadora, a Prof.^a Dr.^a Mirian de Lourdes Noronha Motta Melo, pela paciência e compreensão, além da orientação e companheirismo, sempre trabalhando incansavelmente para a solução dos vários problemas nesta jornada.

Ao meu co-orientador, Prof. Dr. João Roberto Ferreira, pelo auxílio com a formulação dos experimentos de usinagem e com a análise dos resultados.

Aos técnicos do Laboratório de Materiais e Metalurgia da UNIFEI, Claudemiro Luz Teodoro e Marcos Cirilo dos Santos, pela ajuda prestada nas avaliações metalográficas.

Ao técnico Angelo de Sousa, pela grande ajuda na correta instrumentação do ensaio de medição de tensões residuais.

Ao funcionário José Claudio Isaias, pela operação do centro de usinagem durante a execução do ensaio de medição de tensões residuais.

À CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) pelo auxílio financeiro através do Programa de Demanda Social (DS).

E a todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram com este trabalho.

RESUMO

Tensões residuais foram induzidas em corpos de prova do aço ABNT 4340 temperado e revenido por meio da operação de torneamento ortogonal, variando-se os parâmetros de usinagem baseado em um planejamento de experimentos estatístico de superfície de resposta. O experimento analisou a variação da velocidade de corte (V_c), da taxa de avanço (f), da profundidade de corte (a_p) e da dureza (H) do material. Para caracterizar os corpos de prova, foram aferidas as tensões residuais nas direções do avanço (σ_f) e da velocidade de corte (σ_{V_c}) através da técnica do furo cego incremental, além da medição da rugosidade média do perfil (R_a) e da altura máxima do perfil de rugosidade (R_t). Também foram obtidas metalografias das seções transversais de cada amostra, evidenciando a região próxima a face usinada para caracterizar a microestrutura do material. Para a rugosidade média, somente o avanço, sua interação quadrática (f^2) e a interação $V_c \times a_p$ foram considerados estatisticamente significativos, com contribuições de 92,80%, 5,14% e 0,26% na resposta. Já para a altura máxima, somente o avanço e sua interação de segunda ordem tiveram alguma significância, com contribuições de 92,77% e 5,72%. Os resultados demonstraram que é possível obter rugosidades classe N5 e N6, que evidenciam o potencial do torneamento duro na substituição de operações de retificação. Ainda, os modelos de regressão tiveram excelentes coeficientes de ajuste, podendo ser utilizados para previsão e controle da rugosidade final. As tensões residuais em ambos as direções, no geral, ficaram próximos de zero, com uma leve tendência à compressão. Os menores valores encontrados foram $\sigma_f = -115,2MPa$ e $\sigma_{V_c} = -152,1MPa$. Porém, o modelo regressivo proposto não possui uma boa correção com os dados experimentais, sendo impossível analisar o comportamento das tensões residuais. Não foi registrada a formação de camada branca em nenhum dos espécimes avaliados, bem como não foram vistas alterações na microestrutura das amostras. Não foram encontrados desgastes significativos nas pastilhas de metal duro revestido utilizadas.

Palavras-chaves: tensões residuais, integridade superficial, torneamento, ABNT 4340, furo cego, RSM

ABSTRACT

Residual stresses were induced in quenched and tempered ABNT 4340 steel specimens by means of orthogonal turning operation, varying the machining parameters based on a statistical surface response design. The experiment analyzed the variation of the cutting speed (V_c), the feed rate (f), the depth of cut (a_p) and the hardness (H) of the material. To characterize the specimens, residual stresses in the directions of feed (σ_f) and cutting speed (σ_{V_c}) were measured using the incremental hole drilling technique, in addition to the measurement of the average roughness profile (R_a) and the maximum height of the roughness profile (R_t). Metallographies of the cross sections of each sample were also obtained, showing the region close to the machined face to characterize the microstructure of the material. For the medium roughness, only the feed, its quadratic interaction (f^2) and the interaction $V_c \times a_p$ were considered statistically significant, with contributions of 92.80%, 5.14% and 0.26% in answer. As for the maximum height (R_t), only feed rate and its second-order interaction had any significance, with contributions of 92.77% and 5.72%. The results showed that it is possible to obtain class N5 and N6 roughnesses, which show the potential of hard turning in the replacement of grinding operations. In addition, the regression models had excellent adjustment coefficients, which can be used to predict and control the final roughness. Residual stresses in both directions, in general, were close to zero, with a slight tendency to compression. The lowest values found were $\sigma_f = -115.2\text{MPa}$ and $\sigma_{V_c} = -152.1\text{MPa}$. However, the proposed regressive model does not have a good correction with the experimental data, making it impossible to analyze the behavior of residual stresses. The formation of a white layer was not registered in any of the evaluated specimens, and no changes in the microstructure of the samples were seen. No significant wear was found in the coated carbide inserts used.

Key-words: residual stresses, surface integrity, turning, ABNT 4340, hole drilling

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 3.1 – Comportamento da integridade superficial em relação à severidade de usinagem (FARIAS, 2009)	27
Figura 3.2 – Representação dos efeitos (externos e internos) na superfície afetada. (1) Textura e (2) integridade superficiais, (3) camadas alteradas, (4) material base. Harter (2014)	28
Figura 3.3 – Rugosidade R_a e espessura da camada branca em função do desgaste das ferramentas (SALAZAR, 2008)	30
Figura 3.4 – Gráficos de superfície a rugosidade média R_a (SURESH; BASAVARAJAPPA; SAMUEL, 2012)	30
Figura 3.5 – Efeitos principais para R_a , R_q , R_z e v_b (DAS; DHUPAL; KUMAR, 2015)	31
Figura 3.6 – Gráficos de superfície a rugosidade média R_a (D’ADDONA; RAYKAR, 2016)	31
Figura 3.7 – Distribuição das tensões residuais para rugosidades médias de $1,2\mu\text{m}$ (a) e $6,6\mu\text{m}$ (b)(RASUL; MEGUID, 1996)	38
Figura 3.8 – Tensões residuais em função do desgaste das ferramentas, onde L_c é o comprimento total de usinagem (SALAZAR, 2008)	39
Figura 3.9 – Comparação entre os valores estimados e valores experimentais de (a) rugosidade média e (b) tensões residuais (JAFARIAN et al., 2014)	40
Figura 3.10–Tensões residuais em função da profundidade (JOMAA; SONGMENE; BOCHER, 2016)	40
Figura 3.11–Espessura das camadas afetadas pela usinagem em função (a) do avanço e (b) da velocidade de corte (JOMAA; SONGMENE; BOCHER, 2016)	41
Figura 3.12–Efeito da velocidade de corte nas tensões residuais, com $a_p = 5\mu\text{m}$ e $f = 50\mu\text{m}/\text{rev}$ (REVEL et al., 2016)	42
Figura 3.13–Efeito da profundidade de corte nas tensões residuais, com $V_c = 260\text{m}/\text{min}$ e $f = 50\mu\text{m}/\text{rev}$ (REVEL et al., 2016)	43
Figura 3.14–Simulação da distribuição de tensões após o desbaste (condições: $V_c = 50\text{m}/\text{s}$, $f = 0,37\text{mm}/\text{rev}$ e $a_p = 2\text{mm}$) (CZAN et al., 2018)	44
Figura 3.15–Simulação da distribuição de tensões após o acabamento (condições: $V_c = 75\text{m}/\text{s}$, $f = 0,05\text{mm}/\text{rev}$ e $a_p = 0,5\text{mm}$) (CZAN et al., 2018)	44
Figura 3.16–Superposição das tensões residuais e tensões de serviço em um componente sujeito a um esforço de flexão pura arbitrário (LU, 2002)	46
Figura 3.17–Possíveis efeitos das tensões residuais no comportamento dos materiais (adaptado de Lu (2002)).	47

Figura 3.18–Tensões residuais e comparações para a vida em fadiga de contato (CHOI, 2015) .	49
Figura 3.19–Tensões residuais e comparações para a vida em fadiga de contato (CHOI, 2017) .	50
Figura 3.20–Posicionamento esquemático dos extensômetros para a técnica do furo cego (BU- ENOS, 2010)	53
Figura 3.21–Representação esquemática dos parâmetros da técnica de remoção de camadas (SOARES, 2003)	54
Figura 3.22–Representação esquemática dos parâmetros do método do seccionamento (DIE- TER, 1961)	55
Figura 3.23–Distâncias interplanares sem a presença de tensões e com a presença de tensões (Adaptado de Norcino (2013))	56
Figura 3.24–Variação das distâncias interplanares no material sob tensão (RODRIGUES, 2007)	57
Figura 4.1 – Geometria esquemática para uma roseta extensométrica típica com três elementos (ASTM E837, 2013)	63
Figura 4.2 – Obtenção do campo de tensões resultantes do alívio provocado pelo furo passante (CEGLIAS, 2012)	63
Figura 4.3 – Estado de tensões $P(r, \theta)$ em uma placa fina antes e após a execução de um furo passante (Adaptado de Pereira (2016)).	64
Figura 4.4 – Design de roseta extensométrica proposto por Rendler e Vigness (1966).	66
Figura 4.5 – Parâmetros geométricos propostos por Schajer (1981) para cada extensômetro (NORCINO, 2013).	68
Figura 4.6 – Geometria do furo e as tensões residuais não uniformes (ASTM E837, 2013)	69
Figura 5.1 – Ferramenta Convencional T-Max [®] P DDJNR 2525M 15 e pastilha intercambiável DNMG-150408-PF GC 4315 (Sandvik [®]), 2017	75
Figura 5.2 – Fresa de metal duro (55HRC) com cobertura TiSiN, topo reto, 2 cortes com corte ao centro, 2,00mm de diâmetro (autoria própria)	75
Figura 5.3 – Roseta extensométrica modelo PA-06-060RF-120-LL (adaptado de Excel Sensores)	76
Figura 5.4 – Torno Nardini [®] , modelo LOGIC 175 com comando MCS-RX 505 (autoria própria)	76
Figura 5.5 – <i>Setup</i> para o torneamento duro dos corpos de prova (autoria própria)	76
Figura 5.6 – Rugosímetro Portátil Mitutoyo [®] , modelo SurfTest SJ210 com o software Mitutoyo [®] USB Communication Tool v1.008 (autoria própria)	77
Figura 5.7 – Microscópio estereoscópico Olympus [®] SZ61 (autoria própria)	78
Figura 5.8 – Centro de Usinagem Fadal [®] VMC15 (autoria própria) (a) e Spider8-01/DC da HBM [®] acoplado ao notebook para aquisição dos sinais de deformação (autoria própria) (b).	79

Figura 5.9 – Microscópio óptico Olympus® BX41M-LED, câmera Olympus® U-TV0.5XC-3 e computador (autoria própria)	79
Figura 5.10–Fluxograma das Atividades Realizadas (autoria própria)	80
Figura 5.11–Dimensões do corpo de prova utilizado nos ensaios (autoria própria)	82
Figura 5.12–Identificação dos corpos de prova. (autoria própria)	83
Figura 5.13–Roseta extensométrica e terminal de ligação fixados na amostra e protegidos com resina de silicone (autoria própria)	85
Figura 5.14–Canais do Spider8-01/DC da HBM®. Fonte: Prümexx	86
Figura 5.15–Esquema de ligação para um canal do Spider8-01/DC. Fonte: Adaptado de (HBM, s.d.)	87
Figura 5.16–Posicionamento da Amostra para a furação (autoria própria)	87
Figura 5.17–Alinhamento entre a ferramenta e a roseta (autoria própria)	88
Figura 5.18–Tipos de rosetas extensométricas (Adaptado de ASTM E837 (2013))	89
Figura 5.19–Algoritmo de cálculo para tensões não uniformes segundo a ASTM E837 (2013) (SILVA, 2018)	90
Figura 6.1 – Efeitos principais para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).	93
Figura 6.2 – Efeitos das interações para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).	95
Figura 6.3 – Gráficos de contorno para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).	95
Figura 6.4 – Gráficos de superfície para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).	96
Figura 6.5 – Gráficos de resíduos para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).	97
Figura 6.6 – Gráficos de resíduos para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).	99
Figura 6.7 – Efeitos principais para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).	99
Figura 6.8 – Efeitos das interações para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).	100
Figura 6.9 – Gráficos de contorno para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).	100
Figura 6.10–Gráficos de superfície para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).	101
Figura 6.11–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 1A (autoria própria)	103
Figura 6.12–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 1B (autoria própria)	104

Figura 6.13–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 2A (autoria própria)	104
Figura 6.14–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 2B (autoria própria)	105
Figura 6.15–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 3A (autoria própria)	105
Figura 6.16–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 3B (autoria própria)	106
Figura 6.17–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 5A (autoria própria)	106
Figura 6.18–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 5B (autoria própria)	107
Figura 6.19–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 6A (autoria própria)	107
Figura 6.20–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 6B (autoria própria)	108
Figura 6.21–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 7A (autoria própria)	108
Figura 6.22–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostras 7B (a), 10B (b) e 12A (c) (autoria própria)	109
Figura 6.23–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 8A (autoria própria)	110
Figura 6.24–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 8B (autoria própria)	110
Figura 6.25–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 9A (autoria própria)	111
Figura 6.26–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 9B (autoria própria)	111
Figura 6.27–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 10A (autoria própria)	112
Figura 6.28–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 11A (autoria própria)	112

Figura 6.29–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRC$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 11B (autoria própria)	113
Figura 6.30–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 14A (autoria própria)	113
Figura 6.31–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 14B (autoria própria)	114
Figura 6.32–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 15A (autoria própria)	114
Figura 6.33–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRC$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 15B (autoria própria)	115
Figura 6.34–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRC$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 16A (autoria própria)	115
Figura 6.35–Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 16B (autoria própria)	116
Figura 6.36–Gráficos de resíduos para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).	119
Figura 6.37–Efeitos principais para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).	119
Figura 6.38–Efeitos das interações para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).	120
Figura 6.39–Gráficos de contorno para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).	120
Figura 6.40–Gráficos de superfície para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).	121
Figura 6.41–Gráficos de resíduos para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{V_c}) (autoria própria).	123
Figura 6.42–Efeitos principais para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{V_c}) (autoria própria).	123
Figura 6.43–Efeitos das interações para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{V_c}) (autoria própria).	124
Figura 6.44–Gráficos de contorno para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{V_c}) (autoria própria).	125
Figura 6.45–Gráficos de superfície para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{V_c}) (autoria própria).	125

Figura 6.46–Gráfico de otimização através da função <i>desirability</i> para as tensões σ_f e σ_{V_c} (autoria própria).	128
Figura 6.47–Metalografias das regiões superficial e subsuperficial das amostras correspondentes aos <i>cubic points</i> da superfície de resposta (autoria própria).	130
Figura 6.48–Metalografias das regiões superficial e subsuperficial das amostras correspondentes aos <i>center points</i> da superfície de resposta (autoria própria).	136
Figura 6.49–Arestas de corte das pastilhas referentes aos <i>cubic points</i> da superfície de resposta (autoria própria).	137
Figura 6.50–Arestas de corte das pastilhas referentes aos <i>center points</i> da superfície de resposta (autoria própria).	143
Figura A.1 – Exemplo da medição do diâmetro do furo cego executado na amostra 1A (autoria própria)	152
Figura A.2 – Matrizes \bar{a} e \bar{b} de calibração para rosetas tipo B, com tamanho nominal 1/16"(ASTM E837, 2013)	154
Figura B.1 – Exemplo dos dados brutos de deformação para a amostra 7B (autoria própria)	157
Figura B.2 – Exemplo da microdeformações calculadas em função da profundidade do furo (autoria própria)	158

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Parâmetros de rugosidade superficial. (Adaptado de Harter (2014))	29
Tabela 3.2 – Causas para o aparecimento de tensões residuais em componentes (REGO, 2011).	35
Tabela 3.3 – Classificação dos métodos de medição de tensões residuais segundo o nível de dano causado no componente estudado (SOUSA, 2012)	52
Tabela 3.4 – Limitações de cada método de medição de tensões residuais para diferentes tipos de análise (SOUSA, 2012)	61
Tabela 3.5 – Comparativo geral entre os métodos de medição de tensões residuais disponíveis	61
Tabela 4.1 – Dimensões para as rosetas propostas por Rendler e Vigness (1966)	66
Tabela 5.1 – Composição química (% em peso) do aço ABNT 4340 (GGD Metals)	74
Tabela 5.2 – Dimensões (em mm) Principais do Conjunto Ferramenta Convencional T-Max [®] P DDJNR 2525M 15 e pastilha intercambiável DNMG-150408-PF GC 4315 (autoria própria)	74
Tabela 5.3 – Numeração dos corpos de prova e sua utilização no trabalho (autoria própria).	80
Tabela 5.4 – Lista dos parâmetros e os níveis utilizados para compor os vértices do arranjo BBD (autoria própria).	81
Tabela 5.5 – Distribuição das rodadas do experimento conforme o arranjo BBD (autoria própria).	84
Tabela 6.1 – Valores obtidos para as rugosidades R_{1a} e R_{1t} (autoria própria)	92
Tabela 6.2 – Tabela ANOVA para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).	94
Tabela 6.3 – Coeficientes de regressão para a altura média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria)	96
Tabela 6.4 – Tabela ANOVA para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).	98
Tabela 6.5 – Coeficientes de regressão para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria)	101
Tabela 6.6 – Valores obtidos para as tensões residuais a 0,05mm de profundidade na direção do avanço (σ_f) e da velocidade de corte (σ_{V_c}) (autoria própria).	117
Tabela 6.7 – Tabela ANOVA para a tensão residual na direção do avanço σ_f (autoria própria).	118
Tabela 6.8 – Coeficientes de regressão para a tensão residual na direção do avanço σ_f (autoria própria).	121
Tabela 6.9 – Tabela ANOVA para a tensão residual na direção da velocidade de corte σ_{V_c} (autoria própria).	122
Tabela 6.10–Coeficientes de regressão para a tensão residual na direção do avanço σ_{V_c} (autoria própria).	126
Tabela 6.11–Configurações para a função $\textit{desirability}$ (autoria própria)	127

Tabela 6.12–Soluções encontradas pela otimização através da função <i>desirability</i> (autoria própria)	127
Tabela A.1 – Diâmetro dos furos realizados no ensaio (autoria própria)	153
Tabela A.2 – Matriz de calibração \bar{a} ponderada pelo diâmetro do furo realizado na amostra 1A (autoria própria)	155
Tabela A.3 – Matriz de calibração \bar{b} ponderada pelo diâmetro do furo realizado na amostra 1A (autoria própria)	156
Tabela B.1 – Vetores-combinação das deformações residuais e os erros-padrão de cada amostragem para a amostra 7B (autoria própria)	158
Tabela B.2 – Tensões principais calculadas pelo método integral e as tensões nas direções do avanço e velocidade de corte (autoria própria)	159

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>)
ANOVA	Análise de variância (<i>Analysis of variance</i>)
ASM	Sociedade Americana de Metais (<i>American Society for Metals</i>)
ASTM	Sociedade Americana para Teste de Materiais (<i>American Society for Testing and Materials</i>)
BBD	Arranjo Box-Behnken (<i>Box-Behnken Design</i>)
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
CCD	Arranjo Composto Central (<i>Composite Central Design</i>)
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DIN	Instituto Alemão para Normatização (<i>Deutsches Institut für Normung</i>)
DOE	Planejamento de experimentos (<i>Design of experiments</i>)
DS	Programa de Demanda Social
EDXRD	Difração de Raios X por Energia Dispersiva (<i>Energy-dispersively X-ray Diffraction</i>)
IS	Integridade da Superfície
ISO	Organização Internacional de Normatização (<i>International Organization for Standardization</i>)
LEN	Laboratório de Ensaios Destrutivos e não Destrutivos
LMAUT	Laboratório de Manufatura e Automação
LMM	Laboratório de Metalurgia e Materiais
LPCM	Laboratório de Processamento e Caracterização de Materiais
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
MOO	Otimização Multi-objetivo (<i>Multi Objective Optimization</i>)

OHNS	Aço do tipo não-encolhível endurecível a óleo (<i>oil-hardened nonshrinking steel</i>)
RSM	Metodologia de Superfície de Resposta (<i>Response Surface Methodology</i>)
TiSiN	Nitreto de titânio e silício
UNIFEI	Universidade Federal de Itajubá

LISTA DE SÍMBOLOS

\bar{a}, \bar{b}	Matrizes de coeficientes de calibração
a_p	Profundidade de corte
$\alpha_p, \alpha_q, \alpha_t$	Coefficientes de ponderação da regularização de Tikhonov
β	Ângulo de orientação das tensões principais em relação ao extensômetro 1
E	Módulo de elasticidade
ε	Deformação residual lida nos extensômetros
f	Avanço de corte
H	Dureza do material
P	Ponto qualquer de uma placa sujeita a um estado de tensões uniformes
P, Q, T	Vetores-combinação de tensões normais e de cisalhamento
p, q, t	Vetores-combinação de deformações
$p_{std}^2, q_{std}^2, t_{std}^2$	Erros-padrão das medições de deformação
$p_{rms}^2, q_{rms}^2, t_{rms}^2$	Raíz do valor quadrático médio
r	Raio do ponto P ao centro do sistema de referência
R_a	Rugosidade média do perfil
R_t	Altura máxima do perfil
σ	Tensão normal
σ_1	Tensão normal máxima
σ_2	Tensão normal mínima
σ_f	Tensão normal na direção do avanço
σ_{Vc}	Tensão normal na direção da velocidade de corte
τ	Tensão de cisalhamento

ν Coeficiente de Poisson

V_c Velocidade de corte

SUMÁRIO

1	Introdução	22
1.1	Visão Geral	22
1.2	Organização do trabalho	23
2	Objetivos	25
2.1	Objetivos Específicos	25
3	Fundamentação Teórica	26
3.1	Introdução	26
3.2	Integridade superficial	26
3.2.1	Definição de integridade superficial	27
3.2.1.1	Textura da superfície	28
3.2.1.1.1	Influência dos parâmetros de usinagem na rugosidade	28
3.2.1.2	Alterações microestruturais	32
3.2.1.3	Alterações mecânicas	32
3.3	Tensões residuais	32
3.3.1	Origem das tensões residuais	33
3.3.1.1	Tensões residuais induzidas por usinagem	36
3.3.2	Classificação das tensões residuais	42
3.3.3	Efeitos das tensões residuais	46
3.3.3.1	Influência na resistência à fadiga	47
3.3.4	Métodos de medição das tensões residuais	50
3.3.4.1	Método do furo cego	53
3.3.4.2	Método da deflexão	53
3.3.4.3	Método do seccionamento	54
3.3.4.4	Método da difração de raios X	55
3.3.4.5	Método da difração de nêutrons	58
3.3.4.6	Método ultrassônico	58
3.3.4.7	Método magnético ou de Barkhausen	59
3.3.4.8	Comparativo entre os métodos	60
4	Princípios teóricos do método do furo cego incremental	62
4.1	Análise extensométrica para o furo passante	63
4.1.1	Cálculo das tensões para o furo passante	63
4.2	Análise extensométrica para o furo cego	68

5	Metodologia Experimental	74
5.1	Materiais	74
5.2	Equipamentos	75
5.3	Métodos	78
5.3.1	Preparação dos corpos de prova	79
5.3.2	Tratamento térmico dos corpos de prova	79
5.3.3	Torneamento duro dos corpos de prova	81
5.3.4	Medição da rugosidade	82
5.3.5	Medição das tensões residuais	82
5.3.5.1	Preparação da superfície	83
5.3.5.2	Colagem das rosetas extensométricas	85
5.3.5.3	Ligação dos terminais aos canais do Spider8-01/DC	86
5.3.5.4	Posicionamento e alinhamento da fresa para furação	86
5.3.5.5	Calibração do leitor de microdeformações	87
5.3.5.6	Execução do furo incremental	88
5.3.5.7	Tratamento dos dados de deformação coletados	88
5.3.6	Análise Metalográfica	91
6	Resultados	92
6.1	Medição da rugosidade	92
6.1.1	Altura média do perfil avaliado (R_a)	93
6.1.2	Altura máxima do perfil (R_t)	97
6.2	Medição das Tensões Residuais	102
6.2.1	Perfis de tensão em função da profundidade	102
6.2.2	comportamento das tensões σ_f e σ_{V_c} em função dos parâmetros avaliados	116
6.2.2.1	Comportamento da tensão na direção do avanço	117
6.2.2.2	Comportamento da tensão na direção da velocidade de corte	122
6.2.2.3	Otimização através da função <i>desirability</i> e parâmetros ótimos de usinagem	126
6.3	Análise Metalográfica	127
6.4	Medição do desgaste das pastilhas	129
7	Conclusão	144
7.1	Conclusões	144
7.2	Sugestões para trabalhos futuros	146

Referências	147
APÊNDICE A Matrizes de calibração \bar{a} e \bar{b} para rosetas do tipo B	152
APÊNDICE B Tabelas auxiliares utilizadas para o método integral	157
APÊNDICE C Código para o método integral de Schajer	161

1 INTRODUÇÃO

1.1 Visão Geral

Todo processo de fabricação se torna econômico através da contínua aplicação de novas tecnologias. Isso inclui a adoção de novos processos de usinagem e novas geometrias de ferramentas de corte. O torneamento duro é um processo de manufatura recentemente adotado para a usinagem de materiais endurecidos (45-70 HRc). Se tornou uma alternativa viável para a produção de peças em aço endurecido e atualmente a aplicabilidade do torneamento duro é altamente motivada, pois há um bom avanço no desenvolvimento de máquinas-ferramenta e a introdução de novos materiais para ferramentas de corte com geometrias aprimoradas (SUBBAIAH; RAJU; SURESH, 2020).

A produção da superfície usinada com acabamento fino é muito importante, pois o comportamento funcional de um produto usinado depende do tipo de acabamento que possui. Para tanto, o acabamento fino é descrito como uma forma imprescindível. Além do desempenho do componente, outras questões como custo de produção, tempo de produção e agilidade do processo também desempenham um papel importante (SUBBAIAH; RAJU; SURESH, 2020). Desta forma, o torneamento duro é um procedimento que tem sido adotado pelas indústrias naval, automobilística, de rolamentos, de engrenagens e na de moldes e matrizes devido as suas excelentes características dimensionais, econômicas e ecológicas. A usinagem dura possui inúmeras vantagens em relação aos procedimentos convencionais (retífica, por exemplo) relativas aos parâmetros de integridade superficial, produtividade, custo e flexibilidade para variadas geometrias (BORBA, 2016; CHOI, 2017).

Além disso, os processos de usinagem representam uma parcela considerável da economia mundial, englobando desde a manufatura de máquinas utilizadas para os variados processos de produção, até a produção de componentes de alta responsabilidade utilizadas pela indústria aeroespacial, passando pela produção em massa de componentes para a indústria automobilística (PEREIRA, 2016).

Tensões residuais são tensões que estão presentes em um determinado corpo quando não há a existência de esforços externos. Estas tensões são decorrentes de deformações plásticas não uniformes induzidas no material. Estas tensões podem ser tanto benéficas quanto malélicas ao comportamento do componente sob condições de serviço (DIETER, 1961; MACHERAUCH, 1987).

As tensões residuais geradas nos processos de usinagem são decorrentes das deformações plásticas e gradientes térmicos presentes durante a modificação da forma do material, dependendo da sua natureza tratativa ou compressiva, podem influenciar diretamente o comportamento de um compo-

nente, aumentando ou diminuindo sua resistência à fadiga e à corrosão sob tensão, podendo ainda causar distorções geométricas (PEREIRA, 2016; SILVA, 2017).

O aço ABNT 4340, devido a sua alta temperabilidade, é largamente utilizado na indústria automobilística para fabricação de eixos, manivelas e componentes onde a resistência mecânica é fator preponderante. Os estudos referenciados aqui mostram a importância do estudo da integridade superficial e dos mecanismos de geração de tensões residuais em componentes acabados pelo processo de usinagem dura. Em algumas publicações, no entanto, os resultados do comportamento das magnitudes e natureza das tensões residuais são conflitantes, com alguns autores afirmando o aumento das tensões residuais compressivas com o aumento da velocidade de corte, e outros, com o aumento do avanço da ferramenta. Isto mostra que o comportamento das tensões residuais é bem complexo e, para cada material utilizado e para cada condição de fabricação definida, a resposta das tensões é diferente e imprevisível, sendo necessário o seu entendimento por completo.

Pereira (2016) sugeriu para trabalhos futuros, analisar o comportamento da distribuição de tensões residuais no aço ABNT 4340 em seu estado endurecido por têmpera, observando o que ocorre com a microestrutura e microdureza deste material. Neste trabalho, o aço ABNT 4340 é analisado em seu estado endurecido por têmpera e revenido em 3 classes de dureza diferentes. São estudados a rugosidade superficial, tensões residuais nas regiões superficial e subsuperficial e o desgaste das pastilhas de metal duro utilizadas no experimento.

1.2 Organização do trabalho

Visando uma melhor compreensão dos assuntos tratados neste estudo, a dissertação foi dividida como segue abaixo.

No **Capítulo 1** é dada uma visão geral sobre o trabalho, as motivações e a organização deste texto.

No **Capítulo 2** são dados os objetivos buscados.

A fundamentação teórica sobre os conceitos de usinagem de materiais endurecidos, tensões residuais e seus principais métodos de medição, além da adição de resultados anteriores na literatura, trazendo os parâmetros analisados, bem como suas principais conclusões e observações, são mostrados no **Capítulo 3**.

O **Capítulo 4** traz toda a fundamentação teórica relativa à técnica do furo cego incremental para análise de tensões residuais.

Os materiais, equipamentos e métodos utilizados na execução dos experimentos são descritos no **Capítulo 5**.

No **Capítulo 6** os resultados dos experimentos são discutidos e analisados.

As conclusões deste estudo são apresentadas no **Capítulo 7**, seguido das referências bibliográficas, os anexos e apêndices.

2 OBJETIVOS

Este trabalho tem como objetivo analisar a influência dos parâmetros de usinagem por torneamento (velocidade de corte, velocidade de avanço da ferramenta e profundidade de corte) na integridade superficial do aço ABNT 4340 temperado e revenido.

2.1 Objetivos Específicos

- Avaliar a influência dos parâmetros: dureza do material, velocidade de corte, velocidade de avanço da ferramenta e profundidade de corte na indução de tensões residuais, utilizando a metodologia de superfície de resposta, com um arranjo do tipo Box-Behnken;
- Estudar a relação entre os níveis de tensão residual com os aspectos microestruturais da camada superficial e subsuperficial através da investigação metalográfica;
- Buscar as condições ótimas de torneamento, de forma a minimizar a rugosidade da superfície e as tensões residuais trativas na região superficial;

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

3.1 Introdução

O torneamento duro é definido como o processo de usinagem de materiais com dureza geralmente acima de 45 HRc. É um processo versátil para a usinagem de metais ferrosos e, portanto, utilizado em diversas aplicações como fabricação de moldes, engrenagens, eixos, manivelas, rolamentos e peças forjadas. Essa tecnologia tem um potencial imenso para trabalhar materiais extremamente endurecidos, em formatos complexos, além de contribuir consideravelmente para a sustentabilidade, já que comumente dispensa o uso de fluidos lubrificantes (SURESH et al., 2012; SHIHAB et al., 2014).

Atualmente, a demanda de torneamento duro é cada vez maior no mundo, dada sua alta variedade de aplicações. O método fornece qualidade superficial superior, com alta precisão dimensional e resistência ao desgaste dos componentes fabricados (KUMAR; SINGH; KALSI, 2017). Por outro lado, o processo tem como característica forças de corte e geração de calor extremamente altas. Estes aspectos em conjunto causam desgaste prematuro nas ferramentas de corte, que induz ao rápido deterioramento da qualidade superficial.

Além disso, as altas temperaturas geradas na interface entre a ferramenta e a peça, aliadas às altas forças de corte, podem afetar drasticamente a integridade superficial, induzindo a formação de camada branca nas superfícies usinadas, bem como a criação de campos de tensões residuais indesejáveis. Sabe-se que a existência de tensões internas nas regiões superficial e subsuperficial influencia a qualidade do componente final, como a resistência à fadiga, propriedades tribológicas e distorção dimensional. Desta forma, é clara a necessidade de estudar, prever e controlar estes aspectos na usinagem dura. (SAINI; AHUJA; SHARMA, 2012; SURESH et al., 2012; SHIHAB et al., 2014; KUMAR; SINGH; KALSI, 2017).

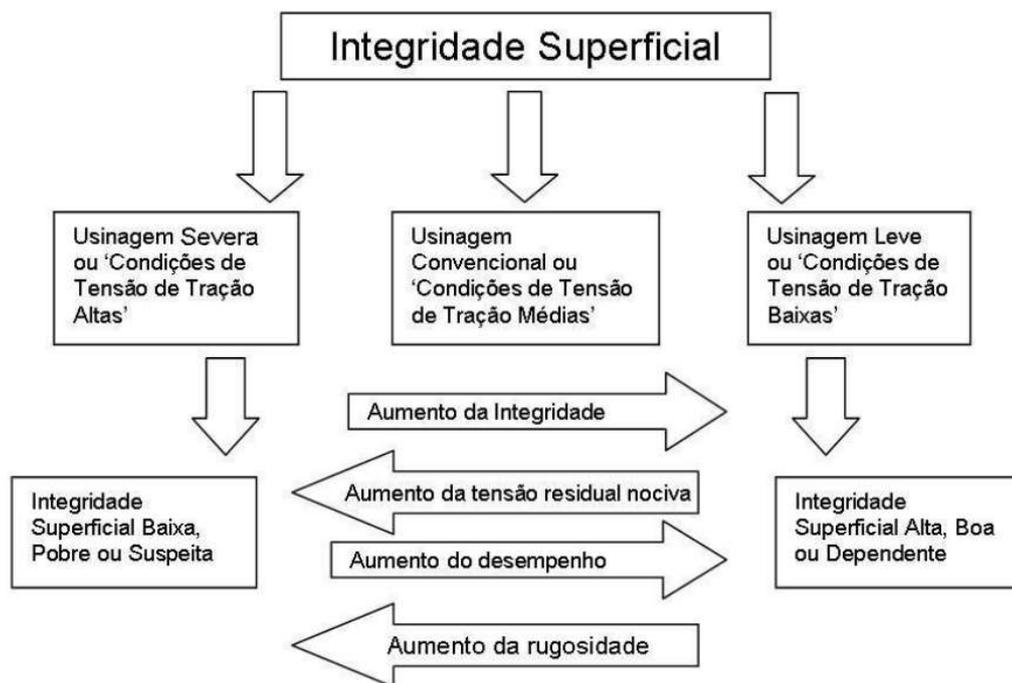
3.2 Integridade superficial

Todo processo de fabricação produz uma superfície que deve ser caracterizada em relação à sua topografia e material. Essas características influem diretamente no desempenho e performance da superfície (FARIAS, 2009). Segundo Júnior (2009), o termo "Integridade da Superfície (IS)" foi criado em 1964 por Field e Kahles, em 1971 e pode ser definido como: "Condição inerente de uma superfície produzida em uma usinagem ou outra operação de geração de superfície". Dentro desta definição, o estudo da IS envolve dois fatores:

- rugosidade da superfície ou topografia da superfície;
- metalurgia da superfície.

Essa definição foi estendida por Griffiths, em 2001, e descrita como "o conjunto de características topográficas, mecânicas, químicas e metalúrgicas de uma superfície e suas relações com o desempenho funcional"(JÚNIOR, 2009). A Figura 3.1 traz um mapeamento da relação entre as condições de usinagem com aspectos da integridade superficial de maneira gráfica.

Figura 3.1: Comportamento da integridade superficial em relação à severidade de usinagem (FA-RIAS, 2009)

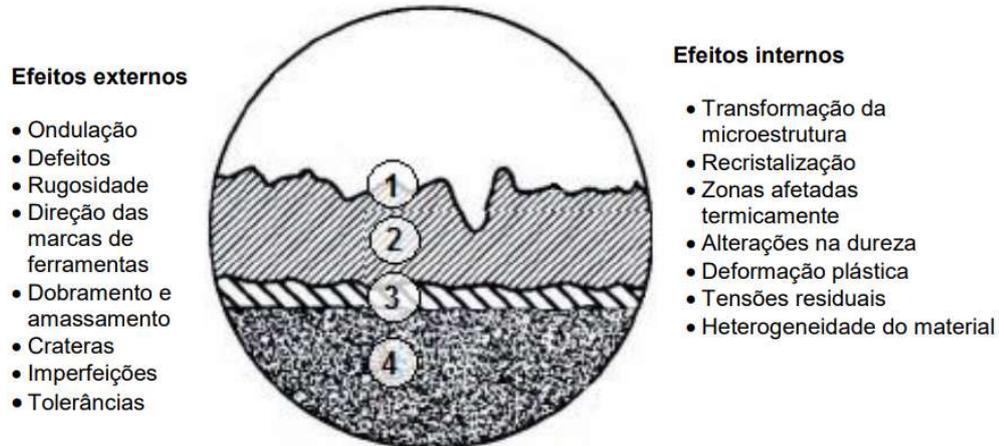


3.2.1 Definição de integridade superficial

A integridade superficial é um dos tópicos mais importantes quando se trata de processos de fabricação. A integridade de uma superfície pode ser definida como a condição inerente ou aprimorada da superfície produzida na usinagem ou qualquer outra operação geradora de superfícies. A camada afetada da superfície usinada pode ser definida como a camada que mostra uma alteração física (ou até mesmo química) em relação ao estado do material antes da execução do processo. Essas alterações incluem o acabamento superficial, alterações mecânicas e metalúrgicas da área usinada e sua relação com a performance geral e vida útil do componente avaliado (JOMAA, 2015; HARTER, 2014).

A integridade da superfície, por fim, é definida pelas condições das camadas mais superficiais do material trabalhado. Segundo Harter (2014) e Jomaa (2015), essa condição pode ser classificada segundo os efeitos mostrados na Figura 3.2.

Figura 3.2: Representação dos efeitos (externos e internos) na superfície afetada. (1) Textura e (2) integridade superficiais, (3) camadas alteradas, (4) material base. Harter (2014)



3.2.1.1 Textura da superfície

O conceito de textura superficial está relacionado com as irregularidades geométricas, que podem ser definidas como uma composição da rugosidade, ondulações, padrão das ranhuras causadas pela ferramenta e imperfeições (JOMAA, 2015). Dentre estes fatores, o foco deste trabalho se concentra na rugosidade.

Segundo Harter (2014), a integridade superficial está intimamente relacionada com os níveis de ondulação (efeito macroscópico) e rugosidade (efeito microscópico) impostas pelo processo de usinagem do material. A diferenciação entre as duas se dá pela relação entre o comprimento da onda e a amplitude dos picos e vales. Enquanto que, na ondulação, a amplitude é bem menor do que o comprimento de cada onda, a rugosidade apresenta comprimentos de onda e amplitude em níveis de grandeza semelhante.

A rugosidade, por sua vez, pode ser medida segundo várias fórmulas. A Tabela 3.1 mostra os diversos parâmetros, com as normas relacionadas e uma breve descrição do conceito.

3.2.1.1.1 Influência dos parâmetros de usinagem na rugosidade

Na literatura, vários autores contribuíram com estudos sobre a influência das condições de corte na qualidade superficial do material. Em sua maioria, o parâmetro mais avaliado é a rugosidade média R_a (mais comumente utilizado na indústria como representativo da qualidade do acabamento).

Tabela 3.1: Parâmetros de rugosidade superficial. (Adaptado de Harter (2014))

Parâmetro de Rugosidade	Norma	Descrição
R_a	DIN 4762 e 4768 ISO 4287/1	Média aritmética dos valores absolutos dos picos e vales da superfície partindo de um plano médio dentro do comprimento avaliado.
R_q	DIN 4762 e 4768 ISO 4287/1	Definido pelo desvio padrão da distribuição das alturas de um perfil de varredura de superfície.
R_z	DIN 4762	Definido pela média da diferença de altura entre os cinco picos e vales maiores de um perfil de varredura da superfície.
R_y	DIN 4762	Definido pela máxima distância entre picos e vale, de um perfil de varredura da superfície.
R_t	DIN 4762	Definido pelo maior valor médio correspondente a soma do maior pico e vale de um perfil de varredura da superfície.
Curva de Abbot-Firestone	DIN 4776	Definido pela curva de fração de contato, ela indica a quantidade de uma fração mínima ou máxima de material no núcleo do perfil de rugosidade em relação a um perfil de varredura da superfície.

Salazar (2008) apurou o comportamento da integridade superficial em anéis internos de rolamentos cônicos de aço DIN 100CrMn6 endurecidos termicamente. O estudo avaliou a influência dos parâmetros de usinagem sobre a rugosidade média R_a . O autor concluiu que quanto mais a condição de usinagem é severa (condição onde se tem alto avanço e profundidade e baixa velocidade de corte em combinação com altas forças de usinagem (LISBOA; MORAES; HIRASHITA, 2013)), aliado com desgastes mais expressivos da ferramenta de corte, maior é a rugosidade média R_a obtida, como pode ser ilustrado na Figura 3.3a. O autor também observou que, conforme o desgaste da pastilha aumenta, maior é a espessura da camada branca (camada superficial do material que é afetada termo-mecanicamente) obtida (Figura 3.3b).

Suresh, Basavarajappa e Samuel (2012) avaliaram a correlação entre os parâmetros do torneamento do aço AISI 4340 endurecido (48HRc) na rugosidade média (dentre outras respostas). Na Figura 3.4 é possível ver os resultados obtidos pelo autor, que concluiu que a taxa de avanço f é o parâmetro mais influente, seguido da velocidade de corte V_c e profundidade de corte d , com contribuições de 83,79%, 10,08% e 3,99%, respectivamente, para o resultado.

Das, Dhupal e Kumar (2015) avaliaram a influência dos parâmetros de torneamento na qualidade do acabamento do aço AISI 4140, endurecido a 52 HRc. Na Figura 3.5, pode-se observar claramente que a principal influência nas rugosidades é a taxa de avanço, que possui a maior inclinação nos gráficos. Os autores também observaram que a velocidade de corte tem um efeito negativo no começo, invertendo sua tendência para valores mais altos. Já para o desgaste de flanco v_b , o fator mais influente é V_c , que possui relação direta com o aumento de v_b . Os outros dois parâmetros também são significativos neste caso. Ainda concluíram que, conforme o desgaste progride com o uso

Figura 3.3: Rugosidade R_a e espessura da camada branca em função do desgaste das ferramentas (SALAZAR, 2008)

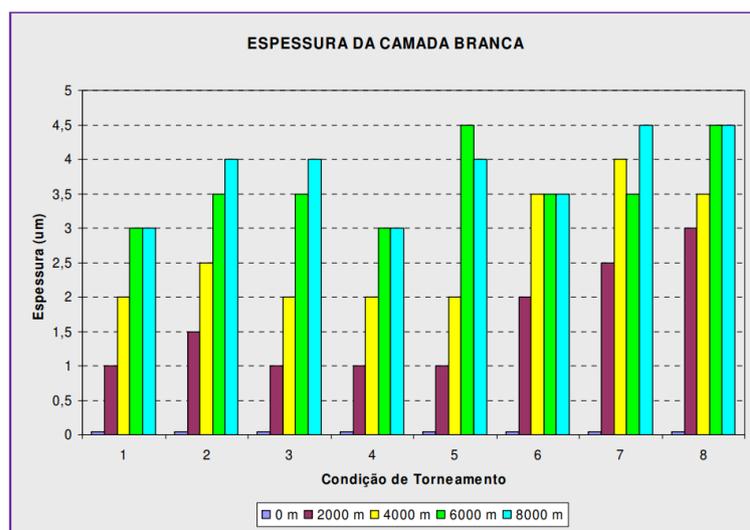
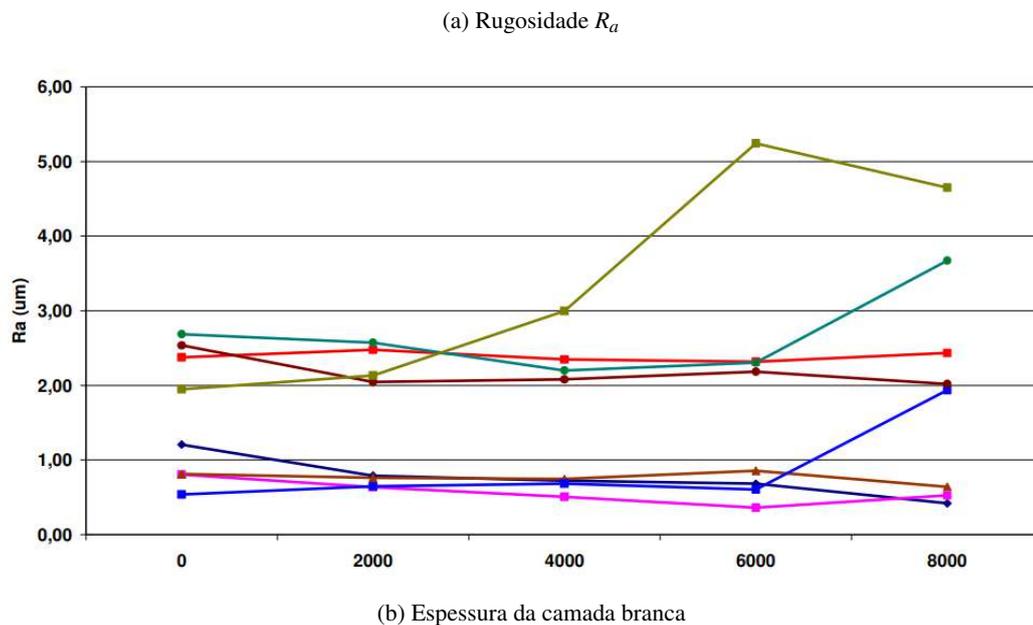
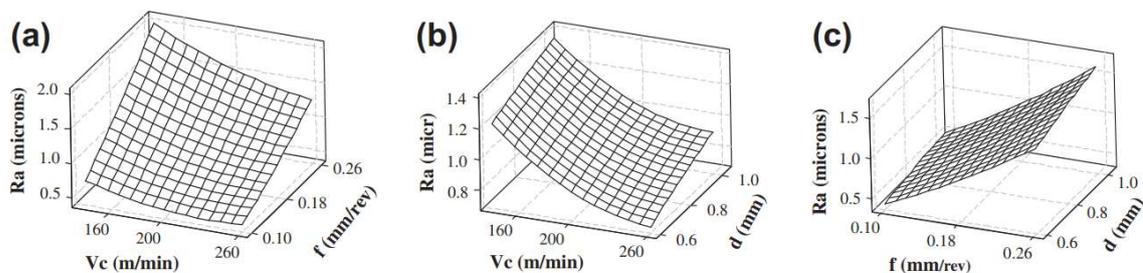


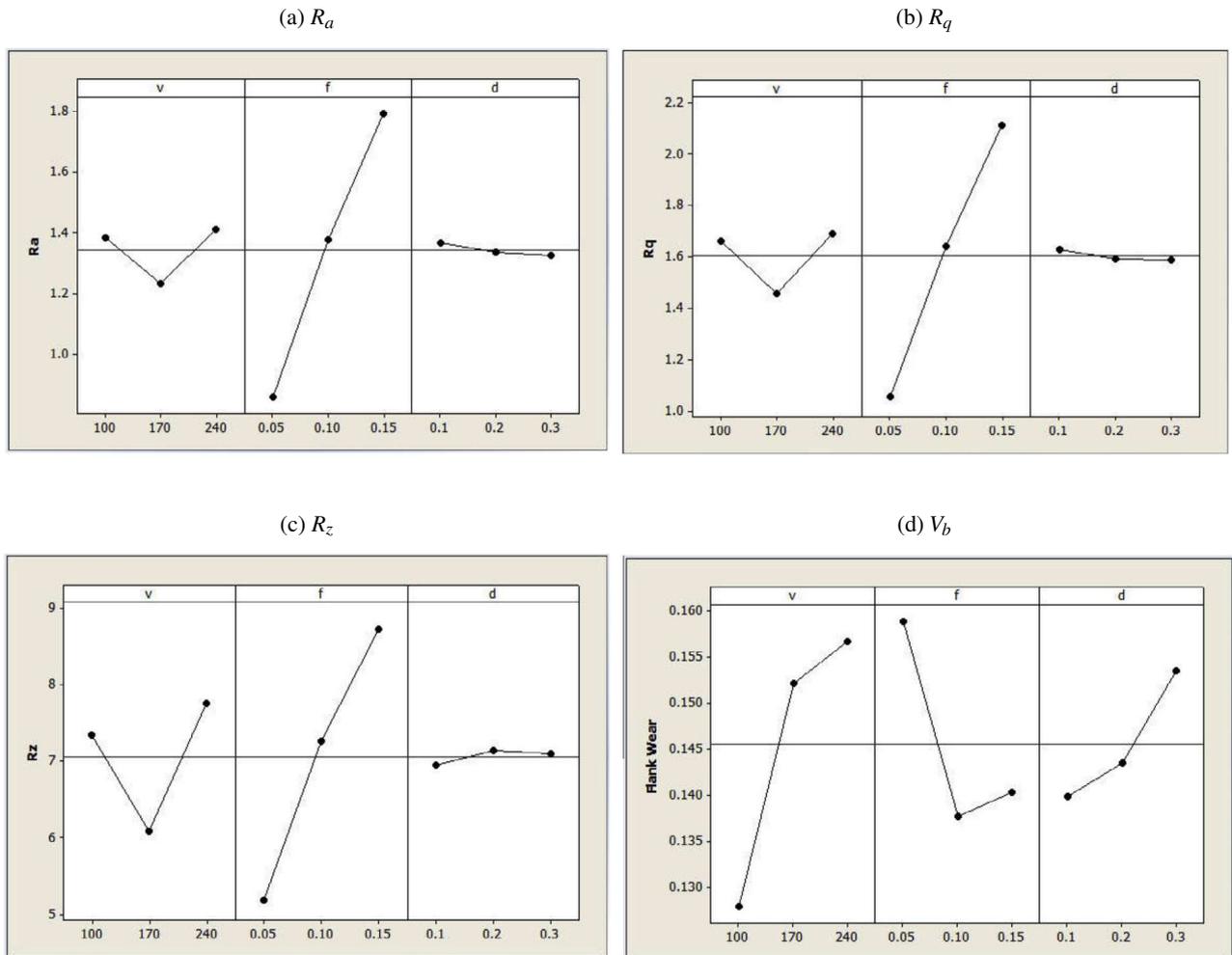
Figura 3.4: Gráficos de superfície a rugosidade média R_a (SURESH; BASAVARAJAPPA; SAMUEL, 2012)



das pastilhas, o acabamento superficial piora.

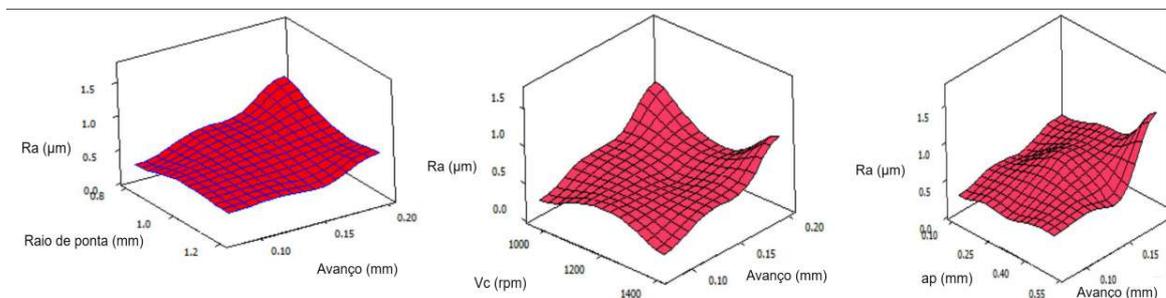
Os resultados de D'Addona e Raykar (2016) também demonstram que o avanço é o parâmetro mais influente na composição da rugosidade média do material. Os autores avaliaram pastilhas

Figura 3.5: Efeitos principais para R_a , R_q , R_z e v_b (DAS; DHUPAL; KUMAR, 2015)



com geometria alisadora na usinagem do aço OHNS endurecido a 55 HRc. Na Figura 3.6 é possível observar o comportamento da rugosidade nas superfícies de resposta. Observou-se que, conforme o avanço aumenta, maiores são os níveis de rugosidade obtidos.

Figura 3.6: Gráficos de superfície a rugosidade média R_a (D'ADDONA; RAYKAR, 2016)



Aguiar (2012), Suresh, Basavarajappa e Samuel (2012), Jafarian et al. (2014), Revel et al. (2016), Sealy et al. (2016), Subbaiah, Raju e Suresh (2020), dentro outros autores também encontraram resultados semelhantes, sendo consenso da literatura de que o avanço é o principal fator de

interferência no acabamento superficial, sendo que a relação é direta entre eles, i. e., um aumento na taxa de avanço causa um aumento na rugosidade da superfície.

3.2.1.2 Alterações microestruturais

Na literatura, há estudos que relatam várias formas de modificações (ou danos) na região sub-superficial da peça de trabalho. Dependendo da composição do material e de sua microestrutura, e das condições de corte, estas alterações podem incluir transformações de fase, recristalização, mudança no tamanho dos grãos, bem como deformações plásticas, tensões residuais, alterações de dureza e a formação de camada branca (JOMAA, 2015). Este termo deve-se à coloração branca desta camada quando visualizada em um microscópio óptico. A camada branca é definida como uma camada dura e frágil, formada sob condições de corte diversas em materiais ferrosos. Mesmo com diversas investigações, ainda não está claro quais são as condições e mecanismos causadores da camada branca. De qualquer forma, há ao menos três teorias que explicam esses mecanismos (JOMAA, 2015; PEREIRA, 2016). São eles:

- Mecanismo de escoamento plástico;
- Mecanismo de aquecimento e revenimento;
- mecanismo de reação da superfície com o ambiente (nitretação, carbonetação e sulcamento por oxidação).

3.2.1.3 Alterações mecânicas

Os processos de fabricação comumente induzem diversas alterações no estado inicial das camadas mais superficiais dos materiais trabalhados. As principais mudanças incluem deformações plásticas, alterações nos níveis de dureza e a criação (ou modificação) do estado de tensões residuais. Estas tensões podem ser extremamente significativas em relação às propriedades mecânicas desses componentes e podem afetar a resistência à fadiga, fratura, resistência à corrosão e a estabilidade dimensional. Logo, a avaliação dessas componentes de tensão é crucial para estimativa do comportamento mecânico de uma dada peça nas condições reais de serviço (JOMAA, 2015; LIMA, 2017).

3.3 Tensões residuais

Tensões residuais podem ser definidas como tensões que continuam em um dado componente quando este não está mais sob ação de esforços externos, sejam eles carregamentos mecânicos, térmicos ou por efeitos inerciais. As tensões residuais são tensões elásticas, ou seja, o valor máximo que as

componentes de tensão residual podem assumir é o valor do limite de escoamento do material. Caso um componente ultrapasse este valor, sem uma força externa para opô-la, ele terá suas tensões aliviadas através da deformação plástica até que atinja o valor correspondente da resistência ao escoamento (DIETER, 1961; JOMAA, 2015; TURIBUS, 2014).

Estas tensões são geradas por deformações plásticas heterogêneas ou localizadas ao longo da seção de um corpo. Assim, para que estas tensões permaneçam no material após a retirada das forças externas, alguma região do material, ainda que pequena, obrigatoriamente foi solicitada além do limite de elasticidade do material. Logo, pode-se afirmar que se o corpo não sofrer nenhuma deformação plástica, não são geradas tensões residuais neste. Além disso, o estado de tensões internas do material deve estar em equilíbrio estático, ou seja, o somatório das forças e dos momentos aplicados em qualquer plano ao longo do material devem ser iguais a zero (DIETER, 1961; TAMURA, 2016; LIMA, 2017).

É grande o interesse sobre como este tipo de tensões pode afetar a vida útil do material e sua estrutura. Tensões residuais são problemáticas de várias maneiras. São responsáveis por causar distorções plásticas além do limite de tolerância de projeto em tratamentos termoquímicos e, também, durante operações de usinagem. Geralmente, tensões trativas são indesejadas, pois facilitam o aparecimento e propagação de trincas de fadiga, além de favorecer o fenômeno de corrosão sob tensão. Por outro lado, tensões compressivas, no geral, são benéficas, atuando no sentido de retardar a propagação destas trincas. Assim, seus efeitos podem ser benéficos ou maléficos, a depender do sinal, intensidade e distribuição do campo de tensões (DIETER, 1961; SILVA, 2018).

3.3.1 Origem das tensões residuais

Tensões residuais podem ser definidas como esforços internos que se encontram em uma dada peça sem que sejam aplicados carregamentos externos, originados através de deformações plásticas heterogêneas originadas por processos térmicos ou mecânicos. Além das deformações não-uniformes, outra forma de acarretar essas tensões são as operações de soldagem, que produzem elevados gradientes térmicos. O material depositado no cordão de solda, ao se resfriar e solidificar, tende a contrair, mas a vizinhança mais fria impede essa contração, gerando um campo de tensões trativas longitudinais ao cordão. As tensões residuais existem em todos os tipos de componentes rígidos utilizados na engenharia, sejam eles de metal ou não, e resumem a história metalúrgica e mecânica da peça, desde sua fabricação, tratamentos aplicados e durante a vida útil posterior (DIETER, 1961; SOARES, 1998; GONÇALVES, 2006; REGO, 2011).

O processo de laminação a frio é um exemplo de processo de conformação mecânica que gera

um campo de tensões residuais compressivas na superfície do material. Isso ocorre porque a superfície, sob a pressão dos rolos laminadores, é forçada a se esticar, sendo comprimida no sentido da força compressiva dos rolos, enquanto o núcleo não sofre deformações. Essa diferença de deformação faz com que a porção central tenda a impedir o estiramento do material da superfície, ao passo que a superfície tende a forçar o estiramento da zona central. A precipitação de partículas de uma segunda fase no reticulado de um dado material é um exemplo de variação heterogênea de volume que produz micro tensões residuais localizadas. No entanto, caso essa reação aconteça de forma não linear em uma determinada seção transversal do elemento devido a diferenças de composição química e/ou temperatura, variando a distribuição destas microtensões, resultará em macro tensões residuais. A Nitretação e Cementação são processos termoquímicos que, como são controladas de forma a acontecer somente em profundidades relativamente próximas à superfície, acarretam um aumento não linear de volume nesta porção superficial, cuja consequência é o aparecimento de tensões residuais compressivas, balanceadas por tensões trativas no núcleo do elemento. O processo de têmpera dos aços, que consiste na transformação da fase austenítica em martensita pelo rápido resfriamento é um dos principais exemplos de variação não-uniforme de volume que gera altas tensões residuais (DIETER, 1961).

Por outro lado, não são necessários o rápido resfriamento ou mudanças de fase para que ocorram variações de volume em um corpo. Por exemplo, na fundição de um lingote as superfícies resfriam e se solidificam mais rapidamente do que o centro. Deste modo, como o centro, ainda líquido e mais quente que a superfície, tem uma resistência muito mais baixa, não pode suportar a compressão imposta pelos cantos já solidificados, gerando uma contração do lingote aliviando parte da tensão interna. Assim que o centro se resfria, está mais contraído que o restante do lingote, gerando tensões residuais trativas, enquanto na superfície, tensões residuais compressivas aparecem de modo a contrabalancear o centro (DIETER, 1961).

Portanto, cada tipo de processamento gera um certo nível de tensões residuais trativas ou compressivas inerentes a cada operação específica, sendo influenciado pelas condições a que tal procedimento é aplicado. Tanto a direção quanto a intensidade destas tensões podem ser benéficas ou prejudiciais ao comportamento do componente e às propriedades do material em questão (REGO, 2011).

As causas para o aparecimento de tensões residuais podem ser sumarizadas como segue (LU, 2002; REGO, 2011):

- Deformação plástica heterogênea durante aquecimento e resfriamento não uniformes;

- Deformação plástica heterogênea como resultado de tratamentos externos;
- Deformação estrutural devido à processos de usinagem;
- Heterogeneidades geradas por tratamentos químicos superficiais (nitretação, cementação);
- Diferentes tratamentos superficiais;
- Diferenças nos coeficientes de expansão térmica e incompatibilidades mecânicas de diferentes componentes em compósitos.

Estas causas podem ser estratificadas e expandidas de acordo com a Tabela 3.2, apresentada em seguida.

Tabela 3.2: Causas para o aparecimento de tensões residuais em componentes (REGO, 2011).

Processo	Mecânico	Fenômeno Térmico	Estrutural
Fundição	-	Gradiente de temperatura durante o resfriamento	Transformação de fase
Extrusão, Shot Peening, Dobramento, Laminação	Deformação plástica heterogênea entre núcleo e superfície	-	Fenômeno depende do material
Torneamento, Fresamento, Retífica, Furação	Deformação plástica durante a remoção de cavacos	Gradiente de temperatura devido ao aquecimento durante a usinagem	Transformação de fase se a temperatura for alta o suficiente
Têmpera sem transformação de fase	-	Gradiente de temperatura	-
Têmpera com transformação de fase	-	Gradiente de temperatura	Mudança de volume devido à transformação de fase
Cementação, Nitretação	-	Incompatibilidade térmica	Nova composição química e alteração de volume
Soldagem	Contração	Gradiente de temperatura	Modificação estrutural

Deve-se atentar que a distribuição de tensões residuais não é superposta a cada operação de conformação sofrida pelo objeto, ou seja, os arranjos de tensões relativos aos sucessivos processos de conformação não são somados algebricamente. Em geral, a deformação final imposta à peça determina o estado de tensões residuais resultante. Mesmo assim, a ideia de superposição de tensões é corretamente aplicada na análise do comportamento do elemento mecânico sob a ação de esforços externos (DIETER, 1961; SOUSA, 2012).

3.3.1.1 Tensões residuais induzidas por usinagem

As tensões residuais são um dos principais fatores da integridade superficial. Estas tensões introduzidas pelos processos de remoção de material (Torneamento, Fresamento, Retífica, Furação, entre outros) influenciam enormemente no desempenho do componente em relação à corrosão e vida em fadiga. A performance e confiabilidade de um componente mecânico é estritamente relacionado com as características das regiões superficial e subsuperficial, que podem estar submetidas à tensões internas trativas ou compressivas (BLÖDORN, 2014). O conhecimento do comportamento destas é de extrema importância e cálculos e deduções devem ser incorporados já na fase de *design* das peças (LU, 2002). Além da influência nos modos de falha, as componentes de tensão residual podem causar distorções dimensionais/geométricas após o processamento, gerando problemas futuros nos conjuntos (BLÖDORN, 2014).

O estado de tensões internas, dentro do escopo da usinagem, geralmente é produzido ou alterado através das deformações plásticas não homogêneas introduzidas por mecanismos térmicos, termomecânicos e mecânicos. Estes mecanismos estão relacionados com o processo de formação de cavaco e com a região de interação entre a superfície de corte da ferramenta e a superfície recém-trabalhada (FARIAS, 2009; BLÖDORN, 2014).

Os mecanismos térmicos estão relacionados à transformações de fase que incorrem em mudanças de volume na microestrutura. Caso o "delta" de áreas for negativo, a superfície se contrai, mas o núcleo resiste. Logo, a tensão residual resultante é trativa. Caso contrário, a superfície se expande e a tensão residual resultante é compressiva. Os mecanismos mecânicos estão relacionados com alguma ação mecânica, que gera uma deformação plástica na superfície. Neste caso, as tensões são geralmente compressivas. Os mecanismos termomecânicos são um misto dos dois modos, onde ocorrem transformações de fase aliadas à deformações plásticas de origem mecânica (FARIAS, 2009).

Segundo Field, Kahles e Koster (1989), os tipos de alterações superficiais associadas à remoção de metal são:

- **Mecânicas:**

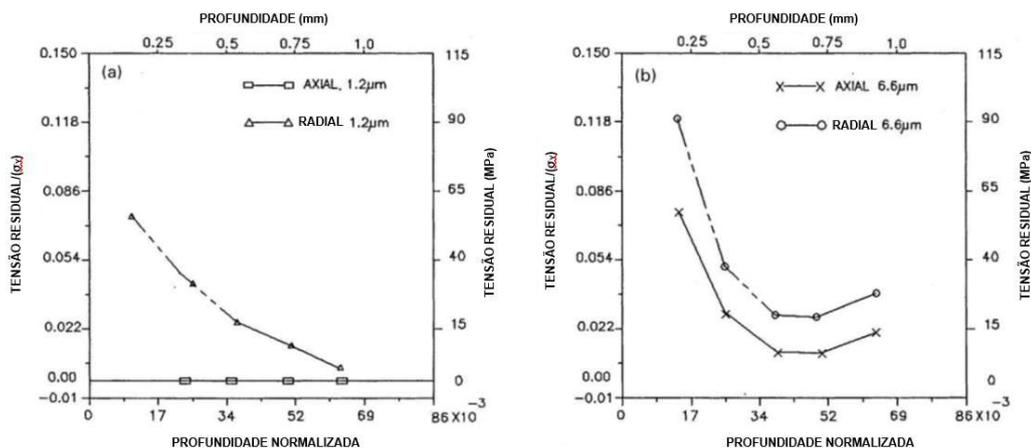
- Deformações plásticas (como resultado de trabalho a quente ou frio);
- Dobras, rasgos ou fendas como defeitos (associado com aresta postiça de corte);
- Alterações de dureza;
- Trincas (macroscópicas e microscópica);
- Distribuição de tensão residual na camada superficial;

- Plastificação de cavacos como resultado de retificação;
- Vazios, poros, rebarbas ou inclusões de material externo na superfície.
- **Metalúrgicas:**
 - Transformações de fases;
 - Tamanho e distribuição de grão;
 - Tamanho e distribuição de precipitados;
 - Inclusões externas no material;
 - Maclação;
 - Recristalização;
 - Martensita destemperada ou super temperada;
 - Reversão da austenita.
- **Químicas:**
 - Ataque, corrosão e oxidação intergranular;
 - Dissolução preferencial de microconstituintes;
 - Contaminação;
 - Fragilização pela absorção química de elementos como hidrogênio e cloro;
 - Fendas ou ataque seletivo;
 - Corrosão sob tensão.
- **Térmicas:**
 - Zona termicamente afetada;
 - Material ressolidificado;
 - Metal refundido ou redepositado na superfície.
- **Elétricas:**
 - Mudanças magnéticas, de condutividade e resistividade.

Vários autores buscaram entender o comportamento das tensões residuais em função de diversos parâmetros de usinagem, características do material e das ferramentas de corte. [Rasul e Meguid](#)

(1996) realizaram uma investigação do comportamento das tensões residuais decorrentes do processo de torneamento para o aço 817M40, correlacionando as tensões com a variação da velocidade de avanço da ferramenta de corte, mantendo constante os outros parâmetros de corte. Os resultados, apresentados na Figura 3.7 indicaram uma correlação definida entre a rugosidade e as tensões residuais no sentido axial, com o aumento da rugosidade acarretando no aumento das tensões de tração. Por outro lado, essa relação não foi observada para o sentido circunferencial.

Figura 3.7: Distribuição das tensões residuais para rugosidades médias de $1,2\mu\text{m}$ (a) e $6,6\mu\text{m}$ (b)(RASUL; MEGUID, 1996)

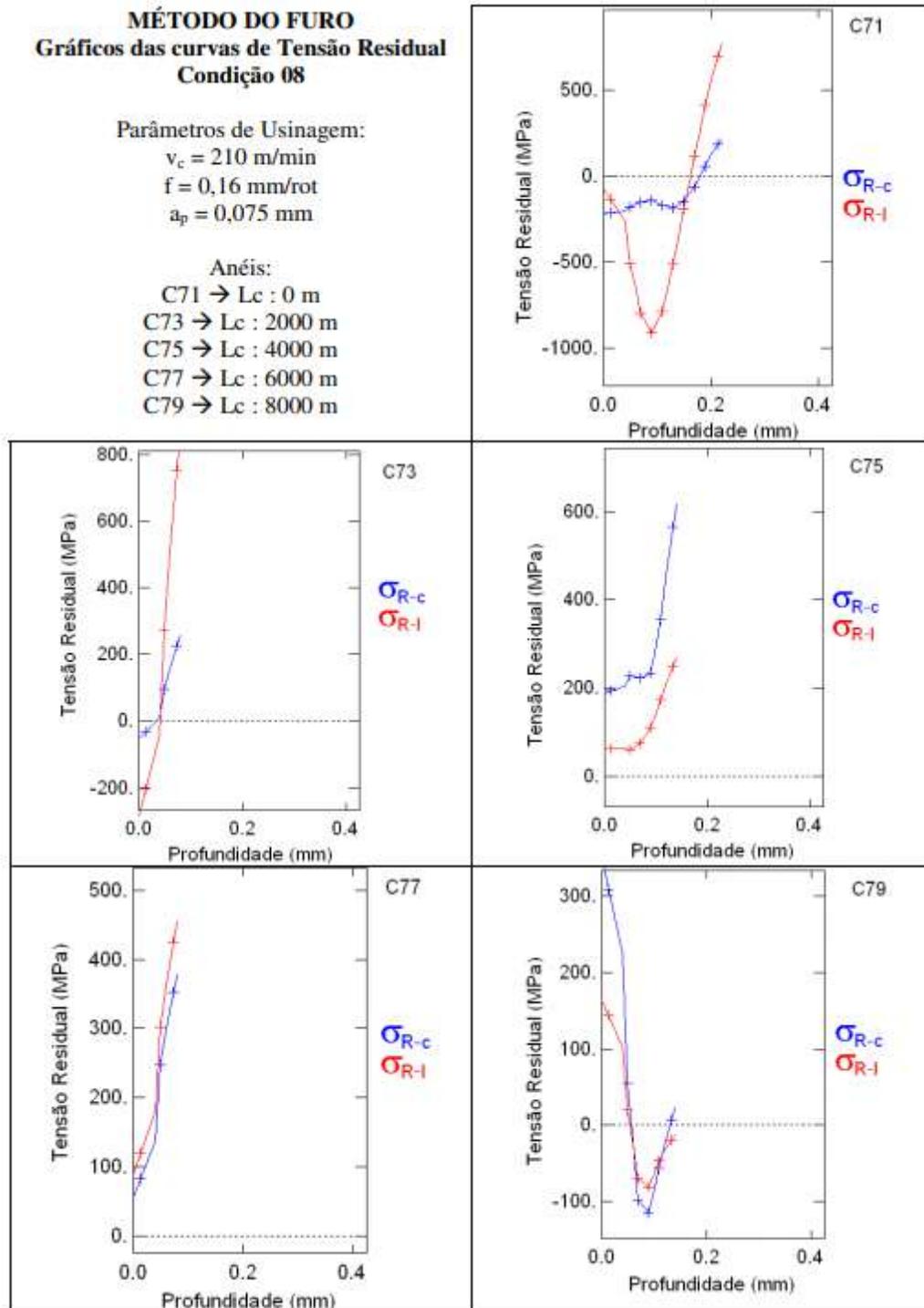


Salazar (2008) também apurou o comportamento das tensões residuais superficiais em anéis internos de rolamentos cônicos de aço DIN 100CrMn6 endurecidos termicamente. O autor concluiu que, para ferramentas novas, os valores das tensões induzidas são próximas de zero ou compressivas e, com o aumento do desgaste de flanco das pastilhas, tensões trativas tendem a ser induzidas na superfície da peça. A Figura 3.8 mostra a variação dos perfis de tensão residual (para uma mesma condição de usinagem) em função dos níveis de desgaste das pastilhas.

Jafarian et al. (2014) realizaram uma otimização dos parâmetros de corte para obter condições ótimas de torneamento da superliga Inconel718, baseado nas características de tensões residuais e rugosidade superficial. Os autores se utilizaram de experimentos cujos resultados serviram como alimentação para uma rede neural artificial, baseada em algoritmos MOO (do inglês *multi objective optimization*). Essa rede teve como entrada os parâmetros de tensão residual e rugosidade superficial. As condições ótimas encontradas pela rede neural artificial foram $a_p = 0,36\text{mm}$, $f = 0,03\text{mm/rev}$ e $v_c = 120\text{m/min}$ para a rugosidade superficial e $a_p = 0,25\text{mm}$, $f = 0,015\text{mm/rev}$ e $V_c = 60\text{m/min}$ para tensões residuais. Foi mostrado uma boa correlação com experimentos posteriores na condição ideal, como ilustrado na Figura 3.9.

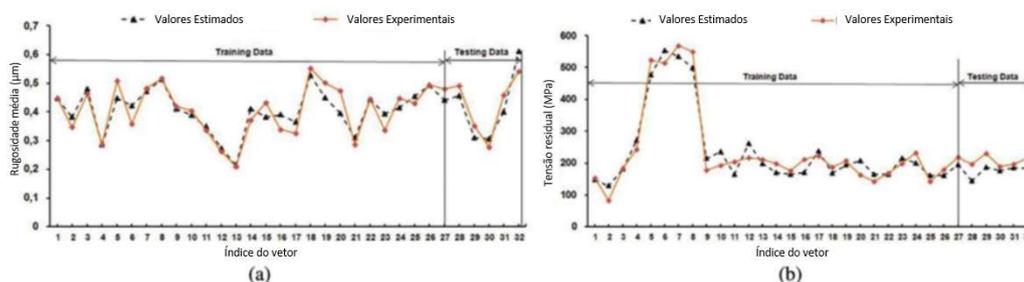
Jomaa, Songmene e Bocher (2016) avaliaram o comportamento do aço AISI 4340 endurecido superficialmente através de têmpera por indução. Foram testadas diferentes configurações de fresa-

Figura 3.8: Tensões residuais em função do desgaste das ferramentas, onde L_c é o comprimento total de usinagem (SALAZAR, 2008)



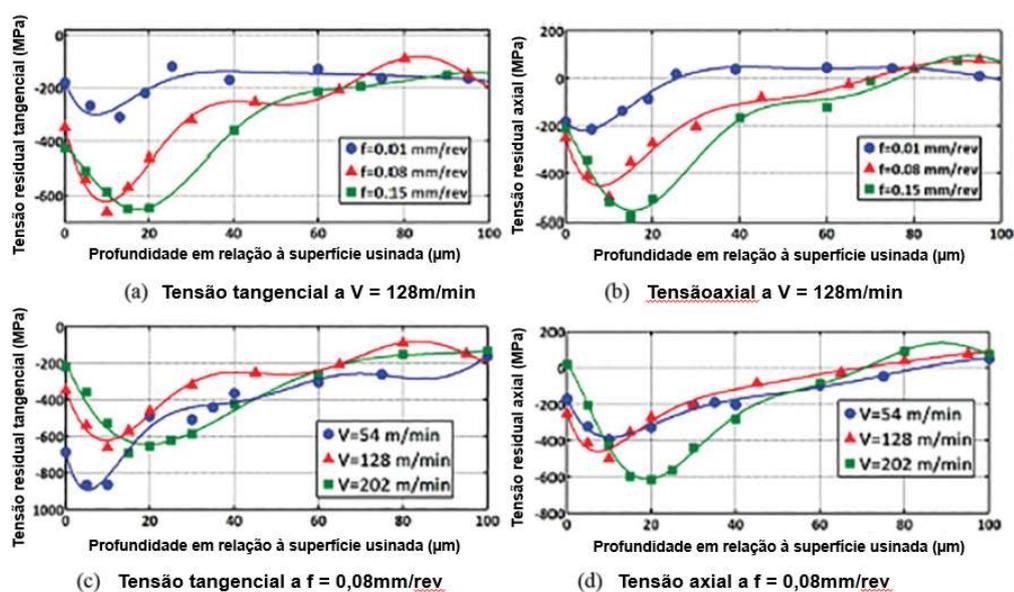
mento buscando melhorar a distribuição das tensões residuais e melhorar a microestrutura da camada superficial do material. Os autores observaram tensões compressivas, tanto na direção axial quanto na direção circunferencial ao corte (Figura 3.10). Ao aumentar a velocidade de corte, a tendência do campo de tensões residuais no sentido axial é se tornar trativo na superfície. Por outro lado, aumentando a taxa de avanço da ferramenta, as tensões tender a ser compressivas. O inconveniente do aumento de f e V_c está na alteração da microestrutura das camadas subsuperficiais. Essa alteração

Figura 3.9: Comparação entre os valores estimados e valores experimentais de (a) rugosidade média e (b) tensões residuais (JAFARIAN et al., 2014)



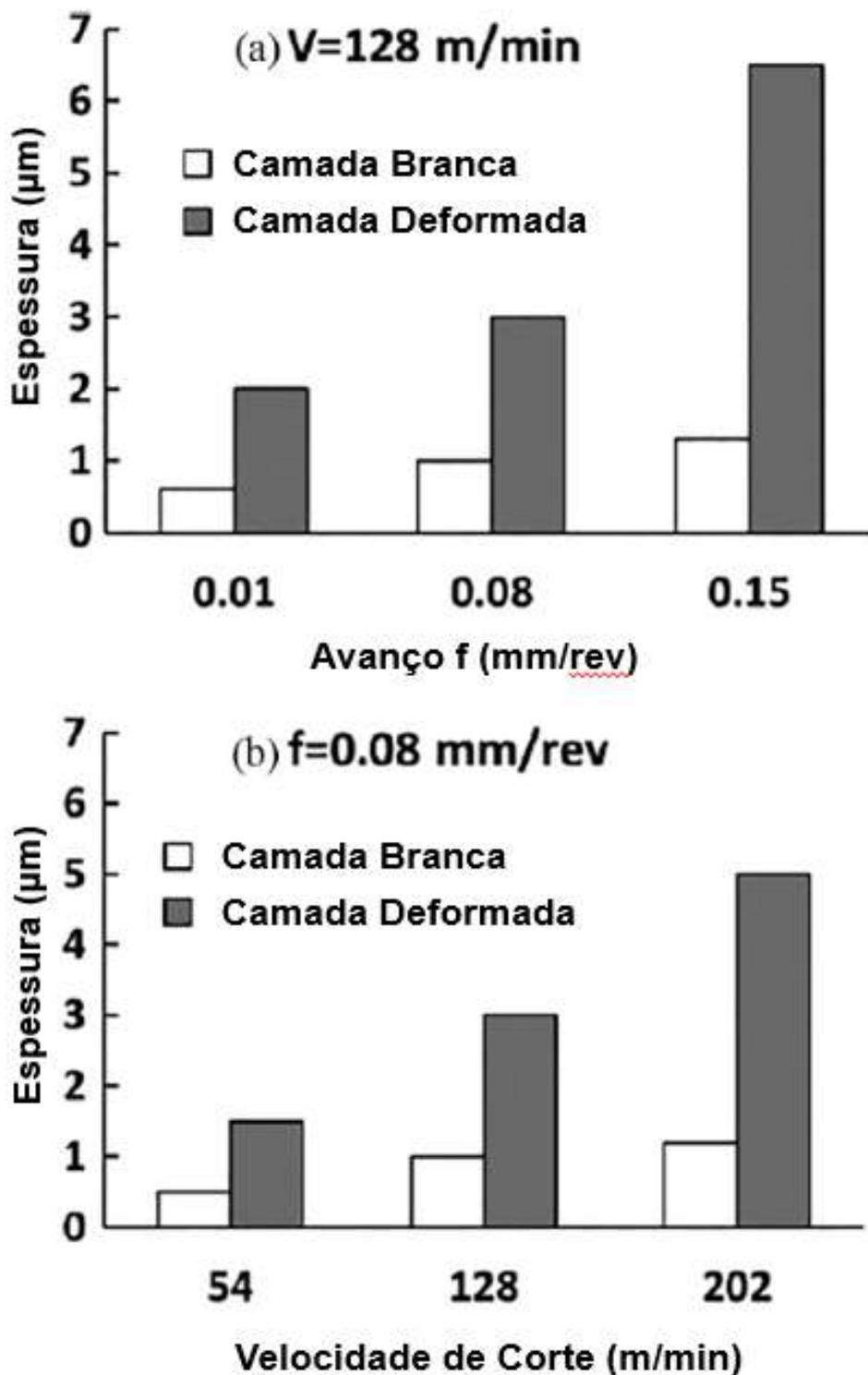
pode ser representada na Figura 3.11, onde nota-se que a espessura da camada branca formada aumenta lentamente, com a espessura da camada deformada crescendo substancialmente com o aumento dos parâmetros.

Figura 3.10: Tensões residuais em função da profundidade (JOMAA; SONGMENE; BOCHER, 2016)



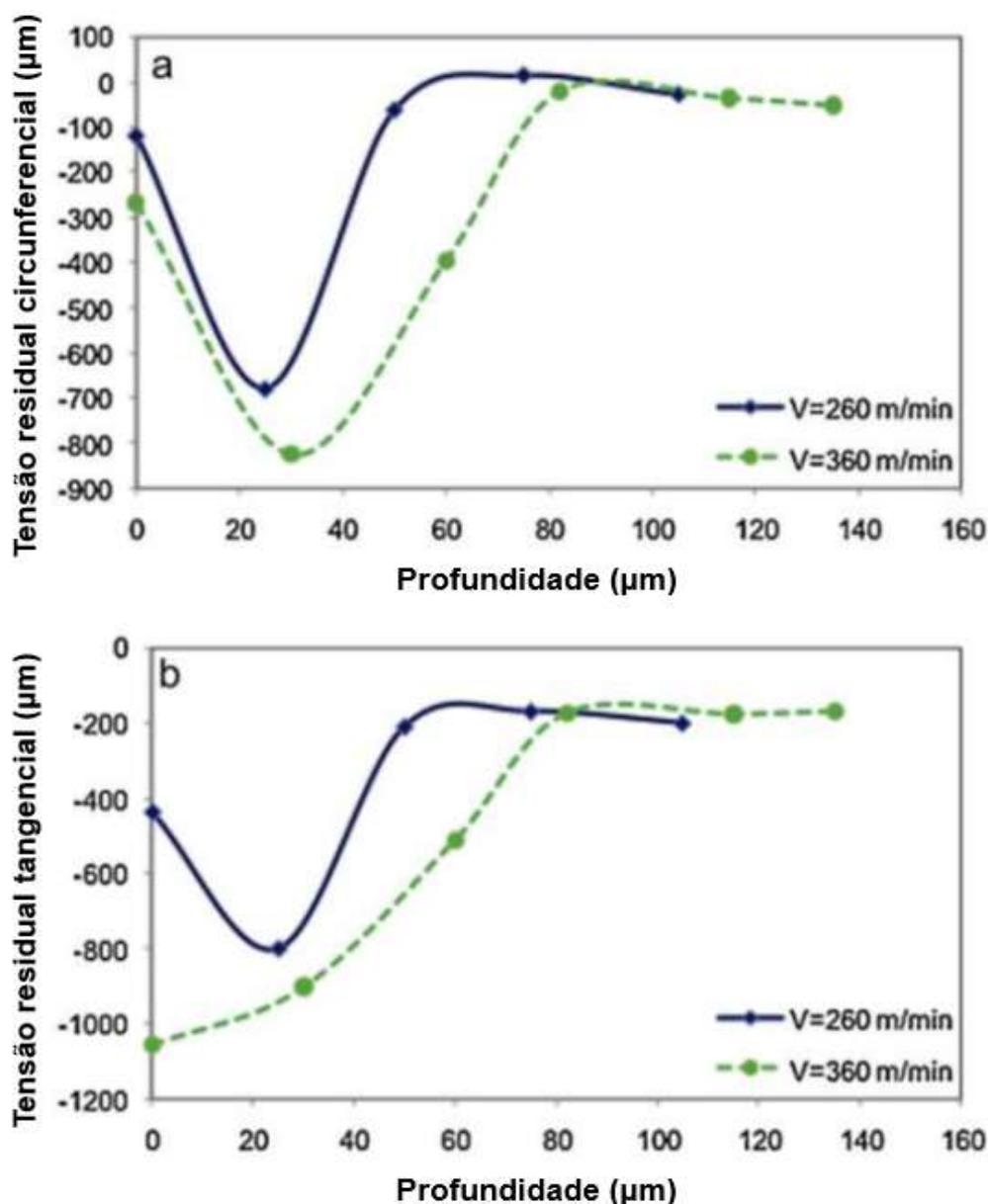
Revel et al. (2016) propuseram em seu trabalho o torneamento duro de precisão como tratamento de acabamento para o aço 52100 na fabricação de rolamentos. Foram mapeadas a rugosidade, microestrutura, composição quantitativa das fases microestruturais e as tensões residuais para a caracterização da integridade superficial. Nas avaliações microestruturais foram observadas a formação de camada branca de espessura menor que $1 \mu\text{m}$ acompanhada de uma região termoafetada, nomeada de zona de transição de espessura entre 35 e $50 \mu\text{m}$. Nas análises por EDXRD (do inglês *Energy dispersively X-ray diffraction*) mostrou que o material permanece na fase martensítica. Os autores concluíram que o torneamento duro de precisão é capaz de induzir tensões compressivas na superfície e subsuperfície do material ao mesmo tempo em que obtém rugosidades excelentes. As Figuras 3.12 e 3.13 mostram o comportamento das tensões residuais nas direções tangencial (ou axial) e circunferencial.

Figura 3.11: Espessura das camadas afetadas pela usinagem em função (a) do avanço e (b) da velocidade de corte (JOMAA; SONGMENE; BOCHER, 2016)



Czan et al. (2018) analisaram as tensões residuais superficiais e subsuperficiais decorrentes da usinagem dura no aço C56E2, costumeiramente utilizado para produção de anéis de rolamento e outras partes rolantes. As tensões foram induzidas a partir do torneamento duro nas amostras, com o experimento variando somente as taxas de avanço, mantendo os demais parâmetros constantes.

Figura 3.12: Efeito da velocidade de corte nas tensões residuais, com $a_p = 5\mu\text{m}$ e $f = 50\mu\text{m}/\text{rev}$ (REVEL et al., 2016)

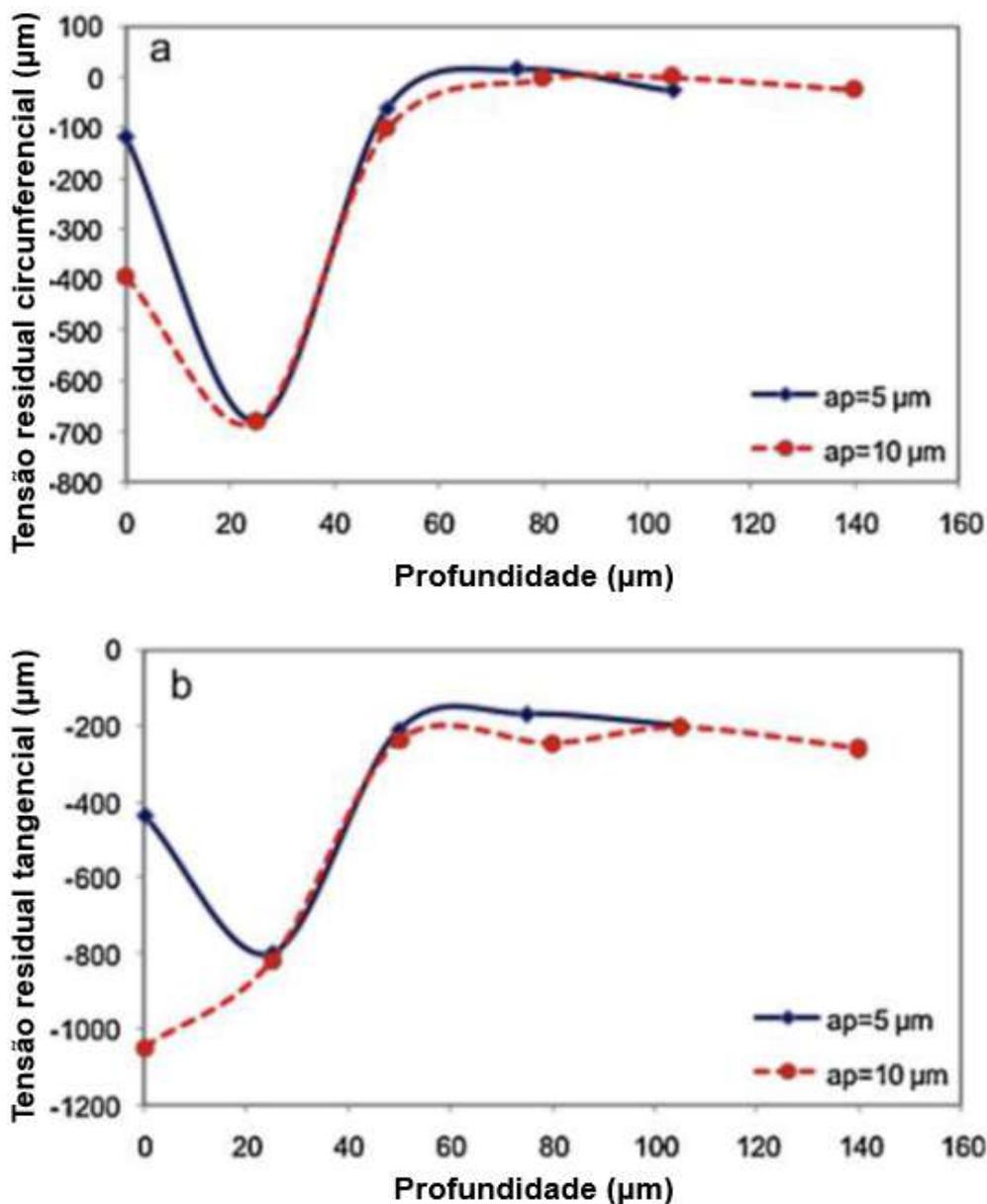


A medição das tensões foi obtida através de um difratômetro de raios X, com o polimento eletroquímico para remoção de camadas finas e medição em pequenas camadas. Os resultados mostraram que após a usinagem, tensões compressivas são formadas na superfície. Os autores, a partir dos dados, propuseram simulações numéricas, utilizando o método dos elementos finitos, de distribuição das tensões em três dimensões para as condições de desbaste e acabamento, que são mostradas nas Figuras 3.14 e 3.15, respectivamente.

3.3.2 Classificação das tensões residuais

Os metais são considerados materiais policristalinos e heterogêneos no que diz respeito à sua microestrutura. Um material policristalino pode apresentar várias fases e estas são constituídas de

Figura 3.13: Efeito da profundidade de corte nas tensões residuais, com $V_c = 260\text{m/min}$ e $f = 50\mu\text{m/rev}$ (REVEL et al., 2016)



grãos. Cada grão, por sua vez, é constituído de reticulados orientados regulares de átomos. As fontes de tensão residual, então, podem ser resultado de deformações de ordem macroscópica, microscópica e submicroscópica. Assim sendo, em qualquer escala deve-se reiterar a presença de tensões residuais (GONÇALVES, 2006). A classificação mais comum utilizada para caracterizar as tensões residuais é relativa à escala de comprimento em que elas aparecem em equilíbrio. São divididas em três tipos principais (DIETER, 1961; ECHEVERRI, 2012; REGO, 2011; SOUSA, 2010; SOUSA, 2012; SCHLOTH, 2015):

- a. **Tensões residuais do tipo I (Macroscópicas):** São as tensões praticamente uniformes presentes em grandes áreas do material comparáveis às dimensões da peça, i. e., se estendendo

Figura 3.14: Simulação da distribuição de tensões após o desbaste (condições: $V_c = 50m/s$, $f = 0,37mm/rev$ e $a_p = 2mm$) (CZAN et al., 2018)

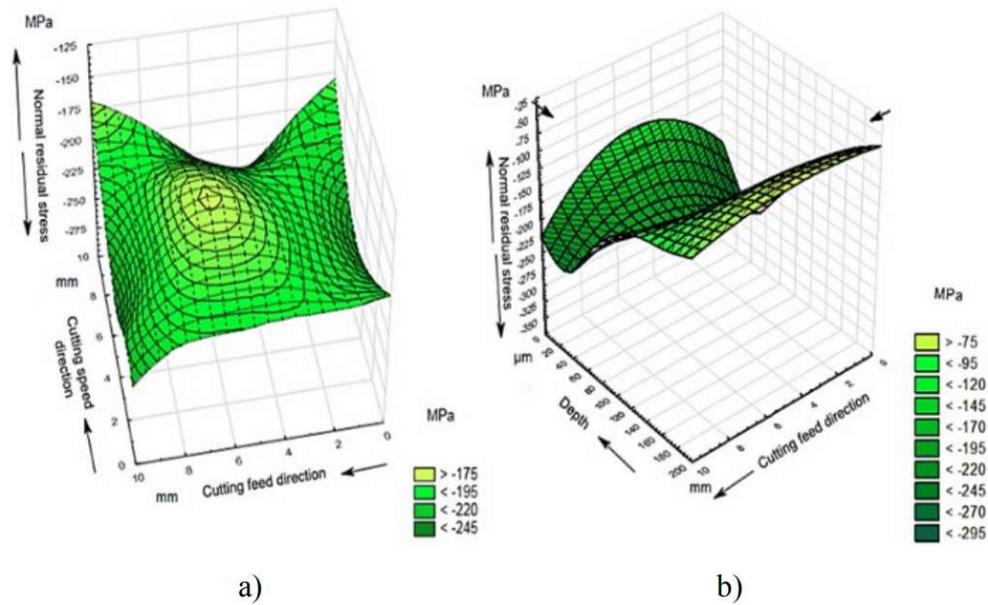
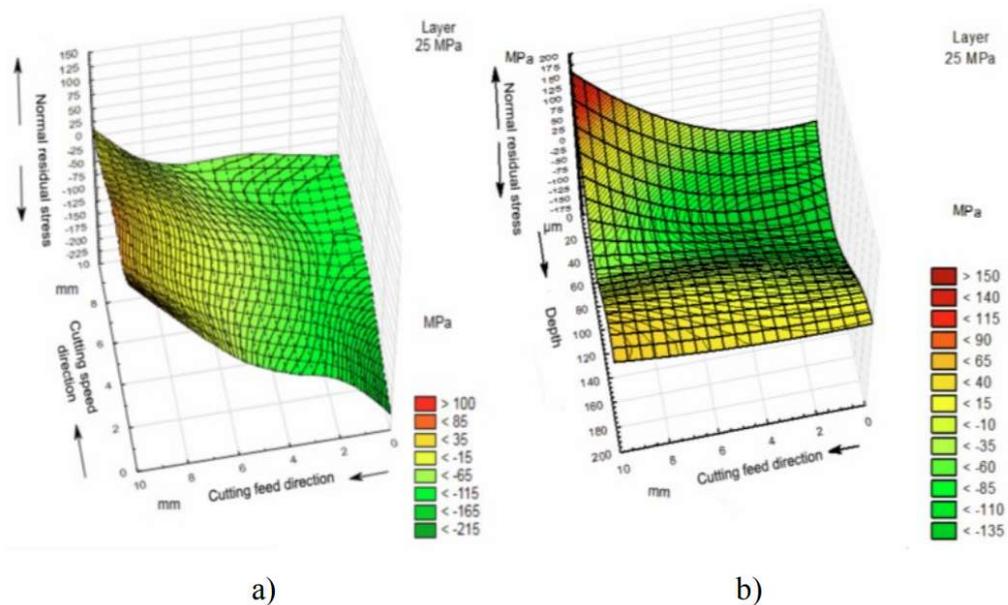


Figura 3.15: Simulação da distribuição de tensões após o acabamento (condições: $V_c = 75m/s$, $f = 0,05mm/rev$ e $a_p = 0,5mm$) (CZAN et al., 2018)



por vários grãos de maneira constante, causando deformações uniformes consideráveis onde atuam. Estas tensões estão em equilíbrio em relação a qualquer seção transversal da peça e os momentos, em equilíbrio em relação a qualquer eixo. Qualquer alteração neste equilíbrio acarreta uma mudança nas dimensões macroscópicas do componente, exigindo que as tensões sejam rearranjadas de modo a obter um novo equilíbrio. De uma maneira geral somente este tipo de tensões é considerado no projeto de estruturas e componentes de engenharia, pois são elas que influenciam nas deformações e distorções destes componentes;

- b. **Tensões residuais do tipo II (Microscópicas ou Intergranulares):** Neste tipo, as tensões residuais são uniformes em uma distância de um grão ou uma parte de um grão do material. A influência do estado de equilíbrio se expande por alguns grãos somente. Estas se desenvolvem durante uma deformação plástica de um material policristalino;
- c. **Tensões residuais do tipo III (Submicroscópicas ou Atômicas):** São micro tensões localizadas em pequenas áreas, compreendidas entre as distâncias atômicas dentro de uma porção de um grão. Estão relacionadas às imperfeições no reticulado dos grãos, como discordâncias, vazios, impurezas, entre outros.

O estado de tensões residuais é resultado da superposição dos três tipos de tensão, para um material monofásico. A tensão residual de um determinado ponto é dada por (GONÇALVES, 2006; SOUSA, 2012):

$$\sigma_R = \sigma^I + \sigma^{II} + \sigma^{III} \quad (3.1a)$$

$$\sigma_R = \sum_I^{III} \sigma^i = \sigma(x, y, z) \quad (3.1b)$$

As tensões do tipo I podem ser escritas como um valor médio em um certo volume da peça que contém vários grãos.

$$\sigma_R^I = \left(\frac{\int \sigma_R \cdot dV}{\int dV} \right)_{\text{vários grãos}} \quad (3.2)$$

Já as tensões do tipo II, podem ser calculadas pela diferença entre a tensão média calculada para o volume de cada grão e as tensões macroscópicas.

$$\sigma_R^{II} = \left(\frac{\int \sigma_R \cdot dV}{\int dV} \right)_{\text{um grão}} - \sigma_R^I \quad (3.3)$$

E por último, as tensões do tipo III são calculadas fazendo a diferença entre as tensões locais em um ponto e a soma das tensões do tipo I e II.

$$\sigma_R^{III} = (\sigma_R - \sigma_R^I - \sigma_R^{II})_{\text{ponto}} \quad (3.4)$$

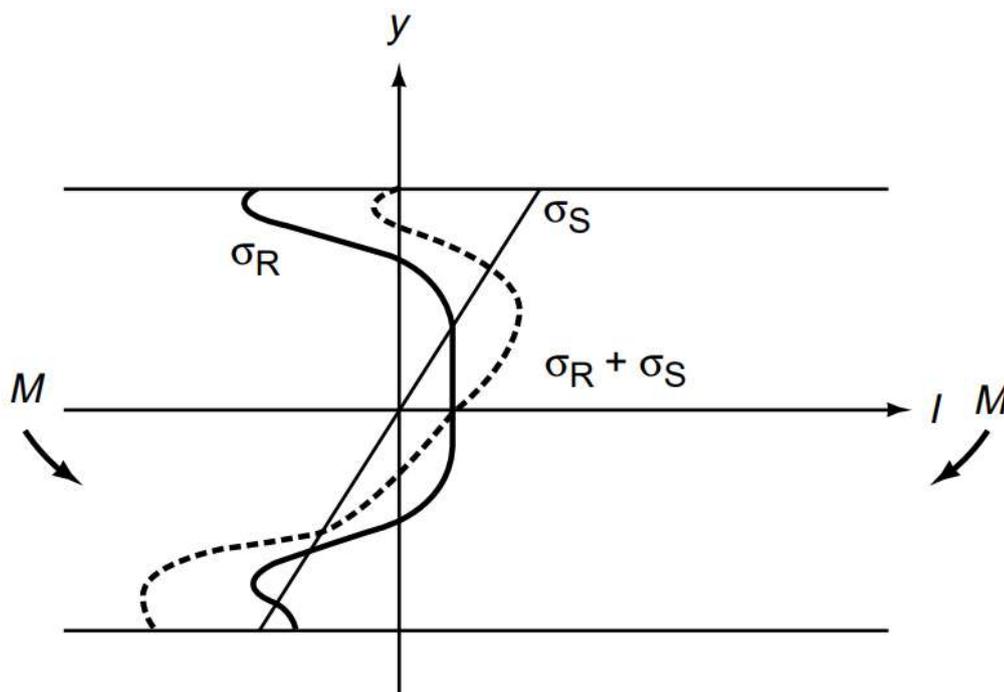
Para materiais metálicos cujo tamanho de grão seja diminuto, i. e., da ordem de $10\mu\text{m}$, se torna uma tarefa difícil a distinção das tensões microscópicas e submicroscópicas. Mesmo sendo possível estudar sua natureza em ensaios de difratometria de raios X, ainda é comum a seguinte classificação:

- Macrotensões, que são as tensões do tipo I caracterizadas acima;
- Microtensões, que são relacionadas aos defeitos inerentes à microestrutura do material e as deformações que estes implantam em cada grão ou fase. Assim, são equivalentes à soma das tensões dos tipos II e III citadas acima.

3.3.3 Efeitos das tensões residuais

Quando um componente que possui uma distribuição de tensões residuais elásticas (σ_R) sofre uma solitação externa arbitrária (σ_S), esta presença de tensões internas influenciará o comportamento da peça em resposta ao esforço aplicado, ou seja, as tensões residuais e a ação externa são superpostas ($\sigma_R + \sigma_S$), como mostra a Figura 3.16. Em um teste de tração, por exemplo, um corpo que contenha altas tensões residuais trativas, falhará plasticamente com uma tensão externa menor do que um corpo livre de tensões residuais. O contrário é válido, i. e., um corpo que possua altas tensões residuais compressivas falhará plasticamente com uma tensão externa maior do que um corpo livre destas tensões (DIETER, 1961; LU, 2002).

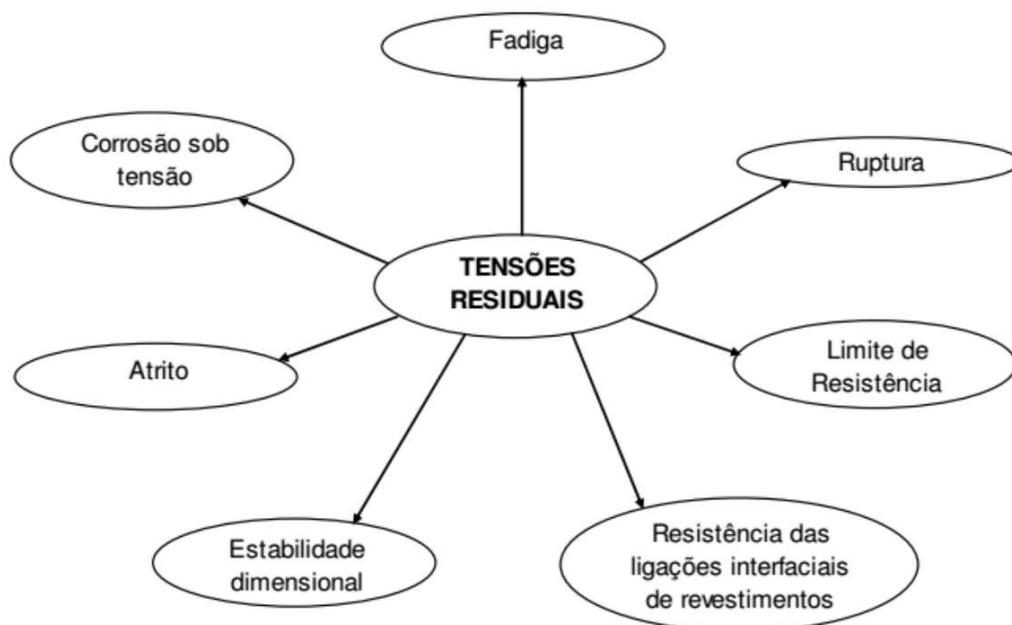
Figura 3.16: Superposição das tensões residuais e tensões de serviço em um componente sujeito a um esforço de flexão pura arbitrário (LU, 2002)



As tensões residuais induzidas no material influenciam diretamente as distorções e a estabilidade dimensional. Quando uma área de um componente que possui tensões residuais é removida em operações de usinagem, parte das tensões residuais correspondentes ao material retirado é removida da peça. Assim, o equilíbrio dos esforços internos é afetado e o corpo é distorcido para conseguir uma nova posição de equilíbrio estático. Instabilidade dimensional se refere às variações nas dimensões de um componente no decorrer de sua vida em serviço, sem que material seja removido. Isto acontece devido ao relaxamento das tensões internas, que ocorre lentamente durante o tempo em temperatura ambiente, acarretando em deformações buscando equilibrar a nova distribuição de tensões presente (DIETER, 1961)

A Figura 3.17 mostra as propriedades que são comumente afetadas pelas tensões residuais internas:

Figura 3.17: Possíveis efeitos das tensões residuais no comportamento dos materiais (adaptado de Lu (2002)).



3.3.3.1 Influência na resistência à fadiga

As tensões residuais em um material têm grande influência sobre a nucleação e a propagação de trincas de fadiga. Uma trinca de fadiga só nucleará em um componente que sofre um esforço externo de tração. Estas trincas se propagam sempre na direção perpendicular ao plano de maior tensão principal de tração. Logo, a distribuição das tensões internas é de extrema importância na análise da resistência à fadiga de um material (LU, 2002; REGO, 2011; SOUSA, 2012).

Na fase de nucleação das trincas de fadiga, a componente de tensão residual atua superposta à tensão externa cíclica aplicada. Então, a contribuição da tensão externa na tensão cíclica aplicada

é maior quanto maior for o valor da tensão residual presente. Portanto, quanto maior for a tensão residual trativa presente no corpo, menor é a resistência do material à nucleação das trincas de fadiga. Analogamente, quanto maior for a tensão residual compressiva presente no corpo, maior será a resistência do material à nucleação das trincas (DIETER, 1961; LU, 2002; SOUSA, 2012).

Este efeito da superposição dos esforços externos e internos pode ser modelado matematicamente pela equação 2.6 (LU, 2002; REGO, 2011):

$$\sigma_a = \sigma_N - \frac{\sigma_N}{\sigma_f} (\sigma_m + \sigma_R) \quad (3.5)$$

Sendo:

σ_a Tensão cíclica admissível;

σ_N Tensão de fadiga para um determinado número de ciclos;

σ_f Limite de fadiga do material;

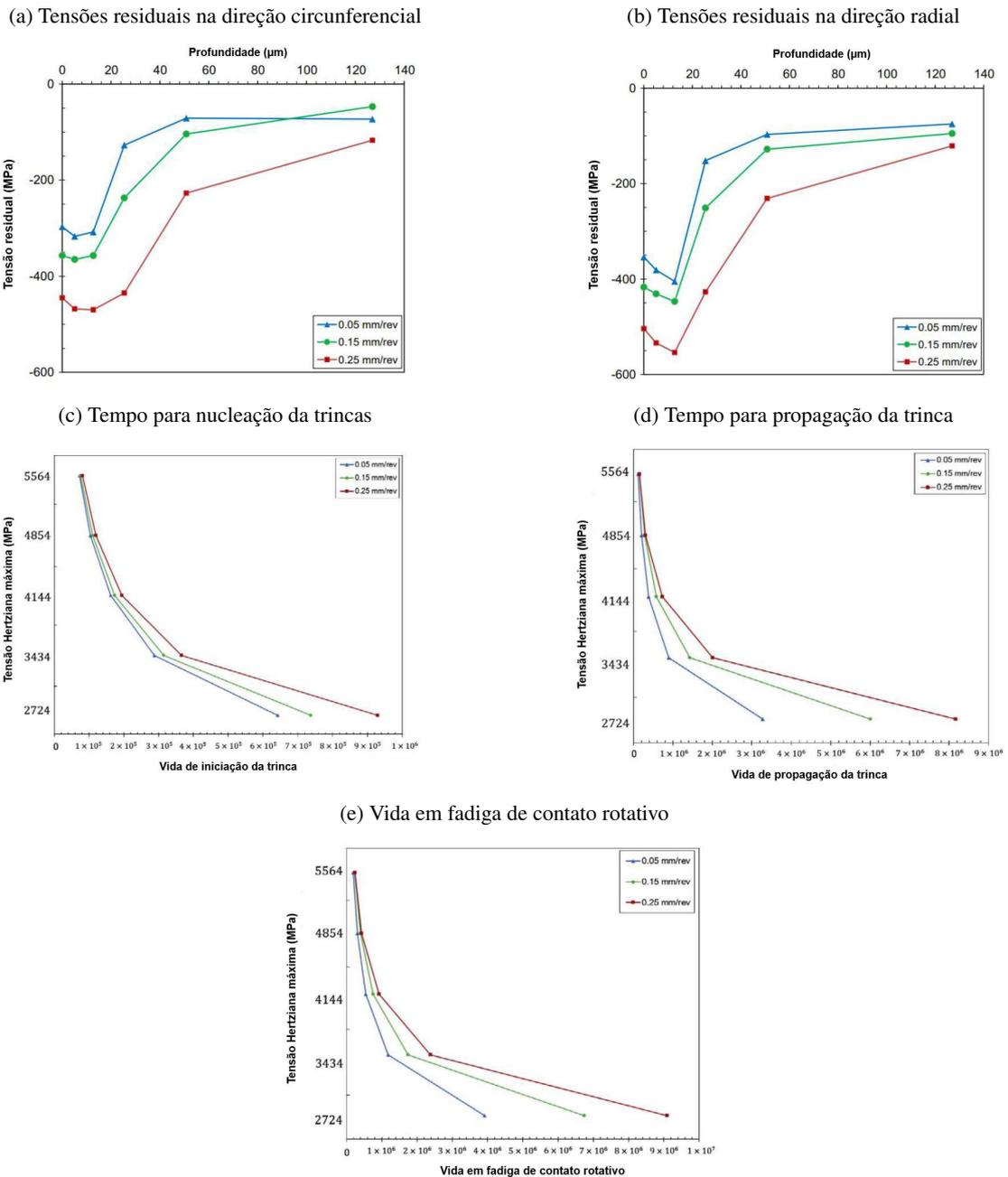
σ_m Tensão de fadiga do material;

σ_R Tensão residual.

Além da clara importância da magnitude da tensão residual no processo de nucleação e propagação de trincas de fadiga, este fenômeno ainda influencia o local onde a trinca é nucleada. As tensões internas devem se equilibrar ao longo da profundidade do elemento, i. e., sua somatória deve ser igual a zero. Deste modo, uma alta tensão compressiva induzida na superfície resulta em um estado de tração logo na região subsuperficial, área onde ocorre a nucleação de trincas, de detecção mais complexa (REGO, 2011).

Choi (2015), em seu estudo que avaliou a influência do avanço f na integridade superficial e resistência à fadiga em superfícies endurecidas do aço AISI 1053. Seus resultados indicaram que, com o aumento da taxa de avanço, as tensões residuais em ambas as direções aumentam de magnitude no estado compressivo. A investigação ainda concluiu que, a uma tensão hertziana máxima de 2724 MPa, o aumento do avanço proporcionou um aumento de 45% no tempo de nucleação de trincas, bem como um aumento de 149% no tempo de propagação de trincas e 132% de aumento da vida em fadiga.

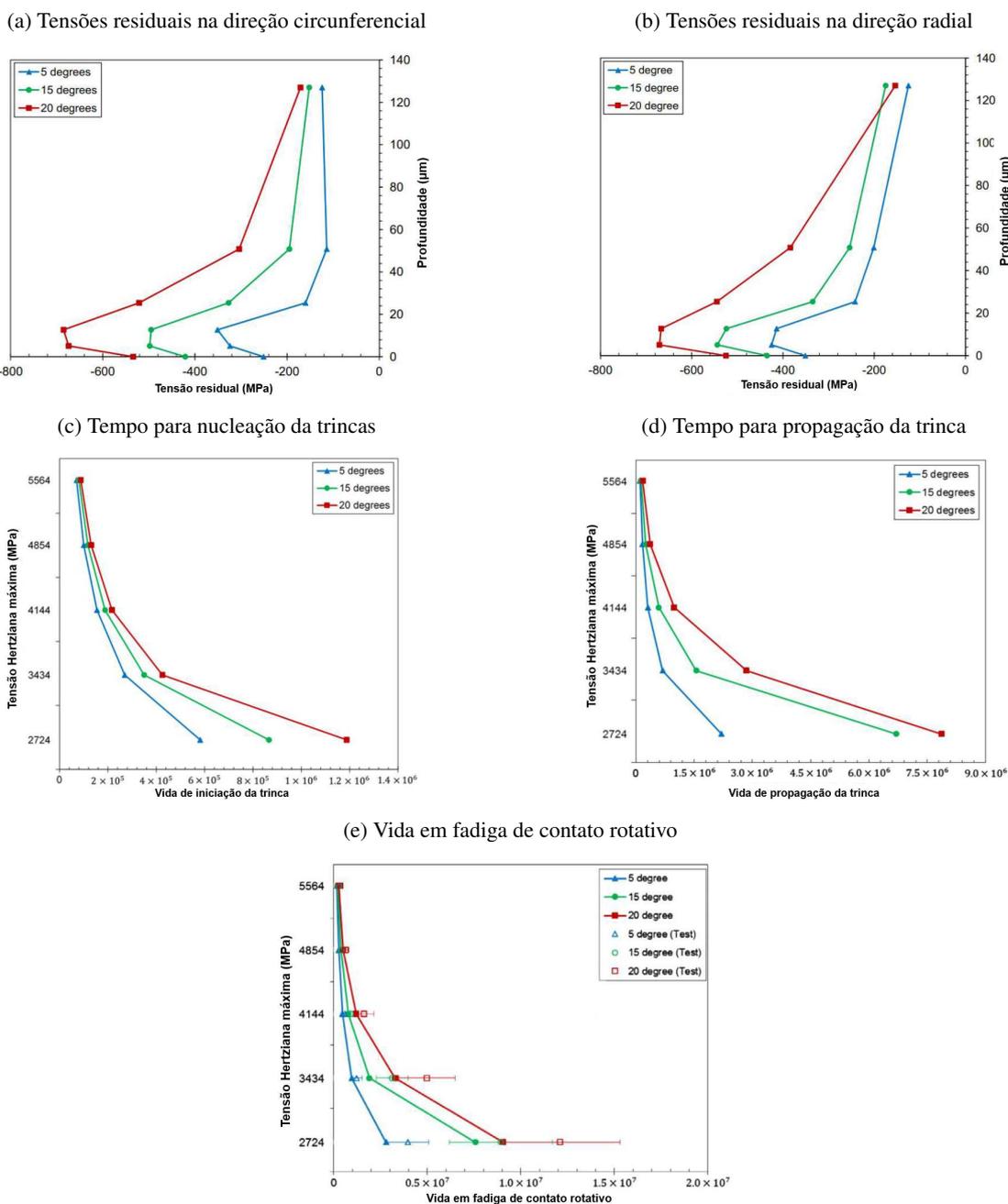
Figura 3.18: Tensões residuais e comparações para a vida em fadiga de contato (CHOI, 2015)



A Figura 3.18 mostra graficamente os resultados de Choi (2015) para a tensão residual nas direções circunferencial e radial, além dos tempos de nucleação e propagação das trincas e a vida em fadiga.

Choi (2017), continuando seus estudos, conseguiu correlacionar a indução de tensões residuais compressivas - que aumentaram com maiores ângulos de inclinação - com a vida de nucleação da trinca, bem como com a quantidade de ciclos para propagação da trinca e a resistência geral à fadiga por contato rotativo. O autor concluiu que modificar o ângulo de inclinação da ferramenta de 5° para 20° (e consequentemente, aumentar a magnitude das tensões compressivas, a uma tensão Hert-

Figura 3.19: Tensões residuais e comparações para a vida em fadiga de contato (CHOI, 2017)



ziana máxima de 2724 MPa, aumenta o tempo de nucleação em até 104%, o tempo de propagação da trinca em até 256% e a vida em fadiga, em até 224%. A Figura 3.19 mostra os resultados de Choi (2017) para a tensão residual nas direções circunferencial e radial, além dos tempos de nucleação e propagação das trincas e a vida em fadiga (prevista e testada) graficamente.

3.3.4 Métodos de medição das tensões residuais

A crescente necessidade de se monitorar o comportamento mecânico de componentes durante toda a sua vida em serviço fez com que o estudo das tensões residuais crescesse em importância

(SOUSA, 2012). Então, continuamente foram sendo desenvolvidos diversos métodos, dispositivos e procedimentos experimentais baseados em parâmetros que, de alguma forma, se relacionam com a variação nas tensões residuais. A medição, no entanto, é difícil pois, como já mencionado anteriormente, estas tensões aparecem em uma peça livre de esforços externos. Já que as técnicas usuais de medição de tensões analisam o comportamento do material antes e depois da aplicação de alguma solicitação, estas não "enxergam" as tensões residuais ali presentes (GONÇALVES, 2006; COFIÑO, 2010; SOUSA, 2012).

Nesta seção serão apresentados os procedimentos mais comuns de medição de tensões residuais. Elas são classificadas em destrutivas, semidestrutivas e não-destrutivas de acordo com a avaria causada no espécime e, em nenhum destes, a tensão residual é medida diretamente. Os valores de tensão são calculados por modelos matemáticos vindos da teoria da elasticidade (GONÇALVES, 2006; RODRIGUES, 2007; SANTOS, 2012; SOUSA, 2012)

As práticas destrutivas são baseadas na remoção do estado de equilíbrio em que as tensões residuais se encontravam, criando um novo estado de tensões através do alívio destas. O alívio é obtido removendo material tensionado do componente através de operações de usinagem. A partir desta remoção, é medida a deformação causada pelo alívio das tensões, geralmente utilizando-se das técnicas de extensometria, como o strain gage. As técnicas destrutivas, como o próprio nome diz, removem material de modo a impossibilitar o uso posterior do espécime. Assim, os valores de deformação são inseridos em modelos matemáticos adotados e, assim, calcula-se a tensão residual. Vale ressaltar que as operações de usinagem adicionam novas tensões residuais, sendo necessário o polimento eletrolítico ou químico para a remoção das tensões adicionadas (GONÇALVES, 2006; RODRIGUES, 2007; COFIÑO, 2010; SOUSA, 2012).

As práticas semi-destrutivas se baseiam no mesmo princípio das destrutivas, sendo que a diferença principal se encontra na quantidade de dano causada no corpo. Neste caso, o dano imposto não compromete a integridade estrutural do componente, nem sua operação normal em serviço. Estas técnicas geralmente envolvem a perfuração de pequenos orifícios, anéis ou recuos (RODRIGUES, 2007; COFIÑO, 2010; SOUSA, 2010).

As práticas não-destrutivas, por sua vez, são capazes de medir as tensões residuais no material sem necessitar de remoção de material. Estas medem as variações em parâmetros físicos (dureza) ou cristalográficos (dimensões na rede cristalina). Quando uma determinada força é aplicada em um corpo, este corpo se distorce e deforma elasticamente e essa distorção resulta numa mudança nas dimensões na rede atômica. Estas variações são medidas pelas técnicas não-destrutivas. Estes

procedimentos atualmente são os mais completos e possibilitam a medida combinada dos três tipos de tensões residuais. Entretanto, não é possível medir cada tipo separadamente (LU, 2002; COFIÑO, 2010; SOUSA, 2012).

Antes da escolha de medir as tensões residuais presentes em um espécime, é importante que o engenheiro ou metalúrgico entenda completamente as razões que levam a necessidade desse tipo de medição. Alguns aspectos mais comuns que são fundamentais para análise das tensões residuais são (RUUD, 2002):

- Falhas causadas por fadiga, corrosão sob tensão, fadiga por corrosão ou fragilização por hidrogênio;
- Avaliação para manutenção contínua de uma peça, i. e., avaliação da vida útil, focado em falhas em serviço;
- Distorção ocorrida durante o processamento de algum componente;
- Distorção de peças durante estocagem ou durante o serviço.

Seguindo estas classificações, existem muitos métodos amplamente utilizados atualmente. A Tabela 3.3 apresenta estes métodos sumarizados:

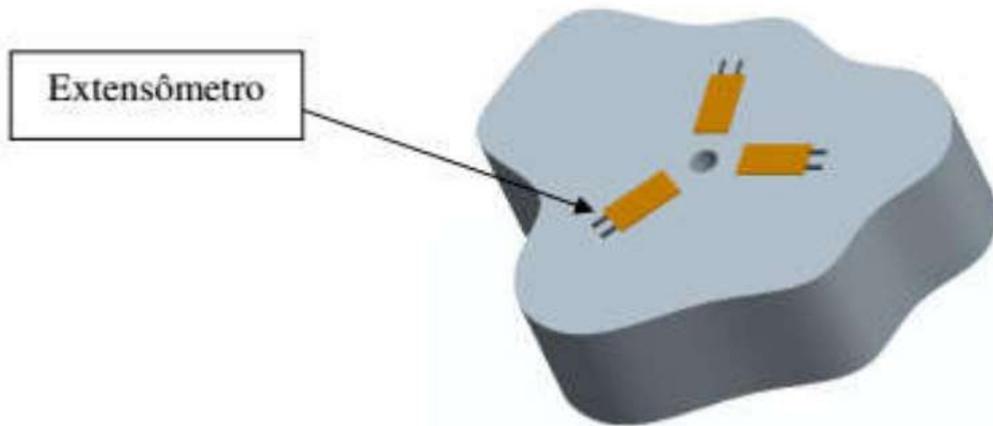
Tabela 3.3: Classificação dos métodos de medição de tensões residuais segundo o nível de dano causado no componente estudado (SOUSA, 2012)

Classificação	Principais Métodos	Comentários
Semi-destrutivos	Método do furo cego	Execução de um furo de 0,8 a 3,2 mm de diâmetro, normalizado pela ASTM-E-837
Destrutivos	Método da deflexão	Retira-se camadas por ataque químico, podendo ou não ser aliada ao método de difração de raios X
	Método do seccionamento	São feitos cortes longitudinais ou transversais ao eixo do componente
Não destrutivos	Método da difração de raios X	Mede a variação das distâncias interatômicas, normalizado pela SAE-J784a
	Método da difração de nêutrons	Semelhante ao RX, com medição em todo o volume da peça
	Método ultrassônico	Mede a variação das ondas ultrassônicas pelo interior do material
	Método magnético	Faz a relação entre propriedades magnéticas, permeabilidade, indução e efeito Barkhausen

3.3.4.1 Método do furo cego

É um dos métodos mecânicos mais empregados na análise das tensões residuais. É uma técnica que é relativamente de fácil execução e possui uma boa razão custo/exatidão, além de possuir procedimentos e análise de resultados normalizados. A prática consiste na usinagem de um pequeno furo circular não passante (cego) no local a ser avaliado, que causará uma deformação nos pontos adjacentes ao furo. Esta deformação, resultado do alívio das tensões residuais pela remoção de material, é medida por três *strain gages* posicionados em forma de roseta. Esta técnica será melhor detalhada adiante (SOARES, 1998; RODRIGUES, 2007; SANTOS, 2012).

Figura 3.20: Posicionamento esquemático dos extensômetros para a técnica do furo cego (BUENOS, 2010)



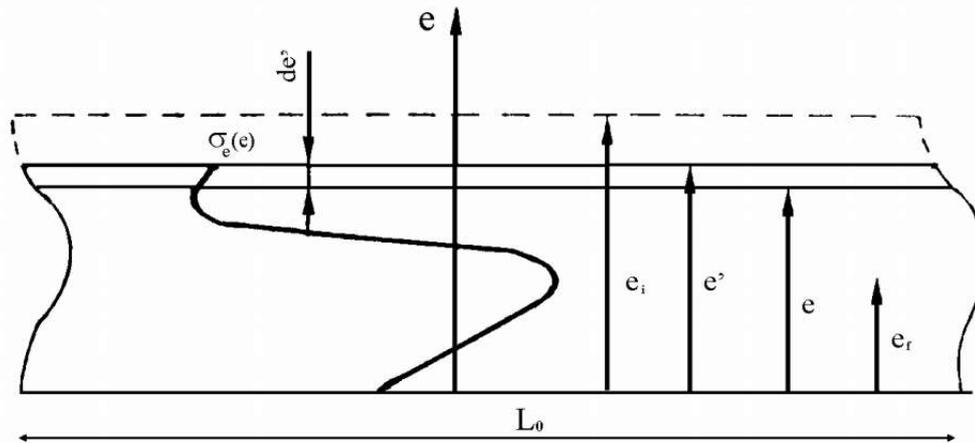
3.3.4.2 Método da deflexão

O método da deflexão ou da remoção de camadas é aplicada em componentes planos. Esta técnica é considerada destrutiva. Este processo consiste na avaliação contínua da variação da tensão após sucessivas remoções de camadas do material de interesse. Com a remoção de uma camada, geralmente através de usinagem química, o elemento estudado procura estabelecer uma nova posição de equilíbrio para compensar a camada removida. Assim, os extensômetros, posicionados na superfície oposta, medem a deflexão do componente (SOARES, 2003; RODRIGUES, 2007; ROSSINI et al., 2012; SANTOS, 2012). O princípio é ilustrado na Figura 3.21.

A equação seguinte relaciona a tensão σ_e que atuava na camada removida, com a variação da deflexão, a partir de uma espessura dada e' . A relação é dada pela equação 3.6 (RODRIGUES, 2007):

$$\sigma_e = \frac{E}{1-\nu} \left[-\frac{4e^2}{3l^2} \frac{df}{de} + 8\frac{e}{l^2} (f_{ei} - f_e) + \frac{8}{3l^3} \int_{ei}^e e' df \right] \quad (3.6)$$

Figura 3.21: Representação esquemática dos parâmetros da técnica de remoção de camadas (SOARES, 2003)



Sendo:

E Módulo de elasticidade do material;

ν Coeficiente de Poisson;

e' Espessura do corpo antes da remoção de uma camada de espessura de ;

e_i Espessura inicial do corpo;

e Espessura final do corpo;

l Comprimento no qual está sendo medida a deflexão;

f Deflexão;

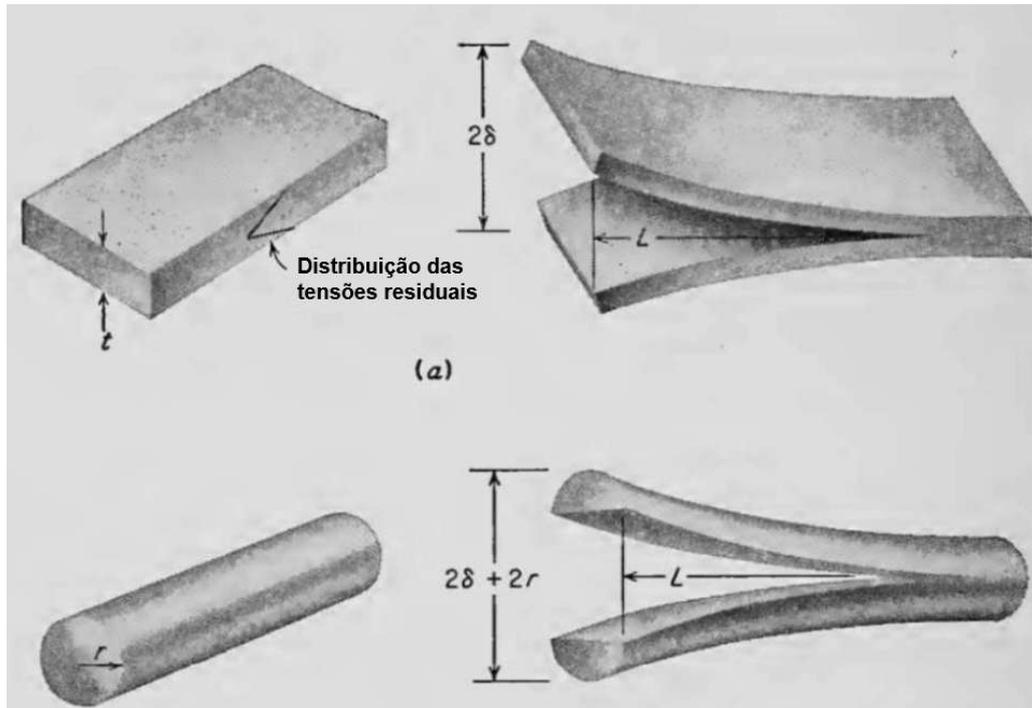
df Variação da deflexão pela retirada de uma camada de espessura de ;

f_{ei}, f_e Deflexões inicial e final, respectivamente.

3.3.4.3 Método do seccionamento

Essa técnica é considerada completamente destrutiva. A prática consiste em criar superfícies livres, aliviando as tensões residuais originais forçando a redistribuição destas, causando deformações e possibilitando sua medição. Este método é utilizado para determinar o estado de tensões residuais tridimensionais em grandes estruturas, como por exemplo, peças soldadas. O método consiste em fazer sucessivos cortes em uma peça previamente instrumentada. Os extensômetros, então, medem a deformação relaxada após o corte (RODRIGUES, 2007; SOUSA, 2010; SANTOS, 2012; ROSSINI et al., 2012). A Figura 3.22 ilustra o conceito.

Figura 3.22: Representação esquemática dos parâmetros do método do seccionamento (DIETER, 1961)



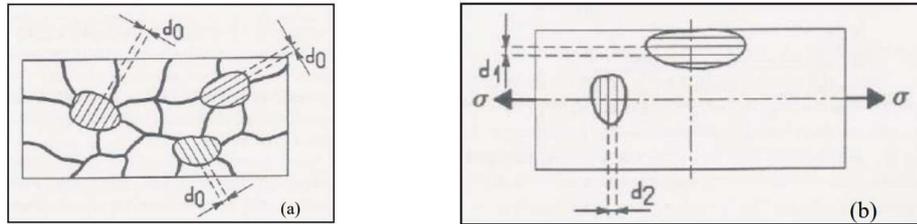
3.3.4.4 Método da difração de raios X

A difração de raios X é um método não-destrutivo de medição de tensão residuais. A técnica se baseia no fato de que o espaçamento interatômico da estrutura cristalina do material é alterado de acordo com o estado de tensões na qual este é submetido. O método é capaz de medir diretamente a distância entre os planos interatômicos. A tensão residual no componente é avaliada comparando o espaçamento inter-atômico do material sem tensões residuais com o espaçamento obtido do material internamente tensionado. Impurezas e vazios presentes na rede cristalina, além do tamanho de grão, são parâmetros que influenciam a precisão e confiabilidade desta técnica. Logo, é de extrema importância que a amostra tenha grãos refinados, comportamento linear elástico, seja homogênea e isentrópica, além de não possuir gradientes de tensão na região avaliada (RUUD, 2002; RODRIGUES, 2007; ROSSINI et al., 2012; SOUSA, 2012). Outra limitação é o custo do equipamento de raios X e a periculosidade atrelada à radiação no processo (RODRIGUES, 2007).

Em um material policristalino, de granulometria fina e isento de tensões, as distâncias entre os planos cristalinos não variam com a orientação destes (Figura 3.23a). Baseado nisso, quando o espécime possui um estado de tensões internas, é possível calcular a deformação elástica dos parâmetros da rede cristalina do material. Caso uma tensão trativa seja aplicada, as distâncias entre os planos perpendiculares a esta aumentarão, enquanto para os planos paralelos, diminuirão (Figura 3.23b). A técnica é aplicada para medir essas diferenças e, assim, calcular o estado de tensões residuais (SOA-

Figura 3.23: Distâncias interplanares sem a presença de tensões e com a presença de tensões (Adaptado de [Norcino \(2013\)](#))

(a) Distâncias interplanares nos diversos grãos isentos de tensões (b) Distâncias interplanares paralelas e perpendiculares à tensão aplicada



[RES, 2003](#)).

O método de difração de raios X é baseado na Lei de Bragg:

$$n\lambda = 2d \sin \theta \quad (3.7)$$

Sendo:

n Número inteiro conhecido como ordem de difração;

λ Comprimento de onda do feixe de raios X incidente;

d Distância interplanar;

θ ângulo de difração do plano.

Segundo [Rodrigues \(2007\)](#), como λ é constante, uma variação no campo de tensões aplicadas na peça, provocará uma variação na distância entre os planos e, conseqüentemente, no ângulo de difração, como demonstrado na Figura 3.24. A deformação no planos cristalinos causada pelo estado de tensões é dada por:

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d_0} = -\cot \theta \cdot \Delta \theta = -\cot \theta \frac{\Delta(2\theta)}{2} \quad (3.8)$$

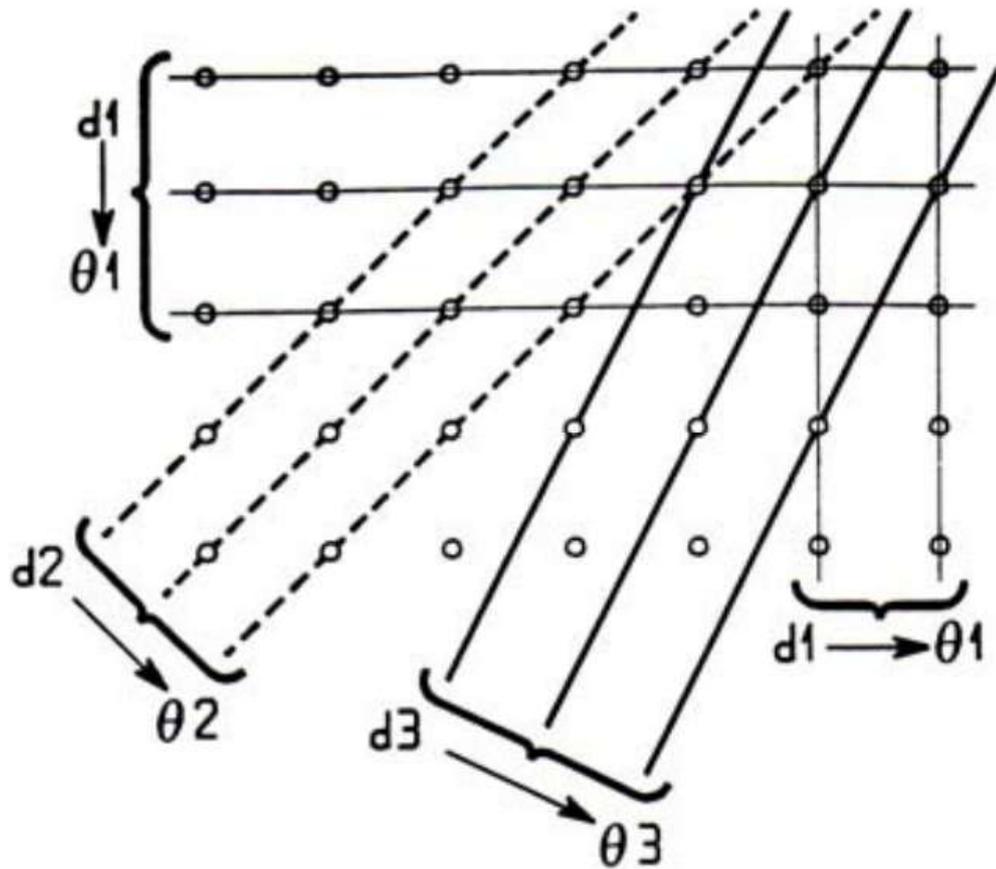
Sendo:

ε deformação na direção perpendicular ao sistema de planos atômicos difratores;

d_0 distância interplanar da rede cristalina sem tensões;

$\Delta \theta$ Variação do ângulo de difração devido à tensão aplicada;

Figura 3.24: Variação das distâncias interplanares no material sob tensão (RODRIGUES, 2007)



A relação tensão-deformação, então, é dada por:

$$\varepsilon_{\phi, \psi} = \left(\frac{1 + \nu}{E} \right) \sigma_{\phi} \sin^2 \psi - \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (3.9)$$

Logo:

$$\sigma_{\phi} = \left(\frac{E}{1 + \nu} \right) \frac{1}{\sin^2 \phi} \left(\frac{d_i - d_n}{d_n} \right) \quad (3.10)$$

Sendo:

$\varepsilon_{\phi, \psi}$ deformação em um ângulo ϕ e ψ ;

ϕ Ângulo do difratômetro ao redor da superfície;

ψ Ângulo entre a normal à superfície e o plano formado pelos feixes incidente e refratado;

ν Coeficiente de Poisson do material;

E Módulo de elasticidade do material;

d_i Distância entre os planos difratores inclinados;

d_n Distância interplanar com o espécime sob tensão;

σ_ϕ Tensão na direção de ϕ ;

$\sigma_{1,2}$ Tensões principais no plano.

3.3.4.5 Método da difração de nêutrons

Este método é semelhante à difração de raios-X e utiliza as medidas do espaçamento interplanar como base para medições de deformação. A penetração dos nêutrons é maior que a dos raios X e, assim sendo, exige um volume maior de material para executar a medição. A desvantagem do método é que este depende de uma medida precisa da distância d_0 (espaçamento interplanar da rede cristalina quando livre de tensões), que é difícil para a maioria das ligas, especialmente aços e ferros fundidos. Outra complicação é que o método requer um reator nuclear, cada medida de deformação requer aproximadamente uma hora e cada determinação de tensão necessita de três medidas de deformação (RUUD, 2002; RODRIGUES, 2007; SANTOS, 2012).

3.3.4.6 Método ultrassônico

A técnica ultrassônica tem como princípio a variação da velocidade da onda sonora, que é aproximadamente linear, em função da aplicação de tensão no material. Os princípios utilizados são os mesmos da detecção de trincas e descontinuidades em um espécime. Existem duas técnicas comumente utilizadas, são elas: a medição direta da velocidade da onda sonora, e a medição através da birrefringência (RUUD, 2002; RODRIGUES, 2007; SANTOS, 2012).

A medição direta da velocidade utiliza a equação 3.11 mostrada abaixo (RODRIGUES, 2007):

$$V = V_o + K\sigma \quad (3.11)$$

Sendo:

V Velocidade de propagação da onda sonora no material sob tensão;

V_o Velocidade de propagação da onda sonora no material não tensionado;

K Constante acustoelástica do material;

σ Tensão atuante.

Já a técnica de birrefringência mede o nível de tensões residuais relacionando por meio da diferença de velocidades de duas ondas ultrassônicas cisalhantes polarizadas ortogonalmente entre si que se propagam pela mesma seção do material estudado (RODRIGUES, 2007; SANTOS, 2012). As equações 3.12 mostram o caso onde as direções dos eixos principais são os mesmos onde a tensão cisalhante é nula (RODRIGUES, 2007):

$$B - B_o = m(\sigma_1 - \sigma_2) \quad (3.12a)$$

$$B = \frac{V_l - V_t}{\frac{V_l - V_t}{2}} = \frac{t_t - t_l}{\frac{t_l + t_t}{2}} \quad (3.12b)$$

Sendo:

B Birrefringência induzida pela microestrutura (textura) e pelo estado de tensões internas;

B_o Birrefringência inicial, induzida somente pelo fator microestrutural (textura) do material;

m Constante acustoelástica do material;

σ_1, σ_2 Tensões principais;

V_l, V_t Velocidades das ondas ultrassônicas cisalhantes longitudinal e transversal do corpo.

Este método é comumente aplicado na determinação das tensões residuais em profundidades de até $5\mu\text{m}$. Se aplicado em conjunto com técnicas de usinagem química, as profundidades analisadas podem chegar em 0,1mm ou mais. A área analisada depende do diâmetro do feixe, que costuma variar entre 1 e 8mm (RODRIGUES, 2007).

3.3.4.7 Método magnético ou de Barkhausen

Este método é aplicável somente a materiais ferromagnéticos. Neste caso, a técnica determina as tensões residuais em uma peça a partir da relação entre deformação elástica e a magnetização. Estes materiais possuem regiões microscópicas com ordenamento de magnetização, estas regiões são chamadas de micro domínios. A variação das tensões mecânicas impostas em um componente resulta em mudanças na orientação preferencial destes domínios, i. e., as microrregiões sofrem rotação ou movimentação ao longo de direções cristalográficas favoráveis. Posicionando uma bobina de indução próxima ao componente, estas alterações geram pulsos elétricos que, quando somados, formam o ruído de Barkhausen. A intensidade deste ruído depende, sobretudo, da variação das tensões no componente (ANDRINO, 2003; SOARES, 2003; BUENOS, 2010)

3.3.4.8 Comparativo entre os métodos

Nesta pequena revisão aqui apresentada, é fácil notar que não há nenhuma técnica que possa ser considerada perfeita para qualquer aplicação. Cada um dos métodos tem suas forças e fraquezas e cabe ao responsável pela avaliação a escolha correta entre todos estes, de acordo com as suas necessidades. A escolha de uma dada técnica pode, por exemplo, ser pautada pelos seguintes fatores:

- Exatidão;
- Complexidade;
- Aplicabilidade no campo;
- Custo;
- Necessidade de mão de obra especializada;
- Repetitividade;
- Tipo de técnica: destrutiva, semidestrutiva ou não-destrutiva;
- Propriedades e características do material, como composição química, isotropia e homogeneidade;
- Existência de gradientes de tensão residual;
- Tipo de tensão a ser avaliada (I, II ou III);
- Geometria do elemento;
- Tempo despendido para análise e conclusões.

As tabelas 3.4 e 3.5 abaixo mostram uma comparação entre os métodos de acordo com os problemas geométricos e os problemas do material a ser analisado e um comparativo geral entre os métodos (SOUSA, 2012):

Tabela 3.4: Limitações de cada método de medição de tensões residuais para diferentes tipos de análise (SOUSA, 2012)

Descrição	Furo Cego	Deflexão	Seccionamento	Difração de Raios X	Difração de Nêutrons	Ultrassom	Magnético
Medidas em camadas (espessuras da camada)	Maior que 50 μm	2 a 3 μm	Maior que 2 mm	Todas as espessuras	Maior que 2 mm	0,1 a 3 mm	0,01 a 1 mm
Medidas em partes com baixo raio de curvatura	Possível, $r > 5$ mm	Possível com método de "Sachs"	Difícil	Possível, $r > 5$ mm	Possível, medidas abaixo da superfície	Difícil, necessidade de sensor especial	Possível, $r > 5$ mm
Medidas de materiais amorfos	Possível	Possível	Possível	Impossível	Impossível	Possível	Possível em fases ferromagnéticas
Análise em material de múltipla fase	Tensão média em todas as fases	Tensão média em todas as fases	Tensão média em todas as fases	Tensão em cada fase se a menor fase exceder uma certa fração de volume	Tensão em cada fase se a menor fase exceder uma certa fração de volume	Tensão média em todas as fases	Tensão média em todas as fases ferromagnéticas
Sensibilidade à deformação e ao encruamento	Baixa	Baixa	Baixa	Alta	Média	Alta	Alta
Problemas para o caso de estrutura e grãos grandes	Não	Não	Não	Sim	Não	Sim	Sim

Tabela 3.5: Comparativo geral entre os métodos de medição de tensões residuais disponíveis

Descrição	Furo Cego	Deflexão	Seccionamento	Difração de Raios X	Difração de Nêutrons	Ultrassom	Magnético
Hipóteses básicas	Tensão biaxial e uniforme na superfície do furo	Tensão biaxial e uniforme de um retângulo de dimensões grandes em relação a espessura	Campo de tensão 3-D	Padrão: material policristalino de grãos finos, isotrópico e homogêneo	Material policristalino, isotrópico e homogêneo	Material policristalino, isotrópico e homogêneo, tensão homogênea no caminho acústico entre o transmissor e receptor	Material ferromagnético
Tipos de tensões residuais analisadas	Macroscópica	Macroscópica	Macroscópica	Macroscópica Microscópica	Macroscópica Microscópica	Macroscópica Microscópica Submicroscópica	Macroscópica Microscópica Submicroscópica
Parâmetros medidos	Deformação ou deslocamento superficial	Deformação ou deflexão	Deformação ou deslocamento superficial	Mudança no espaçamento interplanar do material policristalino	Mudança no espaçamento interplanar do material policristalino	Variação da velocidade da onda ultrassônica	Amplitude de ruído Barkhausen ou permeabilidade magnética
Área de análise mínima (uso padrão)	0,5mm ²	1000mm ² 100mm ²	100mm ²	0,5mm ²	4mm ²	0,1mm ² (método de alta frequência) 30mm ² (método convencional)	1mm ² (método de Barkhausen) 100mm ² (método de permeabilidade magnética)
Profundidade mínima de análise	20 μm	20 μm	1 a 2 mm	Dezenas de micrometros	1 mm	15 μm a 300 μm	100 μm
Custo do equipamento (US\$)	10000 a 50000	1000	15000	100000 a 200000	Alguns milhões	40000 a 200000	10000 a 60000
Incerteza típica	± 20 MPa	± 30 MPa	± 10 MPa	± 20 MPa	± 30 MPa	± 10 a 20 MPa	± 10 a 20 MPa
Profundidade de inspeção	0,02 a 15 mm	0,1 a 3 mm	Todas as profundidades dentro de 1 mm	1 a 50 μm	2 a 50 mm	0,15 a 3 mm	0,1 a 1 mm

4 PRINCÍPIOS TEÓRICOS DO MÉTODO DO FURO CEGO INCREMENTAL

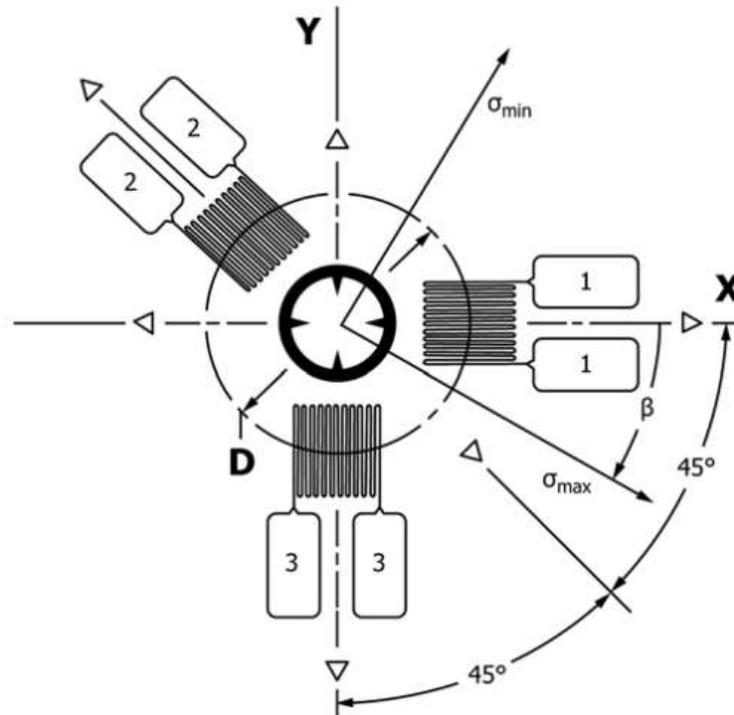
O método do furo cego incremental é um dos mais utilizados procedimentos para a medição de tensões residuais em componentes. A técnica é utilizada em variadas aplicações laboratoriais e industriais e atualmente, o método é considerado uma das melhores maneiras experimentais de se avaliar as tensões internas, pois possui uma relação custo-exatidão aceitável, além de ter suas etapas de medição e tratamento dos dados normalizados. A técnica é capaz de medir as tensões em magnitude, direção e sentido de acordo com a profundidade do espécime. A técnica pode ser classificada como semi-destrutiva. Os danos causados pelo procedimento são mínimos e muito localizados, são geralmente toleráveis ou reparáveis, não comprometendo a funcionalidade do componente ou equipamento submetido ao teste (ASTM E837, 2013; BLÖDORN, 2014; RODRIGUES, 2007; ROSSINI et al., 2012).

Por outro lado, a combinação do método com o uso de *strain gages* gera algumas dificuldades práticas em sua implementação, como a exigência de um operador treinado para a preparação e limpeza da superfície - que deve ser suficientemente lisa e livre de impurezas de qualquer natureza - para a colagem dos extensômetros, e a necessidade de um alinhamento muito preciso entre a guia de furação e o centro da roseta extensométrica (BLÖDORN, 2014).

O princípio da técnica consiste na usinagem de um furo de diâmetro normalizado em uma amostra de interesse. A furação é realizada de forma incremental, atingindo uma profundidade máxima próxima ao seu diâmetro. A remoção do material, ainda que pequena, provoca um rearranjo do campo de tensões existente no material - alívio de tensões - e, conseqüentemente, induz deformações ao redor do furo. Tais deformações são medidas em três direções previamente conhecidas a partir do uso de uma roseta extensométrica, que é uma associação de, comumente, três *strain gages*, e as tensões são calculadas com o uso de coeficientes de calibração que são dependentes do tipo de roseta utilizada, bem como do método de cálculo implementado (PEREIRA, 2016; ROSSINI et al., 2012). A Figura 4.1 mostra a geometria esquemática de uma roseta extensométrica típica.

A geometria do furo cego é considerada complexa de tal modo que não há solução analítica (fechada) formulada diretamente a partir da teoria da elasticidade, exceto pela inserção de coeficientes empíricos na solução. Porém, o método de resolução para o furo cego é baseado na solução para o caso do furo passante (PEREIRA, 2016), que tem como base teórica as equações de Kirsch, formuladas em 1898, para determinar o estado de tensões ao redor de um furo passante realizado em uma placa infinita com estado de tensões definido (CEGLIAS, 2012).

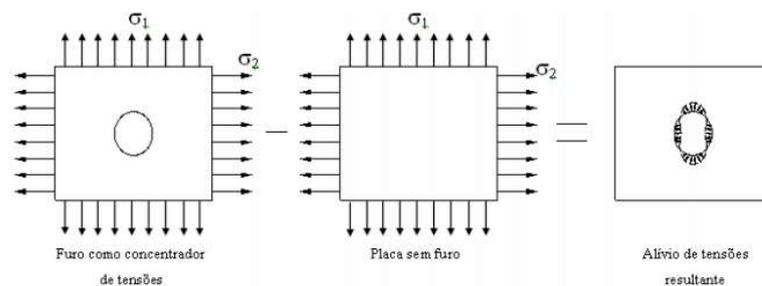
Figura 4.1: Geometria esquemática para uma roseta extensométrica típica com três elementos (ASTM E837, 2013)



4.1 Análise extensométrica para o furo passante

O alívio de tensões (σ') gerado pela usinagem de um furo passante em uma placa arbitrária sujeita a um estado de tensões σ pode ser calculado através da subtração do campo de tensões de uma placa com um concentrador de tensões (σ'') do estado de tensões para uma placa sem furo (σ), conforme mostrado pela Figura 4.2 (SOUSA, 2012).

Figura 4.2: Obtenção do campo de tensões resultantes do alívio provocado pelo furo passante (CEGLIAS, 2012)

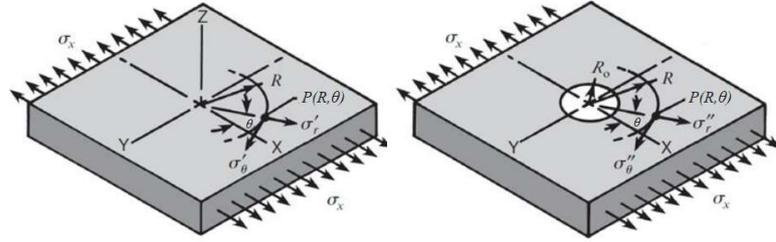


4.1.1 Cálculo das tensões para o furo passante

A determinação do estado de tensões atuantes em planos ortogonais r e θ passando em qualquer ponto $P(r, \theta)$ arbitrário em uma placa sujeita a uma tensão uniforme antes e após a usinagem de um furo passante pode ser dada pelo conjunto de equações 4.1 (CEGLIAS, 2012). A Figura 4.3

mostra o estado de tensões biaxial em uma placa fina antes e após a execução de um furo passante.

Figura 4.3: Estado de tensões $P(r, \theta)$ em uma placa fina antes e após a execução de um furo passante (Adaptado de [Pereira \(2016\)](#)).



$$\sigma_r = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cdot \cos 2\theta \quad (4.1a)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cdot \cos 2\theta \quad (4.1b)$$

$$\tau_{r\theta} = -\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cdot \sin 2\theta \quad (4.1c)$$

As equações de Kirsch para a concentração de tensões em um ponto $P(r, \theta)$ em uma placa infinita carregada biaxialmente, cuja dedução pode ser encontrada em vários livros de Teoria da Elasticidade, são descritas pelas equações 4.2 ([NORCINO, 2013](#)):

$$\sigma_r'' = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(1 - \frac{R^2}{r^2}\right) + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(1 - 4\frac{R^2}{r^2} + 3\frac{R^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \quad (4.2a)$$

$$\sigma_\theta'' = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(1 + \frac{R^2}{r^2}\right) - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(1 + 3\frac{R^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \quad (4.2b)$$

$$\tau_{r\theta}'' = -\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(2\frac{R^2}{r^2} - 3\frac{R^4}{r^4}\right) \sin 2\theta \quad (4.2c)$$

Sabendo, da Figura 4.2, que $\sigma' = \sigma'' - \sigma$, o estado de tensões aliviadas (σ') em um ponto $P(r, \theta)$ arbitrário devido à usinagem de um furo passante em uma placa carregada biaxialmente pode ser descrito pelo conjunto de Equações 4.3 ([RODRIGUES, 2007](#)):

$$\sigma_r' = -\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(\frac{R^2}{r^2}\right) + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(-4\frac{R^2}{r^2} + 3\frac{R^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \quad (4.3a)$$

$$\sigma'_\theta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(\frac{R^2}{r^2} \right) - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(3 \frac{R^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \quad (4.3b)$$

$$\tau'_{r\theta} = -\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(2 \frac{R^2}{r^2} - 3 \frac{R^4}{r^4} \right) \sin 2\theta \quad (4.3c)$$

As deformações na borda do furo são descritas pelas equações constitutivas de Hooke. Neste trabalho, todas as rosetas utilizadas são radiais, logo, esta é a única direção representada (RODRIGUES, 2007):

$$\varepsilon'_r = \frac{1}{E} (\sigma'_r - \nu \sigma'_\theta) \quad (4.4)$$

Inserindo as Equações 4.3 na Equação 4.4, dispensando o uso do índice, têm-se (NORCINO, 2013):

$$\varepsilon_r = (A + B \cos 2\theta) \sigma_1 + (A - B \cos 2\theta) \sigma_2 \quad (4.5)$$

Sendo A e B os coeficientes de alívio, dados pelas Equações 4.6. Observa-se que estes coeficientes são relacionados com as propriedades do material e com a geometria do furo, que se modifica com o alívio das tensões (NORCINO, 2013).

$$A = -\frac{1 - \nu}{2E} \left(\frac{R}{r} \right)^2 \quad (4.6a)$$

$$B = -\frac{1 + \nu}{2E} \left[\frac{4}{1 + \nu} \left(\frac{R}{r} \right)^2 - 3 \left(\frac{R}{r} \right)^4 \right] \quad (4.6b)$$

Rendler e Vigness (1966) propuseram uma configuração de roseta extensométrica que facilita a solução matemática do método. Este modelo de roseta ainda é utilizado atualmente pelos fabricantes deste tipo de sensor. A Figura 4.4 mostra a configuração proposta, cujas dimensões principais podem ser vistas na Tabela 4.1.

Desta forma, as deformações nas direções de cada extensômetro (G1, G2 e G3 na Figura 4.1) podem ser descritas por (RODRIGUES, 2007):

$$\varepsilon_1 = A(\sigma_1 + \sigma_2) + B(\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\theta \quad (4.7a)$$

Figura 4.4: Design de roseta extensométrica proposto por Rendler e Vigness (1966).

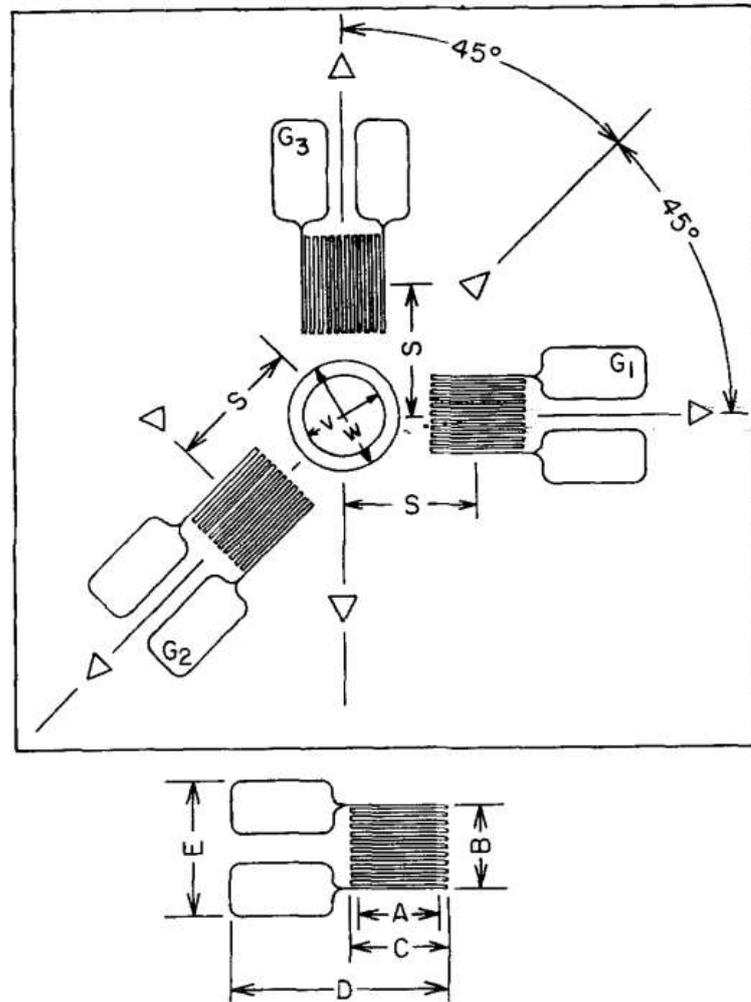


Tabela 4.1: Dimensões para as rosetas propostas por Rendler e Vigness (1966)

Tamanho nominal ou de referência (in)	Dimensões da roseta (in.)							
	A*	B*	C	D	E	S*	V	W
$\frac{1}{16}$	0,062 $\pm 0,001$	0,062 $\pm 0,001$	0,075 $\pm 0,002$	0,165 $\pm 0,016$	0,100 $\pm 0,005$	0,101 $\pm 0,001$	0,060 +0,000 -0,002	0,080 +0,002 +0,002
$\frac{1}{16}$	0,125 $\pm 0,001$	0,125 $\pm 0,001$	0,150 $\pm 0,002$	0,300 $\pm 0,016$	0,200 $\pm 0,005$	0,202 $\pm 0,001$	0,124 +0,000 -0,002	0,164 +0,002 +0,002

*Dimensões críticas

$$\varepsilon_2 = A(\sigma_1 + \sigma_2) + B(\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2(\theta + 45^\circ) \quad (4.7b)$$

$$\varepsilon_3 = A(\sigma_1 + \sigma_2) + B(\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2(\theta + 90^\circ) \quad (4.7c)$$

Resolvendo as Equações 4.7 para σ_1 e σ_2 , obtêm-se:

$$\sigma_1 = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{4A} - \frac{1}{4B} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_1 + \epsilon_3 - 2\epsilon_2)^2} \quad (4.8a)$$

$$\sigma_2 = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{4A} + \frac{1}{4B} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_1 + \epsilon_3 - 2\epsilon_2)^2} \quad (4.8b)$$

As tensões σ_1 e σ_2 são as tensões máxima e mínima na superfície do espécime. A direção da tensão principal máxima (medido no sentido horário a partir do extensômetro G1) é dado pela Equação 4.9:

$$\theta = \arctan \left[\frac{\epsilon_1 + \epsilon_2 - 2\epsilon_3}{2(\epsilon_1 - \epsilon_3)} \right] \quad (4.9)$$

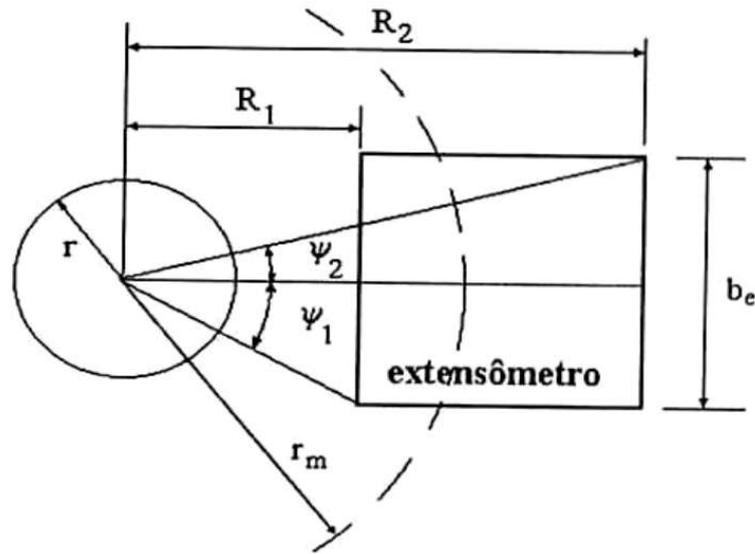
Os coeficientes A e B das equações 4.8 devem ser considerados com bastante cautela. Estes coeficientes como escritos acima somente são válidos quando as condições propostas por Kirsch são respeitadas, i. e, para uma placa fina que pode ser considerada infinita e carregada por um plano de tensões uniforme. Dada a área finita dos extensômetros, esses tendem a medir a média da tensão exercida em sua área. Além disso, como sua área é composta por linhas paralelas, as que não estão posicionadas sobre a linha central não são puramente radiais e, portanto, sofrem ação das tensões radial e tangencial (PEREIRA, 2016). Os coeficientes A e B são válidos para o cálculo de tensões pontuais, o que não é o caso da extensometria. Assim, é necessária uma alteração nestes coeficientes. Schajer (1981) definiu a geometria representada pela Figura 4.5 abaixo e propôs um raio médio r_m para o qual todas as dimensões das rosetas e dos furos seriam adimensionalizadas. Baseado nas denominações da Figura 4.5, os coeficientes \bar{A} e \bar{B} , que consideram a área finita dos extensômetros são dados pelas Equações 4.10, integradas das Equações 4.7 (RODRIGUES, 2007).

$$\bar{A} = \frac{(1 + \nu)r^2}{E(R_2 - R_1)b_e} (\psi_2 - \psi_1) \quad (4.10a)$$

$$\bar{B} = \frac{(1 + \nu)r^2}{E(R_2 - R_1)b_e} \left[\frac{2(1 - \nu)}{1 + \nu} (\psi_2 - \psi_1) + (\sin 2\psi_2 - \sin 2\psi_1) \right] - \frac{1}{8} \left(\frac{r}{R_1} \right)^2 (2 \sin 2\psi_1 + \sin 4\psi_1) + \frac{1}{8} \left(\frac{r}{R_2} \right)^2 (2 \sin 2\psi_2 + \sin 4\psi_2) \quad (4.10b)$$

Rendler e Vigness (1966), através da experimentação, demonstraram que as constantes \bar{A} e \bar{B} poderiam ser aplicadas a qualquer furo, independentemente da sua dimensão, se fossem utilizadas medidas adimensionais, mantendo a similitude. Os autores utilizaram a dimensão do furo como

Figura 4.5: Parâmetros geométricos propostos por Schajer (1981) para cada extensômetro (NORCINO, 2013).



fator para a adimensionalização e calcularam os coeficientes \bar{A} e \bar{B} , os quais foram mostrados em seu estudo. Com o advento da fabricação de rosetas extensométricas com dimensões normalizadas, se tornou mais conveniente adimensionalizar as constantes em relação a algum aspecto da própria roseta. Desta forma, Schajer (1988) propôs o uso do raio médio r_m ¹ (indicado na Figura 4.5) para adimensionalizar os coeficiente \bar{A} e \bar{B} . Desta forma, o autor propôs dois novos coeficientes \bar{a} e \bar{b} , que dependem somente da geometria da roseta e das propriedades do material, e são definidos a seguir:

$$\bar{a} = -\frac{2E\bar{A}}{1+\nu} \quad (4.11a)$$

$$\bar{b} = -2E\bar{B} \quad (4.11b)$$

4.2 Análise extensométrica para o furo cego

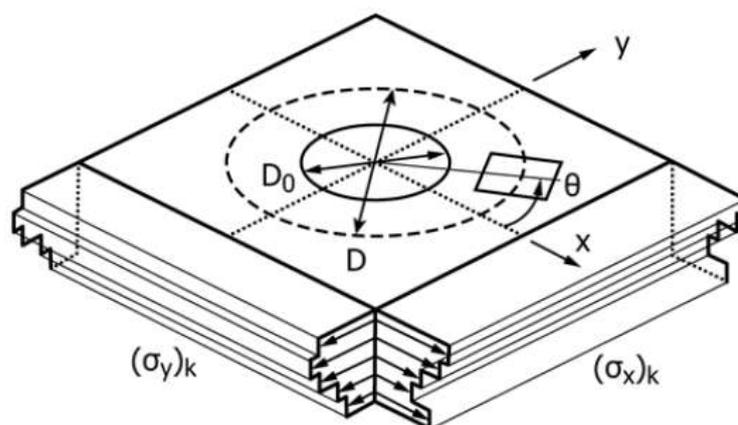
No item anterior, todo o entendimento de como as deformações de alívio oriundas da usinagem de um furo em uma placa fina são relacionadas à intensidade e distribuição das tensões existentes no espécime. Porém, toda a análise foi executada baseada em um furo passante, que é impraticável em grande parte das aplicações práticas do método. Desta forma, um furo cego geralmente é escolhido para as medições. A usinagem de um furo cego gera um relaxamento das tensões complexo, que não é possível de ser solucionado com a teoria da Elasticidade. Foi demonstrado por Rendler e Vigness que a deformação de alívio a partir de um furo cego também varia de forma senoidal ao longo de um

¹ $r_m = 2,57mm$ para rosetas do tipo MM 062-RE e $r_m = 5,15mm$ para rosetas do tipo MM 125-RE

círculo concêntrico ao furo executado. Assim, todo o equacionamento para o furo passante pode ser aplicado ao furo cego, desde que os coeficientes de alívio utilizados sejam adequados (RODRIGUES, 2007).

Para a medição de tensões residuais que variam com a profundidade (tensões não-uniformes), como representado na Figura 4.6, é necessário que a medição das deformações oriundas da usinagem seja feita após cada pequeno incremento de profundidade, este procedimento é chamado de "stress profiling". A solução para o perfil de tensões atuante é um "problema inverso" e é calculado a partir do Método Integral. Basicamente, este método consiste na solução de sistemas de equações lineares que dependem das dimensões do furo (diâmetro e profundidade) (SCHAJER, 2007).

Figura 4.6: Geometria do furo e as tensões residuais não uniformes (ASTM E837, 2013)



O trabalho de Schajer (2007) descreveu o processo de cálculo de tensões que combina o método integral com a regularização de Tikhonov, que é uma técnica numérica de estabilização. Desta forma, a aplicação do método reduz significativamente a sensibilidade do processo em relação aos erros oriundos da leitura das deformações, quando utilizados pequenos avanços no furo cego. Além disso, o estudo traz um método para definir a quantidade de suavização, de modo a atingir o balanço ideal entre redução de ruídos e a distorção da solução encontrada para as tensões. Todo o processo descrito abaixo foi compilado por Schajer (2007) e foi utilizado neste trabalho para levantar os valores das tensões residuais não uniformes presentes nos corpos de prova.

Para facilitar o cálculo das tensões principais, Schajer (2007) introduziu as variáveis p , q e t , que representam combinações das leituras de cada extensômetro. São elas:

$$p = \frac{\varepsilon_3 + \varepsilon_1}{2} \quad (4.12a)$$

$$q = \frac{\varepsilon_3 - \varepsilon_1}{2} \quad (4.12b)$$

$$t = \frac{\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2}{2} \quad (4.12c)$$

E:

$$P = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \quad (4.13a)$$

$$Q = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \quad (4.13b)$$

$$T = \tau_{xy} \quad (4.13c)$$

Onde as componentes P, Q e T são, respectivamente, o campo de tensões biaxiais uniformes, a tensão de escoamento a 45° e o estresse de cisalhamento (ASTM E837, 2013). Para o furo cego incremental, essas quantidades se tornam vetores e, para cada incremento de profundidade, essas são consideradas uniformes. Além disso, as deformações medidas em cada incremento são dependentes de todas as deformações dos passos anteriores, assim, o cálculo das tensões é dado por:

$$p_j = \frac{1 + \nu}{E} \sum_{k=1}^j \bar{a}_{jk} P_k \quad (4.14a)$$

$$q_j = \frac{1}{E} \sum_{k=1}^j \bar{b}_{jk} Q_k \quad (4.14b)$$

$$t_j = \frac{1}{E} \sum_{k=1}^j \bar{b}_{jk} T_k \quad (4.14c)$$

Onde E é o módulo de Young do material avaliado, k é o número do incremento do furo e ν , o coeficiente de Poisson. Na forma matricial, as equações 4.14 podem ser escritas de acordo com as equações 4.15:

$$\bar{a}\mathbf{P} = \frac{E}{1 + \nu} \mathbf{p} \quad (4.15a)$$

$$\bar{b}\mathbf{Q} = E\mathbf{q} \quad (4.15b)$$

$$\bar{\mathbf{b}}\mathbf{T} = E\mathbf{t} \quad (4.15c)$$

Onde $\bar{\mathbf{a}}$ e $\bar{\mathbf{b}}$ são matrizes de coeficientes de calibração. Estas matrizes foram retiradas da norma [ASTM E837 \(2013\)](#) e são mostradas no Apêndice A. Como o furo é realizado com vários incrementos, as matrizes $\bar{\mathbf{a}}$ e $\bar{\mathbf{b}}$ têm um comportamento indesejado típico de problemas inversos, e se tornam muito sensíveis aos erros experimentais na aquisição dos dados, onde pequenos erros de leitura induzem a grandes erros nas tensões calculadas. Uma forma de amenizar este comportamento é utilizando a regularização de Tikhonov. Esta técnica envolve a aplicação de uma função que "penaliza" e suaviza o ruído inerente às medições ([ASTM E837, 2013](#); [SCHAJER, 2007](#)). Desta forma, as equações 4.15 assumem a seguinte forma:

$$(\bar{\mathbf{a}}^T\bar{\mathbf{a}} + \alpha_p\mathbf{c}^T\mathbf{c})\mathbf{P} = \frac{E}{1+\nu}\bar{\mathbf{a}}^T\mathbf{p} \quad (4.16a)$$

$$(\bar{\mathbf{b}}^T\bar{\mathbf{b}} + \alpha_q\mathbf{c}^T\mathbf{c})\mathbf{Q} = E\bar{\mathbf{b}}^T\mathbf{q} \quad (4.16b)$$

$$(\bar{\mathbf{a}}^T\bar{\mathbf{a}} + \alpha_p\mathbf{c}^T\mathbf{c})\mathbf{T} = E\bar{\mathbf{b}}^T\mathbf{t} \quad (4.16c)$$

A matriz é um operador que age sobre a solução da tensão, criando pequenas identificações de diferenças em sua magnitude, inclinação e curvatura. A matriz é da forma:

$$\mathbf{c} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & & & \\ -1 & 2 & -1 & & \\ & -1 & 2 & -1 & \\ & & -1 & 2 & -1 \\ & & & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.17)$$

Neste operador, o número de linhas é igual ao número de incrementos de profundidade. A primeira e última linhas contém zeros, o restante possui os elementos $[-1 \ 2 \ -1]$ ao longo da diagonal principal. Os fatores α_p , α_q e α_t controlam a quantidade de regularização implementada nas equações 4.16. Caso estes coeficientes sejam igualados a zero, as equações 4.16 ficam iguais às equações 4.15. É importante salientar que uma regularização excessiva altera a solução verdadeira e uma regularização insuficiente permite que ruídos excessivos permaneçam nos dados calculados. Parâmetros

otimizados são capazes de conciliar os dois comportamentos, minimizando a distorção da solução e filtrando corretamente os ruídos (SCHAJER, 2007).

Uma regularização otimizada pode ser obtida a partir da análise de como as equações 4.16 afetam as deformações. As tensões calculadas utilizando as equações regularizadas são diferentes das calculadas pelas equações 4.15. Quando se substitui as componentes de tensão P, Q e T calculadas pelas equações 4.16 nas equações 4.16, obtêm-se valores de deformação p, q e t ligeiramente diferentes dos medidos experimentalmente. Essa diferença é chamada de "misfit" e é descrita pela forma abaixo (ASTM E837, 2013; SCHAJER, 2007).

$$p_{misfit} = p - \frac{1 + \nu}{E} \bar{a}P \quad (4.18a)$$

$$q_{misfit} = q - \frac{1}{E} \bar{b}Q \quad (4.18b)$$

$$t_{misfit} = t - \frac{1}{E} \bar{b}T \quad (4.18c)$$

O critério de Morozov pode ser utilizado para a escolha de parâmetros α_p , α_q e α_t ótimos. Este critério pode ser interpretado como a diferença entre os erros de modelagem, que são consequência da utilização da regularização de Tikhonov, e os erros das medições de deformação. O critério de Morozov permite a escolha de parâmetros tais quais os erros de modelagem sejam iguais aos erros das medições. As equações 4.18 mostram os erros de modelagem, que são calculados a partir da raiz do valor quadrático médio (rms, do inglês *root mean square*). (SCHAJER, 2007)

$$p_{rms}^2 = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n (p_{misfit})_j^2 \quad (4.19a)$$

$$q_{rms}^2 = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n (q_{misfit})_j^2 \quad (4.19b)$$

$$t_{rms}^2 = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n (t_{misfit})_j^2 \quad (4.19c)$$

Os erros-padrão das medições de deformação são dados pelas equações 4.20:

$$p_{std}^2 = \sum_{j=1}^{n-3} \left[\frac{(p_j - 3p_{j+1} + 3p_{j+2} - p_{j+3})^2}{20(n-3)} \right] \quad (4.20a)$$

$$q_{std}^2 = \sum_{j=1}^{n-3} \left[\frac{(q_j - 3q_{j+1} + 3q_{j+2} - q_{j+3})^2}{20(n-3)} \right] \quad (4.20b)$$

$$t_{std}^2 = \sum_{j=1}^{n-3} \left[\frac{(t_j - 3t_{j+1} + 3t_{j+2} - t_{j+3})^2}{20(n-3)} \right] \quad (4.20c)$$

Valores dos fatores α_p , α_q e α_t que respeitam o critério de Morozov podem ser calculados segundo o processo iterativo ilustrado abaixo (ASTM E837, 2013). Os valores destes fatores geralmente se encontram no intervalo entre 10^{-6} e 10^6 .

- Estimar os erros-padrão das deformações utilizando as equações 4.20;
- Adotar 10^{-5} como valor inicial para α_p , α_q e α_t ;
- Calcular as tensões regularizadas utilizando as equações 4.16;
- Calcular os vetores *misfit* a partir das equações 4.18;
- Calcular o *rms* dos *misfits* a partir das equações 4.19;
- Se a diferença entre os valores *rms* e padrão for maior do que 5%, calcular novas estimativas para os fatores α_p , α_q e α_t utilizando as equações 4.21:

$$(\alpha_P)_{novo} = \frac{p_{rms}^2}{p_{std}^2} (\alpha_P)_{antigo} \quad (4.21a)$$

$$(\alpha_Q)_{novo} = \frac{q_{rms}^2}{q_{std}^2} (\alpha_Q)_{antigo} \quad (4.21b)$$

$$(\alpha_T)_{novo} = \frac{t_{rms}^2}{t_{std}^2} (\alpha_T)_{antigo} \quad (4.21c)$$

- Repetir os passos 3 a 6 até que a diferença entre os valores *rms* e padrão seja menor do que 5%;
- Calcular as tensões máximas e mínimas segundo a equação 4.22:

$$(\sigma_{mx})_k, (\sigma_{min})_k = P \pm \sqrt{Q_k^2 + T_k^2} \quad (4.22)$$

- Calcular os ângulos principais através da equação 4.23:

$$\beta_k = \tan^{-1} \left(\frac{T_k}{Q_k} \right) \quad (4.23)$$

5 METODOLOGIA EXPERIMENTAL

O objetivo principal deste trabalho é analisar a influência da variação dos parâmetros de torneamento na integridade superficial do aço ABNT 4340 temperado e revenido. Este capítulo discorre sobre as etapas planejadas desde a preparação dos corpos de prova às análises das tensões residuais, discutidas no próximo capítulo. Ainda, versa sobre os materiais, equipamentos e métodos executados para o alcance dos objetivos do trabalho. Todos os procedimentos foram realizados utilizando as instalações dos Laboratórios de Manufatura e Automação (LMAUT), de Metalurgia e Materiais (LMM), de Processamento e Caracterização de Materiais (LPCM) e de Ensaio Destrutivos e não Destrutivos (LEN) da Universidade Federal de Itajubá - UNIFEI.

5.1 Materiais

Para este trabalho, foi utilizado o aço ABNT 4340, adquirido na condição normalizada. Este material foi escolhido dada sua alta relevância para as indústria automotiva, siderúrgica, de mineração e de exploração de petróleo, sendo utilizado para a manufatura de peças de uso geral, que necessitam altas resistência mecânica e dureza. Na Tabela 5.1 é mostrada a composição do aço ABNT 4340.

Tabela 5.1: Composição química (% em peso) do aço ABNT 4340 (GGD Metals)

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo
0,38	0,15	0,60	0,80	1,65	0,20
-	-	-	-	-	-
0,43	0,30	0,80	1,10	2,00	0,30

Para a etapa final de usinagem - torneamento duro, foi utilizada a ferramenta convencional T-Max[®] P, código Sandvik DDJNR 2525M 15, com pastilhas intercambiáveis de metal duro, código Sandvik DNMG-150408-PF CG 4315, exemplificados na Figura 5.1. A Tabela 5.2 lista as dimensões principais do conjunto utilizado.

Tabela 5.2: Dimensões (em mm) Principais do Conjunto Ferramenta Convencional T-Max[®] P DDJNR 2525M 15 e pastilha intercambiável DNMG-150408-PF GC 4315 (autoria própria)

OHX	B	H	LF	WF	HF
39,4	25,0	25,0	150,0	32,0	25,0

Na execução dos furos para o método do furo cego incremental, optou-se por fresas de metal duro, com revestimento de TiSiN, topo reto, com 2 cortes e corte ao centro, com 2,00 mm de diâmetro (Figura 5.2). Para a aferição das deformações residuais, foram utilizadas rosetas extensométricas, modelo PA-06-060RF-120-LL (Figura 5.3), fabricadas pela Excel Sensores[®] e fornecidas já com os terminais soldados e 2 metros de cabeamento próprio para o sensor.

Figura 5.1: Ferramenta Convencional T-Max[®] P DDJNR 2525M 15 e pastilha intercambiável DNMG-150408-PF GC 4315 (Sandvik[®]), 2017

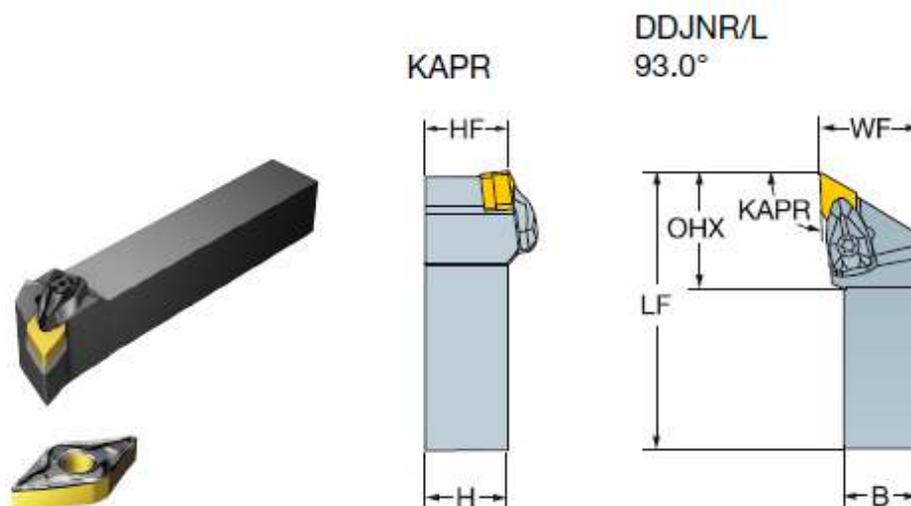
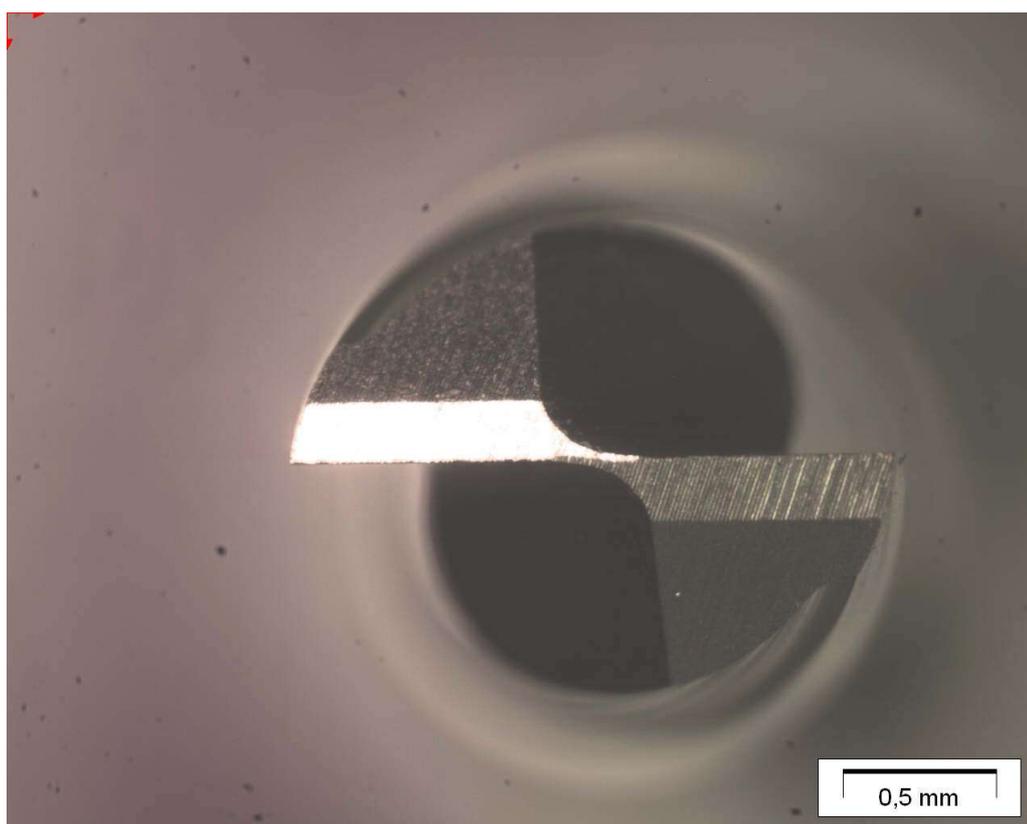


Figura 5.2: Fresa de metal duro (55HRC) com cobertura TiSiN, topo reto, 2 cortes com corte ao centro, 2,00mm de diâmetro (autoria própria)



5.2 Equipamentos

O material recebido foi torneado nas dimensões iniciais utilizando um torno universal do fabricante Nardini[®], modelo Mascote. O tratamento térmico (têmpera e revenimento) foi realizado em um forno do tipo mufla, pertencente à empresa Maxtermo, de Itajubá-MG. As rodadas de torneamento duro foram realizadas em um torno da marca Nardini[®], modelo LOGIC 175, com comando numérico

Figura 5.3: Roseta extensométrica modelo PA-06-060RF-120-LL (adaptado de Excel Sensores)

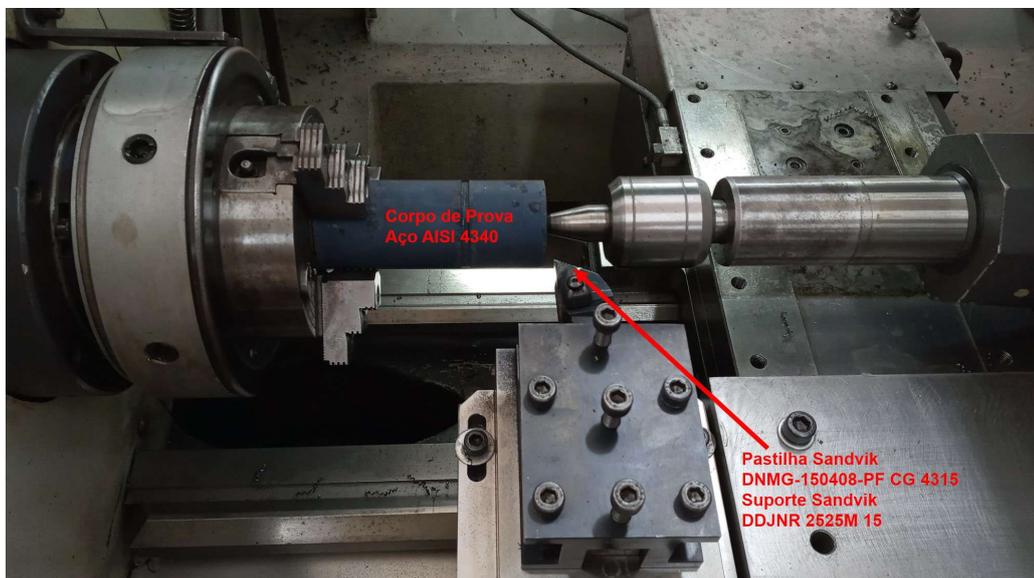


computadorizado (CNC) MCS-RX 505, como mostrado na Figura 5.4. A montagem do experimento, com o posicionamento da torre e amostra é mostrado na Figura 5.5.

Figura 5.4: Torno Nardini®, modelo LOGIC 175 com comando MCS-RX 505 (autoria própria)



Figura 5.5: Setup para o torneamento duro dos corpos de prova (autoria própria)



A rugosidade média (R_a) e a altura total do perfil de rugosidade (R_t) foram aferidas utilizando um Rugosímetro Portátil da marca Mitutoyo[®], modelo Surftest SJ210 com o software Mitutoyo[®] USB Communication Tool v1.008, conforme Figura 5.6. O estado geral das arestas de corte das pastilhas foram avaliadas com o auxílio do Microscópio estereoscópico Olympus[®], modelo SZ61, com câmera digital industrial de 14MP (Figura 5.7).

Figura 5.6: Rugosímetro Portátil Mitutoyo[®], modelo Surftest SJ210 com o software Mitutoyo[®] USB Communication Tool v1.008 (autoria própria)



A montagem do experimento de medição das tensões residuais, através da técnica do furo cego incremental, utilizou o centro de usinagem Fadal Engineering, modelo VMC15, com comando numérico computadorizado (CNC) 88HS, como base para a furação das amostras. O sistema de aquisição de dados Spider8-01/DC, da HBM[®] foi utilizado para processamento e condicionamento dos sinais lidos dos extensômetros. O software CatmanAP, de propriedade da HBM[®] na versão 1.4.2 foi usado para gravação e exportação dos dados brutos de deformação, O conjunto como descrito para a execução deste ensaio é mostrado na Figura 5.8.

Após as medições de tensão residual, as amostras foram seccionadas transversalmente ao eixo cilíndrico da amostra em serra de disco refrigerada à água, lixadas em lixadeira rotativa convencional e polidas em uma politriz convencional. O microscópio Óptico Olympus[®], modelo BX41M-LED foi utilizado para as observações microestruturais. As imagens foram capturadas com o auxílio de uma câmera também Olympus[®] U-TV0.5XC-3 e processadas pelo (Figura 5.9).

Figura 5.7: Microscópio estereoscópico Olympus® SZ61 (autoria própria)



5.3 Métodos

As etapas experimentais realizadas ao longo deste trabalho são mostradas no fluxograma da Figura 5.10. No início, foi realizada a preparação dos corpos de prova, seguida do tratamento térmico de têmpera e revenimento. Na sequência, as *runs* de torneamento duro, planejadas por *DOE* foram executadas. Findadas as usinagens, foram aferidas as medições de rugosidade e das tensões residuais. Por fim, foram retiradas amostras dos corpos de prova para a análise metalográfica da zona afetada pela usinagem dura.

Figura 5.8: Centro de Usinagem Fadal® VMC15 (autoria própria) (a) e Spider8-01/DC da HBM® acoplado ao notebook para aquisição dos sinais de deformação (autoria própria) (b).



Figura 5.9: Microscópio óptico Olympus® BX41M-LED, câmera Olympus® U-TV0.5XC-3 e computador (autoria própria)



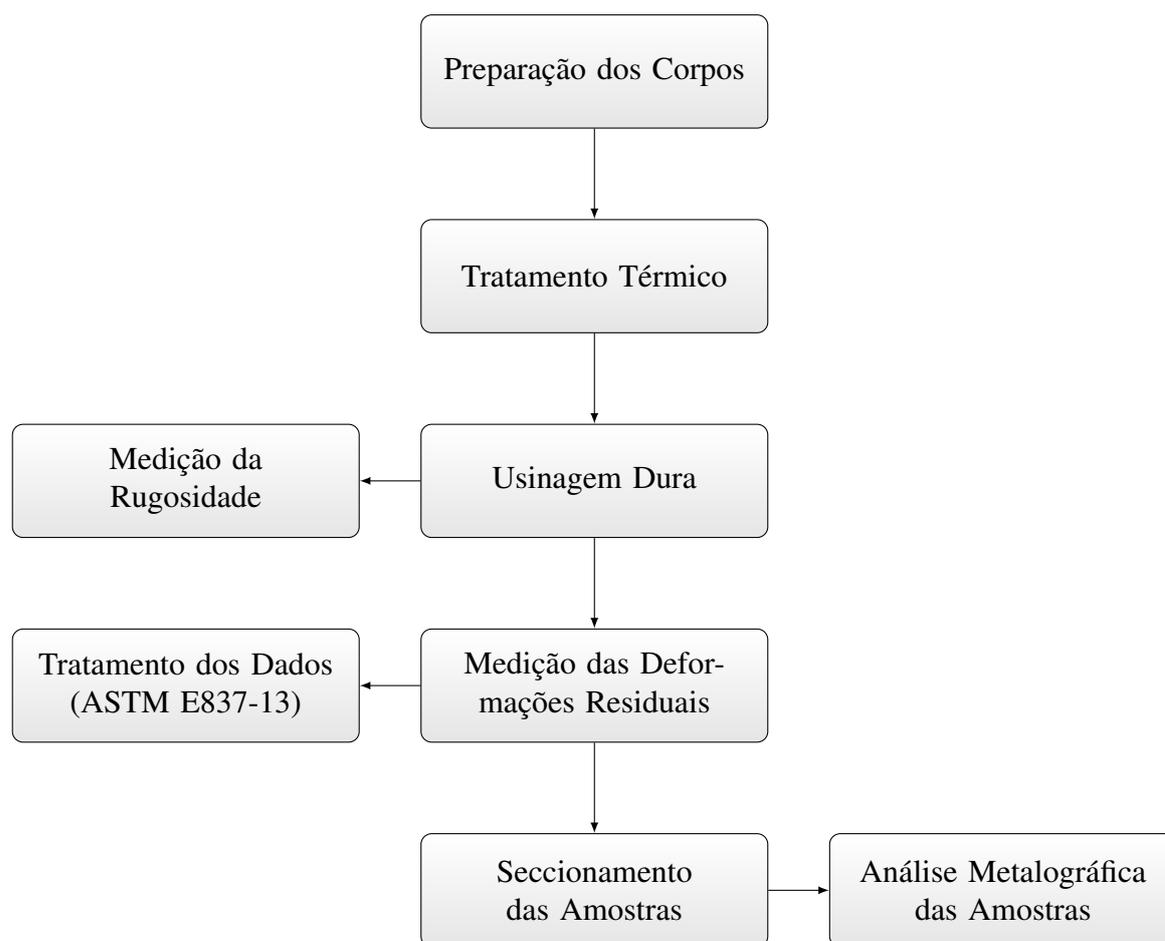
5.3.1 Preparação dos corpos de prova

Os corpos de prova foram fabricados a partir de uma barra laminada com 2" de diâmetro. As amostras foram torneadas nas dimensões evidenciadas na Figura 5.11, que foram baseadas nas limitações dimensionais do torno CNC utilizado nos ensaios finais. Foram fabricados 20 corpos de prova.

5.3.2 Tratamento térmico dos corpos de prova

Após o torneamento, todas as peças foram numeradas de 1 a 20 e foram marcados os lados A e B, sendo o lado A correspondente ao maior espaço entre a extremidade direita e o rebaixo usinado. 3 amostras não foram tratadas para servirem de reserva em caso de problemas com os corpos principais. De 1 a 17, todas foram austenitizadas a 870°C por duas horas, para homogeneização da temperatura

Figura 5.10: Fluxograma das Atividades Realizadas (autoria própria)



e temperadas em óleo com agitação. Na sequência, os revenimentos foram executados conforme a Tabela 5.3 por duas horas, com resfriamento final em ar sem ventilação. Em seguida, todas as amostras tratadas termicamente tiveram suas durezas confirmadas através do ensaio de dureza Rockwell C. As temperaturas de austenitização e revenimento, bem como os tempos de encharque, foram inicialmente baseadas nos dados elaborados pelo fabricante do material (GGD Metals, 2021). Posteriormente, as temperaturas de revenimento foram corrigidas através de testes de dureza executados na empresa Maxtermo[®], responsável pelos tratamentos térmicos.

Tabela 5.3: Numeração dos corpos de prova e sua utilização no trabalho (autoria própria).

Corpos de Prova	Utilização	Temp. Revenimento (°C)	Dureza Esperada (HRC)
1A/1B	Torneamento	500	40
2A/2B	Torneamento	500	40
3A/3B	Torneamento	500	40
4A/4B	Amostra Reserva	500	40

Table 5.3 continuação

Corpos de Prova	Utilização	Temp. Revenimento (°C)	Dureza Esperada (HRc)
5A/5B	Torneamento	380	45
6A/6B	Torneamento	380	45
7A/7B	Torneamento	380	45
8A/8B	Torneamento	380	45
9A/9B	Torneamento	380	45
10A/10B	Torneamento	380	45
11A/11B	Torneamento	380	45
12A/12B	Torneamento	380	45
13A/13B	Amostra Reserva	380	45
14A/14B	Torneamento	200	50
15A/15B	Torneamento	200	50
16A/16B	Torneamento	200	50
17A/17B	Amostra Reserva	200	50

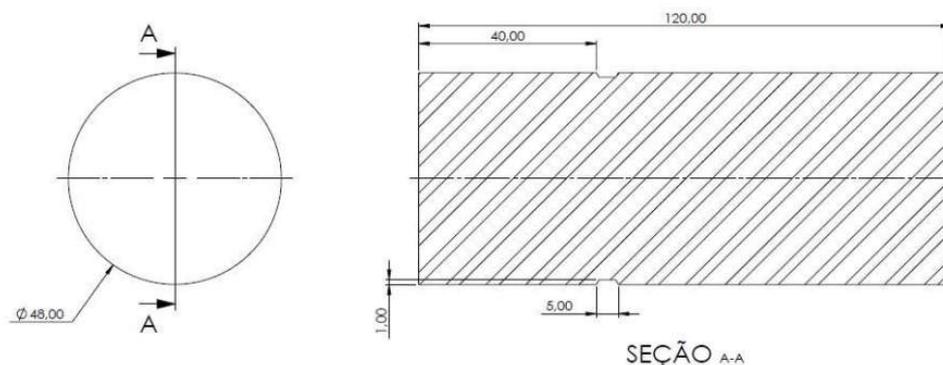
5.3.3 Torneamento duro dos corpos de prova

Na sequência, os corpos de prova selecionados para o torneamento foram separados para as etapas planejadas. A metodologia de superfície de resposta - RSM (do inglês *Response Surface Methodology* - foi escolhida para este trabalho, utilizando um arranjo do tipo *Box-Behnken* - BBD (do inglês *Box-Behnken Design*, com 4 fatores distribuídos em 3 níveis e 3 pontos centrais. As Tabelas 5.4 e 5.5 mostram, respectivamente, a lista dos parâmetros e os níveis utilizados para compor os vértices do arranjo CCD, e a sequência de experimentos gerada pelo *software* Minitab[®] 17, com a respectiva correspondência das amostras.

Tabela 5.4: Lista dos parâmetros e os níveis utilizados para compor os vértices do arranjo BBD (autoria própria).

	-1	0	+1
H (HRc)	40±2	45±2	50±2
V _c (m/min)	120	170	220
f (mm/rev)	0,10	0,45	0,80
a _p (mm)	0,20	0,40	0,60

Figura 5.11: Dimensões do corpo de prova utilizado nos ensaios (autoria própria)



5.3.4 Medição da rugosidade

As amostras foram retiradas para medição da rugosidade com o rugosímetro portátil logo após as rodadas do torneamento, evitando arranhões e oxidação que poderiam comprometer as leituras. Os valores de (R_a) e (R_t) foram lidos em 3 posições diferentes, com separação de 120° entre cada leitura. O valor final utilizado para as análises foi a média aritmética entre os valores.

5.3.5 Medição das tensões residuais

As tensões residuais induzidas pelo processo de torneamento duro foram aferidas pelo método do furo cego incremental, técnica escolhida pela boa precisão dos valores obtidos, além da familiaridade do autor e do corpo de técnicos da UNIFEI com a aplicação dos procedimentos práticos, além do excelente custo benefício para execução. Além disso, a análise e tratamento dos dados de deformação é relativamente simples e de fácil entendimento. Para a obtenção de valores confiáveis, o processo exige a execução de algumas etapas, que consistem em preparar a superfície do corpo de prova onde deseja-se fixar a roseta extensométrica, colagem e proteção do sensor, ligação dos terminais nos ca-

Figura 5.12: Identificação dos corpos de prova. (autoria própria)



nais de leitura do Spider8-01/DC, posicionamento e alinhamento da fresa para a execução do furo, calibração do leitor de microdeformações, execução do furo incremental e, por último, o tratamento dos dados de deformação coletados.

5.3.5.1 Preparação da superfície

É fundamental que durante o processo de medição das tensões, a roseta esteja integralmente e firmemente aderida à superfície para reproduzir corretamente as deformações induzidas nessa superfície. Para tanto, uma boa preparação e limpeza da superfície, de modo que esta fique livre de impurezas como óleo, particulados, entre outros. Esta preparação é dividida em sete etapas, a serem executadas na ordem descrita abaixo. É importante observar que todos os produtos necessários foram fornecidos diretamente pelo fabricante das rosetas extensométricas. [Excel Sensores® \(2021\)](#)

- a. Desengraxamento: É sempre a primeira etapa, onde contaminantes são retirados da superfície de modo a evitar que penetrem na superfície nas etapas seguintes;
- b. Lixamento de remoção: As amostras foram lixadas levemente, para não induzir alterações nos campos de tensões superficiais, com lixas de granulometria 320 e 400 para remover resquícios de oxidações presentes no material;

Tabela 5.5: Distribuição das rodadas do experimento conforme o arranjo BBD (autoria própria).

Ordem do Arranjo	Ordem da Execução	H (HRc)	V_c (m/min)	f (mm/rev)	a_p (mm)	Identif. Amostra
21	1	45	150	0.250	0.100	5A
18	2	50	185	0.100	0.250	14A
1	3	40	150	0.250	0.250	1A
13	4	45	150	0.100	0.250	5B
20	5	50	185	0.400	0.250	14B
5	6	45	185	0.100	0.100	6A
17	7	40	185	0.100	0.250	1B
7	8	45	185	0.100	0.400	6B
10	9	50	185	0.250	0.100	15A
14	10	45	220	0.100	0.250	7A
2	11	50	150	0.250	0.250	15B
4	12	50	220	0.250	0.250	16A
27	13	45	185	0.250	0.250	7B
3	14	40	220	0.250	0.250	2A
11	15	40	185	0.250	0.400	2B
23	16	45	150	0.250	0.400	8A
22	17	45	220	0.250	0.100	8B
12	18	50	185	0.250	0.400	16B
16	19	45	220	0.400	0.250	9A
15	20	45	150	0.400	0.250	9B
6	21	45	185	0.400	0.100	10A
26	22	45	185	0.250	0.250	10B
9	23	40	185	0.250	0.100	3A
8	24	45	185	0.400	0.400	11A
24	25	45	220	0.250	0.400	11B
19	26	40	185	0.400	0.250	3B
25	27	45	185	0.250	0.250	12A

- c. Desengraxamento: Com o uso do removedor fornecido pelo fabricante, serve para remover os resíduos do lixamento anterior;
- d. Lixamento de uniformização: foi utilizada lixa de granulometria 600 para uniformização da superfície de colagem;
- e. Marcação da posição: Com o auxílio de um traçador e paquímetro, foi marcada a posição de colagem afastada a 12mm da face frontal das amostras;
- f. Condicionamento: aplicação do condicionador fornecido pelo fabricante para remover quimicamente possíveis oxidações ainda presentes na superfície. A aplicação e secagem foram feitas com cotonetes, movendo-os do centro para as extremidades da área desejada;
- g. Neutralização: aplicação do neutralizador fornecido pelo fabricante para neutralizar os efeitos do condicionador.

5.3.5.2 Colagem das rosetas extensométricas

A fixação das rosetas seguiu as instruções do fabricante Excel. O primeiro passo consistiu em posicionar o sensor com o auxílio da fita adesiva FK-1, com a parte superior voltada para a face de referência, posição indicada para este modelo de roseta. Em seguida, levantou-se a fita de maneira semelhante ao feito ao virar uma página de livro, mantendo uma das extremidades ainda colada na peça. O fixador KBR-60 foi espalhado sobre a superfície e, com o auxílio de uma película de teflon e de uma almofada de silicone, a roseta foi pressionada contra a superfície pelo tempo de 5 minutos para garantir a cura adequada do fixador. É importante lembrar que a cura completa se dá após 10 horas e, somente após este tempo, os ensaios podem ser realizados. Após a colagem, o terminal de contato foi fixado com adesivo de cianoacrilato, da marca Super Bonder[®]. Os terminais de ligação foram fornecidos pela Excel já soldados às rosetas e aos cabos de conexão ao leitor de microdeformações. Por fim, tanto as rosetas, quanto os fios de cobre e terminais de ligação foram embebidos em resina de silicone para proteção contra os cavacos oriundos da furação [Excel Sensores[®] \(2021\)](#). A Figura 5.13 mostra a roseta extensométrica e o terminal de ligação devidamente fixados e soldados.

Figura 5.13: Roseta extensométrica e terminal de ligação fixados na amostra e protegidos com resina de silicone (autoria própria)



5.3.5.3 Ligação dos terminais aos canais do Spider8-01/DC

Cada um dos três extensômetros presentes na roseta foram ligados em 1/2 ponte de wheatstone. Desta forma, enquanto uma das amostras é ensaiada, a segunda amostra compensa diretamente o efeito da variação da temperatura. É importante, nesta etapa, fazer a ligação dos extensômetros na mesma ordem, para identificar corretamente as microdeformações e garantir a exatidão dos cálculos das tensões.

Figura 5.14: Canais do Spider8-01/DC da HBM®. Fonte: Prümexx



O Spider8-01/DC, da HBM®, possui 8 canais para aquisição de dados, numerados de 0 a 7 (Figura 5.14). Em cada canal, há um terminal de 15 pinos, que pode ser conectado em 1/4 de ponte, 1/2 ponte e ponte inteira. Os *strain gages* 1, 2 e 3, de cada roseta foram ligados aos canais 0, 1 e 2 do aquisitor de sinais. A Figura 5.15 mostra o esquema de ligação para cada canal do Spider, considerando a conexão do tipo 1/2 ponte. As letras A e B são referência às amostras utilizadas para conexão.

5.3.5.4 Posicionamento e alinhamento da fresa para furação

Para a execução satisfatória do furo incremental, é imprescindível o perfeito alinhamento entre a fresa e o centro da roseta. A amostra foi posicionada segundo a Figura 5.16. Para o correto alinhamento, a amostra foi posicionada com auxílio de um esquadro, de forma a garantir que a roseta ficasse totalmente posicionada no sentido do eixo z da máquina.

Figura 5.15: Esquema de ligação para um canal do Spider8-01/DC. Fonte: Adaptado de (HBM, s.d.)

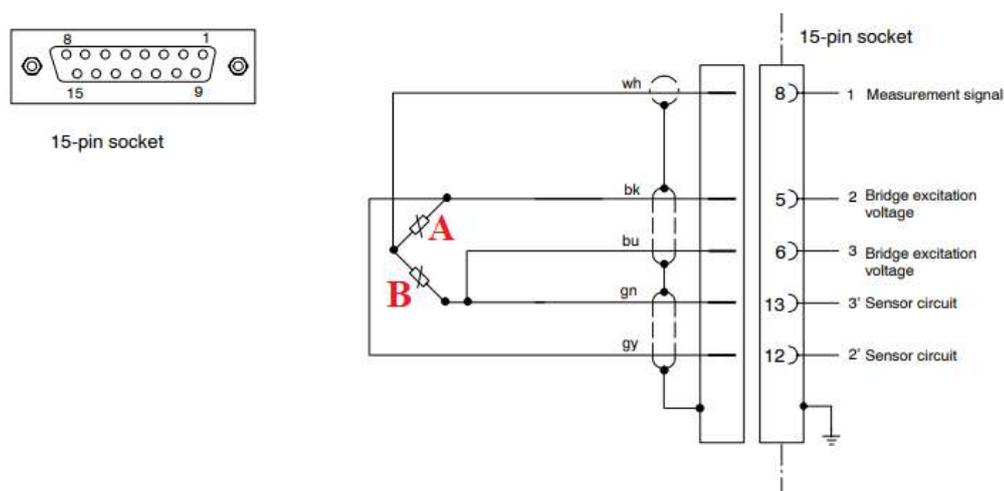
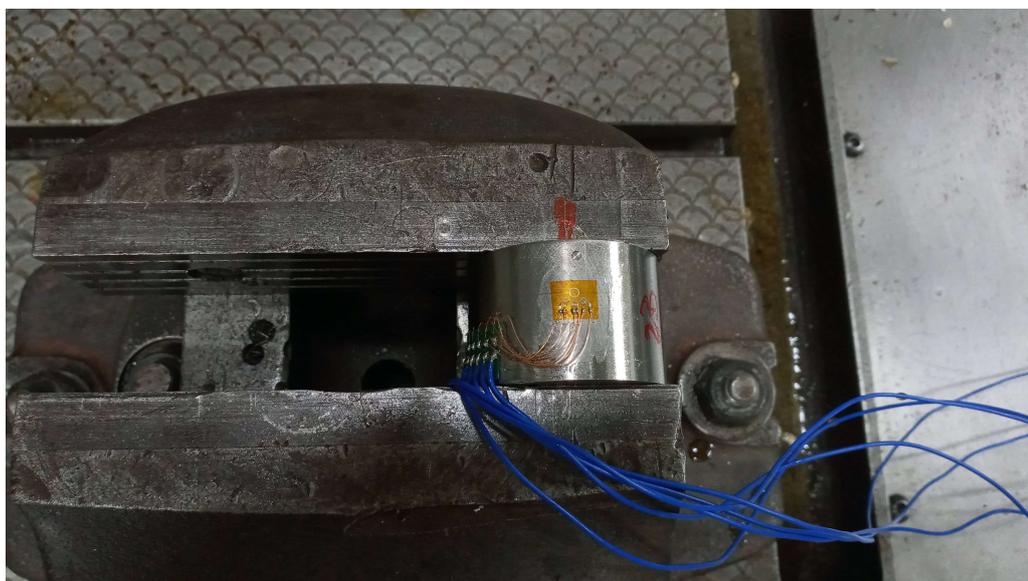


Figura 5.16: Posicionamento da Amostra para a furação (autoria própria)



O alinhamento da fresa foi feito através do comando numérico do centro de usinagem Fadal e consistiu em 3 passos. Primeiro, a fresa toca a lateral direita da amostra (observando a amostra pela vista superior), afastando-se metade do diâmetro somada com a compensação do raio da ferramenta. Logo em seguida, a fresa toca a superfície da amostra em um ponto distante do centro da roseta de forma a garantir a referência de profundidade no eixo z. Por último, a fresa toca a face frontal de referência e se afasta 12 mm no eixo y, coincidindo com o centro da roseta, conforme a colagem. A Figura 5.17 mostra a ferramenta alinhada, aguardando o comando para o início da furação.

5.3.5.5 Calibração do leitor de microdeformações

Como a face em que serão avaliadas as tensões residuais é cilíndrica, a calibração da ponte de wheatstone deve ser realizada após a ferramenta estar cortando o material com toda a extensão

Figura 5.17: Alinhamento entre a ferramenta e a roseta (autoria própria)



de sua aresta de corte, gerando um furo cilíndrico. Para tanto, a máquina foi acionada até que a fresa atingisse a "profundidade zero", referenciada na Seção 5.3.5.4. Nesta posição, as rosetas foram previamente calibradas através do comando *zero balance*, do *software* CatmanAP. Na sequência, a fresa avançou 0.025 mm, para garantir o corte total. Neste ponto, novamente a ponte foi calibrada, repetindo-se o comando no *software*. Após este processo, deu-se o início ao furo incremental. A frequência de captação dos dados dos *strain gages* foi fixada em 25 Hz para todos os ensaios.

5.3.5.6 Execução do furo incremental

De acordo com a [ASTM E837 \(2013\)](#), as tensões residuais na região adjacente ao furo executado são parcialmente aliviadas enquanto o furo é executado. As deformações correspondentes aliviadas são aferidas em uma sequência de passes na profundidade. Para as rosetas do tipo B (Figura 5.18), com diâmetro nominal de 1/16", o furo deve ser executado com avanços de 0,05 mm ([ASTM E837, 2013](#)).

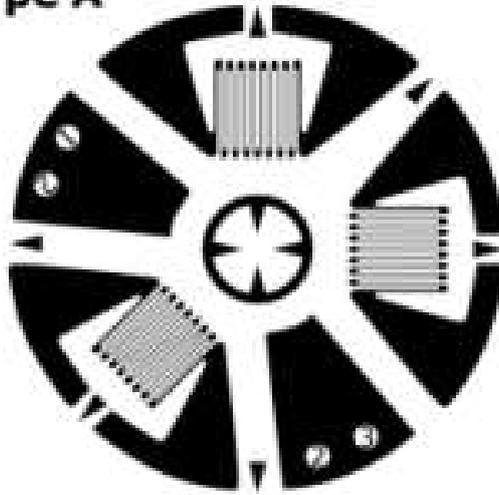
Após cada passe, a rotação da fresa foi desligada e, após 30 segundos de espera para estabilização da temperatura ao redor do furo, as medições foram consideradas. O processo foi repetido até ser atingido o total de 20 passes iguais, totalizando uma profundidade de 1 mm.

5.3.5.7 Tratamento dos dados de deformação coletados

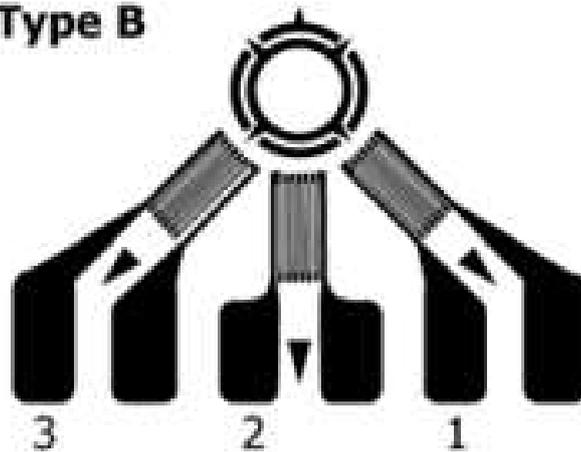
O procedimento elaborado por [Schajer \(2007\)](#) e descrito na Seção 4.2 foi automatizado através do uso do *software* Matlab[®], versão R2018a. A lógica da programação do procedimento é mostrada na Figura 5.19.

Figura 5.18: Tipos de rosetas extensométricas (Adaptado de [ASTM E837 \(2013\)](#))

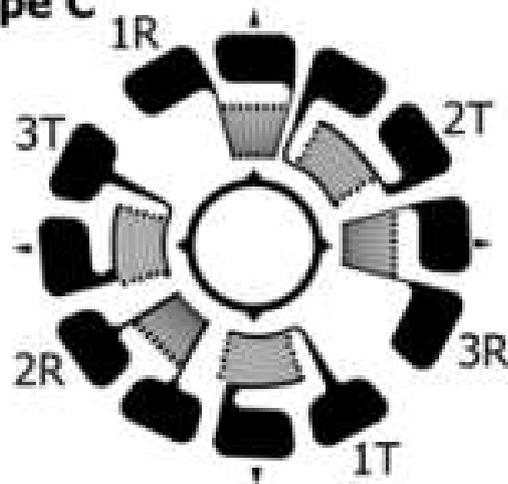
Type A



Type B



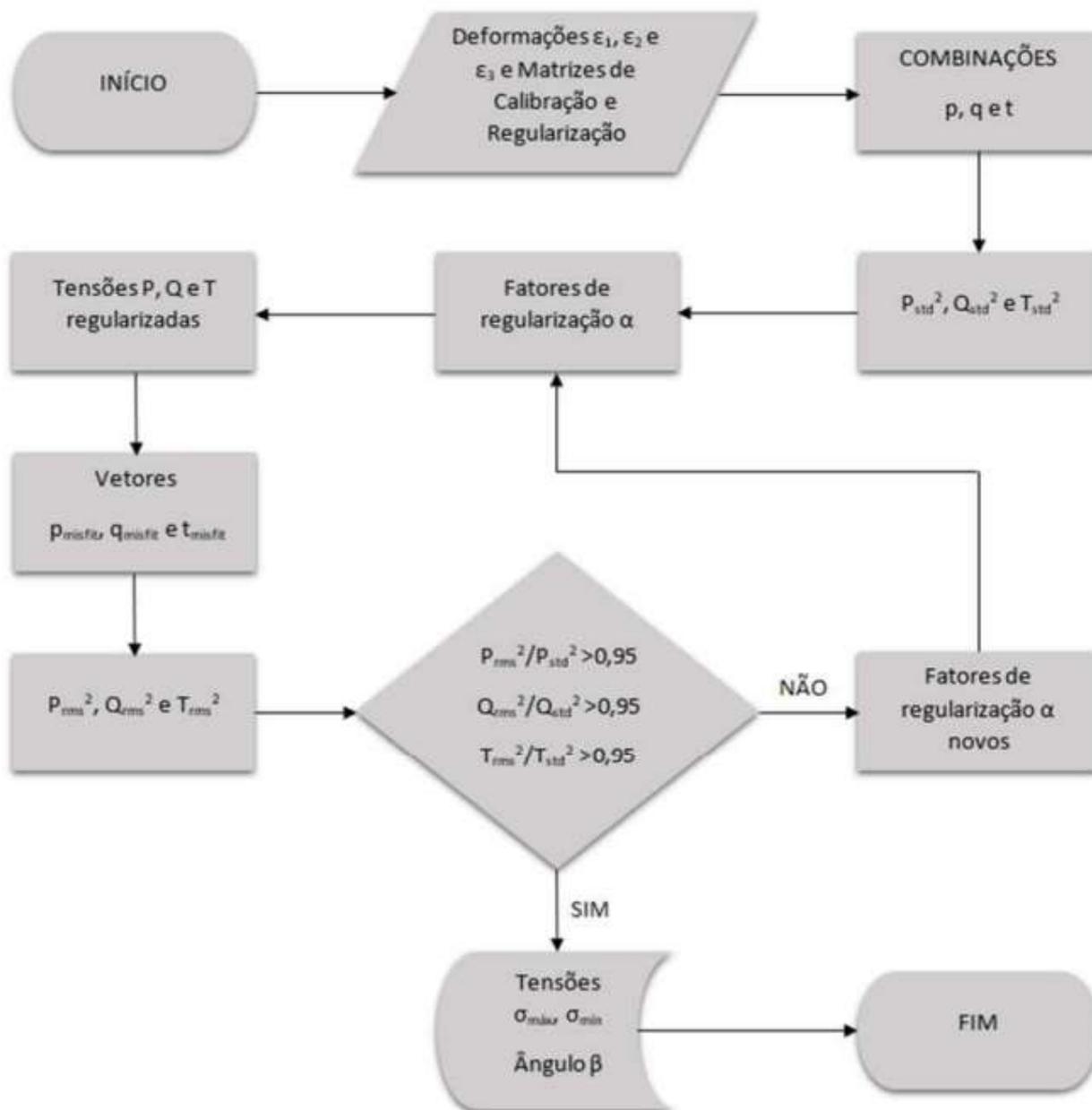
Type C



Da planilha de dados brutos de deformação, gerada pelo *software* CatmanAP, foram identificados os intervalos de repouso entre cada incremento de furação e calculadas as médias para 250

pontos em cada passe. Estas médias representam as deformações ϵ_1 , ϵ_2 e ϵ_3 . Os dados calculados alimentaram uma planilha auxiliar no Excel[®]. Ainda nesta planilha são calculados vetores p, q e t, além dos erros-padrão para cada um deles.

Figura 5.19: Algoritmo de cálculo para tensões não uniformes segundo a ASTM E837 (2013) (SILVA, 2018)



Logo em seguida, já no *software* Matlab[®], a lógica do fluxograma apresentado na Figura 5.19 é executada. O código trata cada amostra separadamente, segundo o método de Schajer (2007). De maneira resumida, o *script* faz a leitura das deformações e seus erros-padrão, além das matrizes de calibração; calcula as componentes P, Q e T, atendendo ao critério de Morozov; não obtendo uma solução, novos coeficientes α_p , α_q e α_t são calculados e todo o roteiro é refeito. Quando o programa

encontra uma solução satisfatória, as tensões calculadas são salvas novamente na planilha auxiliar. No Apêndice C é mostrado o código escrito para a amostra 1A (em todas, o processo é análogo) e, no Apêndice B são apresentadas as tabelas com os cálculos iniciais de *input* do algoritmo citado, bem como a tabela com os dados de *output* e posterior cálculo das tensões nas direções axial e tangencial, respectivamente, nas direções do avanço e velocidade de corte.

5.3.6 Análise Metalográfica

A análise metalográfica da região subsuperficial das amostras é uma forma muito importante de analisar os parâmetros de corte e entender suas influências na microestrutura do material e correlacioná-las com os valores calculados das tensões residuais (PEREIRA, 2016). Para tanto, a preparação das amostras seguiu o procedimento comumente utilizado nesse tipo de análise. Os corpos de prova foram seccionados transversalmente aproximadamente na metade do comprimento usinado, foram submetidas ao lixamento com lixas de granulometria 80, 100, 220, 320, 400, 600 e, por fim, 800. O lixamento foi realizado com a presença de água e, a cada mudança de granulometria, as amostras eram giradas em 90°, para facilitar a visualização da orientação dos riscos de cada etapa.

Na sequência, as amostras foram polidas com alumina em suspensão de granulometria 0,3 μm , tiveram o polimento avaliado em relação à presença de riscos, trincas, inclusões, porosidades ou distribuição de grafita (PEREIRA, 2016). Atingindo um nível de polimento satisfatório, as amostras foram atacadas com o reagente Nital a 4%, entre 8 e 10 segundos. Em seguida, as faces foram embebidas em álcool e secadas com o auxílio de um jato de ar quente.

6 RESULTADOS

Neste capítulo serão apresentados os resultados obtidos em todas as etapas experimentais realizadas neste trabalho, compreendendo a medição da rugosidade, do desgaste das pastilhas de corte, das tensões residuais e, análise metalográfica da região superficial e subsuperficial, além dos modelos de regressão obtidos e a estimativa das condições ótimas de usinagem.

6.1 Medição da rugosidade

A rugosidade das superfícies torneadas foi avaliada através do desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a) e da altura total do perfil (R_t). A Tabela 6.1 mostra os valores de rugosidade medidos em 3 pontos para cada amostra (garantindo uma medição confiável da rugosidade em todo o perfil usinado), bem como as médias aritméticas dos valores, que foram utilizadas nas análises posteriores.

Tabela 6.1: Valores obtidos para as rugosidades $R_{\{a\}}$ e $R_{\{t\}}$ (autoria própria)

Amostra No.	H (HRc)	V_c (m/min)	f (mm/rev)	a_p (mm)	R_a			R_a Média	R_t			R_t Média
					Medida 1	Medida 2	Medida 3		Medida 1	Medida 2	Medida 3	
1A	40	150	0.25	0.25	1.991	2.035	2.208	2.078	9.424	10.233	10.105	9.963
15B	50	150	0.25	0.25	2.546	2.539	2.472	2.519	10.929	10.724	10.420	10.792
2A	40	220	0.25	0.25	2.267	2.190	2.213	2.223	9.396	9.320	9.424	9.345
16A	50	220	0.25	0.25	2.244	2.411	2.493	2.383	9.993	10.278	10.835	10.183
6A	45	185	0.10	0.10	0.446	0.460	0.419	0.442	3.233	3.141	3.462	3.172
10A	45	185	0.40	0.10	5.812	5.866	6.165	5.948	24.330	24.948	25.653	24.742
6B	45	185	0.10	0.40	0.413	0.394	0.402	0.403	2.425	2.676	2.624	2.592
11A	45	185	0.40	0.40	6.631	6.211	6.314	6.385	26.573	25.327	25.921	25.742
3A	40	185	0.25	0.10	1.969	2.068	2.273	2.103	9.810	9.590	10.088	9.663
15A	50	185	0.25	0.10	2.159	2.018	2.093	2.090	9.814	8.918	9.189	9.217
2B	40	185	0.25	0.40	2.388	2.453	2.467	2.436	9.782	10.332	10.161	10.149
16B	50	185	0.25	0.40	2.223	2.175	2.236	2.211	10.122	10.057	9.778	10.079
5B	45	150	0.10	0.25	0.449	0.452	0.449	0.450	3.195	3.339	3.127	3.291
7A	45	220	0.10	0.25	0.449	0.429	0.442	0.440	2.851	2.982	2.272	2.938
9B	45	150	0.40	0.25	5.462	5.269	5.511	5.414	23.534	23.249	23.854	23.344
9A	45	220	0.40	0.25	6.537	6.400	6.252	6.396	26.507	25.811	26.077	26.043
1B	40	185	0.10	0.25	0.684	0.682	0.699	0.688	3.860	3.716	4.004	3.764
14A	50	185	0.10	0.25	0.360	0.346	0.369	0.358	2.497	2.576	2.916	2.550
3B	40	185	0.40	0.25	5.689	5.648	5.615	5.651	24.901	24.332	24.199	24.522
14B	50	185	0.40	0.25	5.614	5.527	5.475	5.539	23.410	23.137	23.259	23.228
5A	45	150	0.25	0.10	2.357	2.182	2.043	2.194	10.699	10.334	9.512	10.456
8B	45	220	0.25	0.10	2.191	2.169	2.115	2.158	9.557	9.755	9.432	9.689
8A	45	150	0.25	0.40	2.210	2.249	2.189	2.216	9.710	9.916	9.661	9.847
11B	45	220	0.25	0.40	2.444	2.374	2.407	2.408	10.873	10.458	10.898	10.596
12A	45	185	0.25	0.25	2.213	2.239	2.289	2.247	9.705	9.694	9.713	9.698
10B	45	185	0.25	0.25	2.348	2.320	2.330	2.333	10.470	11.024	10.357	10.839
7B	45	185	0.25	0.25	2.275	2.260	2.275	2.270	9.577	9.637	9.504	9.617

Em todo projeto experimental, o primeiro passo da análise é avaliar a variância dos dados. Essa análise é comumente chamada de ANOVA (do inglês *analysis of variance*). O ponto principal da análise de variância é permitir distinguir quais parâmetros (e as interações entre eles) são estatisticamente significativos e quais não o são.

De acordo com [Montgomery \(2012\)](#), uma maneira de relatar os resultados de uma dada hipótese é avaliar se a hipótese nula, ou seja, não existe relação entre os parâmetros analisados e a resposta) é verdadeira ou falsa, baseada em uma determinada probabilidade. Formalmente, essa porcentagem é denominada *P-value* e significa o menor nível de significância que leva à rejeição da hipótese nula e a consequente aceitação da hipótese alternativa, i.e, de que há relação entre as variáveis e a resposta. Usualmente, é utilizado $P = 0,05$ como intervalo para determinar a significância de dado parâmetro, ou seja, um *P-Value* maior do que 0,05 indica que a variável não é estatisticamente significativa.

6.1.1 Altura média do perfil avaliado (R_a)

A ANOVA para a altura média do perfil (R_a) pode ser vista na Tabela 6.2. Observando a tabela, nota-se que somente o avanço (f) e sua variação quadrática (f_2), além da interação $V_c \times f$ tem significância na altura média do perfil (R_a). O avanço (f) é o parâmetro que mais contribuiu (92,80%) para a variação da rugosidade média. Este resultado era esperado, dados as influências encontradas por outros autores. [Diniz, Marcondes e Coppini \(1999\)](#) afirmam que os fatores principais na variação de R_a são o avanço e o raio de ponta da ferramenta (que foi mantido constante neste trabalho). Através do estudo do torneamento do aço ABNT 4340 com pastilhas de metal duro revestidas, o autor observa que a velocidade e o avanço de corte não influenciam o comportamento da rugosidade.

Além deles, [Suresh, Basavarajappa e Samuel \(2012\)](#) também encontraram resultado semelhante. Neste caso, o avanço foi responsável por contribuir com 83,79%, seguido das velocidade e profundidade de corte, com 10,08% e 3,22%, respectivamente. Ao contrário de [Suresh, Basavarajappa e Samuel \(2012\)](#), este estudo não encontrou significância estatística para a velocidade e a profundidade de corte. Este resultado pode ser justificado, pois as condições de usinagem foram relativamente brandas, já que estavam limitadas à relativa falta de rigidez e potência do torno utilizado nos experimentos.

Figura 6.1: Efeitos principais para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).

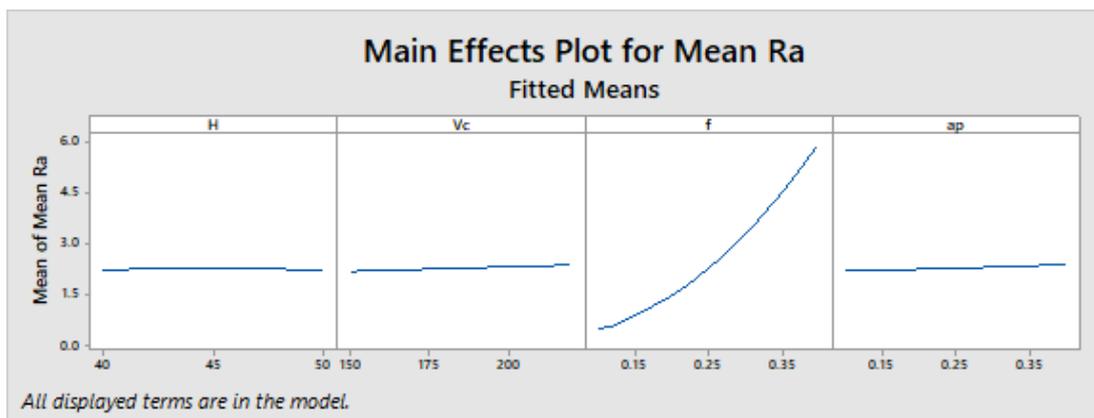


Tabela 6.2: Tabela ANOVA para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).

Source	DF	Seq SS	Contribution	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	14	94.5313	99.35%	94.5313	6.7522	131.89	0.000
Linear	4	88.5130	93.03%	88.5130	22.1283	432.23	0.000
H	1	0.0005	0.00%	0.0005	0.0005	0.01	0.921
Vc	1	0.1079	0.11%	0.1079	0.1079	2.11	0.172
f	1	88.2991	92.80%	88.2991	88.2991	1724.73	0.000
ap	1	0.1055	0.11%	0.1055	0.1055	2.06	0.177
Square	4	5.6595	5.95%	5.6595	1.4149	27.64	0.000
H*H	1	0.4403	0.46%	0.0266	0.0266	0.52	0.485
Vc*Vc	1	0.3310	0.35%	0.0001	0.0001	0.00	0.964
f*f	1	4.8863	5.14%	4.4040	4.4040	86.02	0.000
ap*ap	1	0.0019	0.00%	0.0019	0.0019	0.04	0.851
2-Way Interaction	6	0.3588	0.38%	0.3588	0.0598	1.17	0.384
H*Vc	1	0.0198	0.02%	0.0198	0.0198	0.39	0.545
H*f	1	0.0119	0.01%	0.0119	0.0119	0.23	0.639
H*ap	1	0.0112	0.01%	0.0112	0.0112	0.22	0.649
Vc*f	1	0.2462	0.26%	0.2462	0.2462	4.81	0.049
Vc*ap	1	0.0130	0.01%	0.0130	0.0130	0.25	0.623
f*ap	1	0.0567	0.06%	0.0567	0.0567	1.11	0.313
Error	12	0.6144	0.65%	0.6144	0.0512		
Lack-of-Fit	10	0.6104	0.64%	0.6104	0.0610	31.05	0.032
Pure Error	2	0.0039	0.00%	0.0039	0.0020		
Total	26	95.1456	100.00%				

Model Summary				
S	R-sq	R-sq(adj)	PRESS	R-sq(pred)
0.226265	99.35%	98.60%	3.52486	96.30%

A importância estatística de cada parâmetro pode ser ilustrada a partir dos gráficos dos efeitos principais (Figura 6.1) e dos efeitos das interações (Figura 6.2). Na primeira imagem, nota-se que apenas o avanço causa uma alteração significativa nos valores de R_a . Neste caso, um aumento em f , gera um aumento correspondente na magnitude da rugosidade. Também percebe-se que V_c e a_p possuem influência mínima na variação da resposta, enquanto que a dureza do material não faz diferença no resultado. Já na Figura 6.2, o foco da análise é observar linhas com variações diferentes (ou não-paralelas entre si). Neste caso, somente as interações V_cxf e a_pxf apresentam uma levíssima diferença, indicando uma significância mínima na rugosidade média.

As Figuras 6.3 e 6.4 mostram o comportamento da rugosidade média em função dos vários níveis dos parâmetros. A construção destes gráficos foi feita combinando dois dos parâmetros analisados (H, f, V_c, a_p) aos pares nos eixos X e Y, mantendo os outros dois em seus níveis médios (45HRC, 0,25mm, 185m/min e 0,25mm, respectivamente). A legenda *Hold Values* mostra esses valores médios dos parâmetros quando não estão representados nos eixos em cada gráfico das Figuras.

Observando ambas as figuras, conclui-se claramente que os fatores a_p , H e V_c pouco ou nada influem na rugosidade média. Essa conclusão é percebida ao observar os gráficos onde esses fatores

Figura 6.2: Efeitos das interações para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).

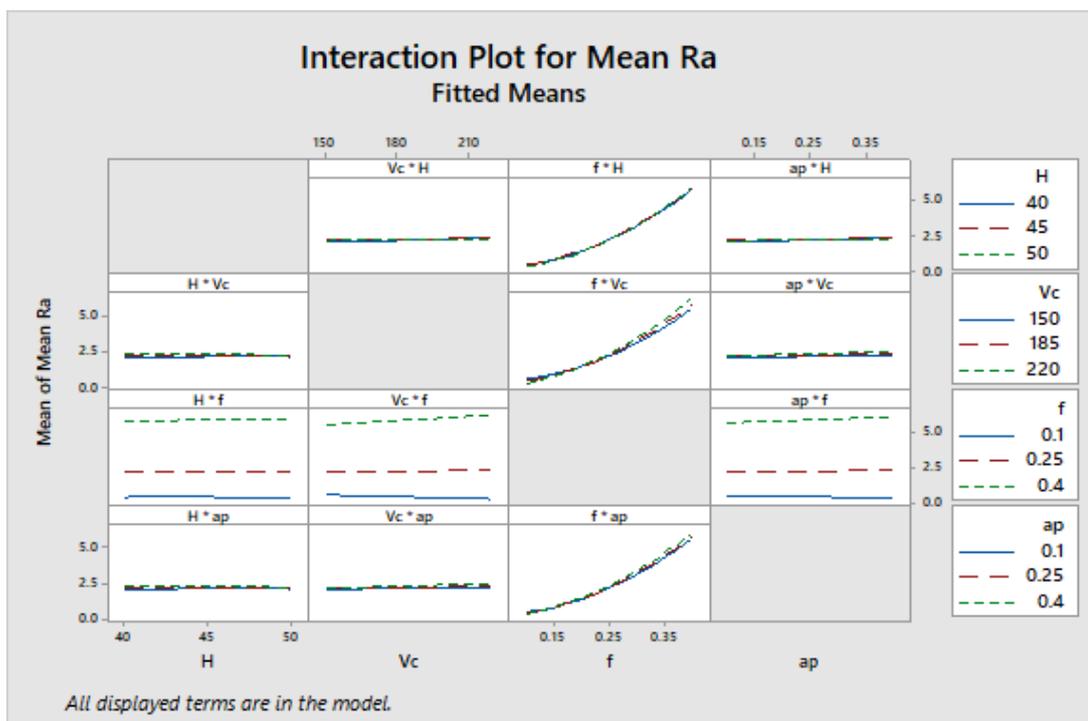
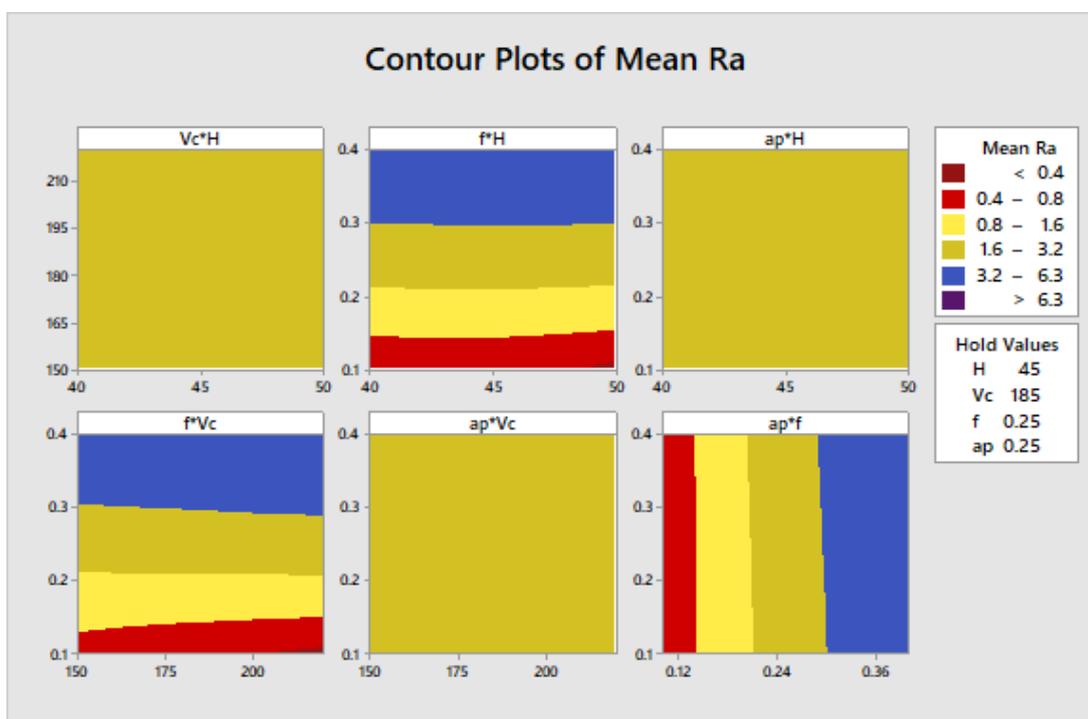


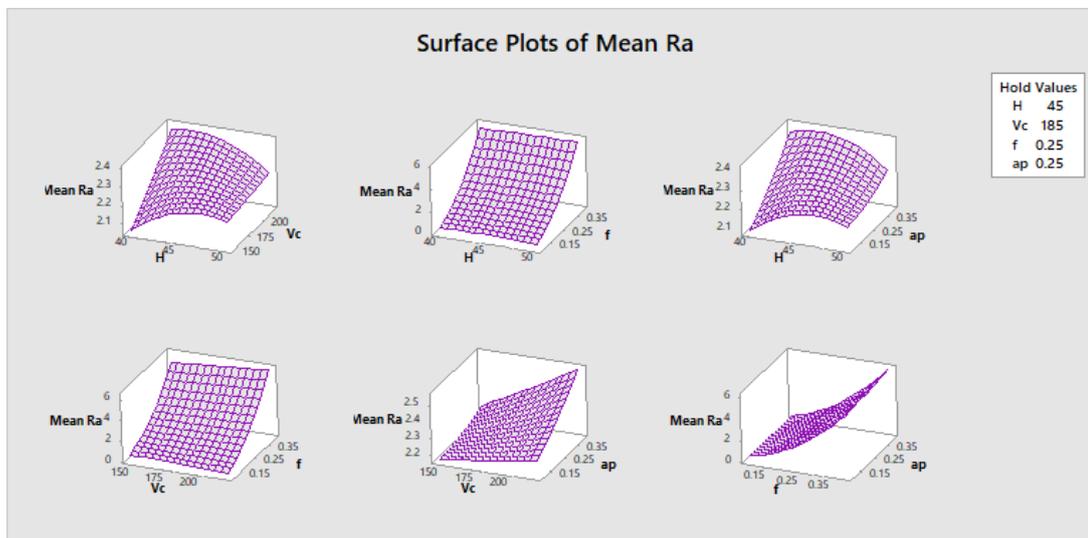
Figura 6.3: Gráficos de contorno para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).



estão combinados entre si. Nelas, a variação da rugosidade é mínima, permanecendo na região entre 1.6 e 3.2 μm . Observando os outros três gráficos na Figura 6.3, nota-se que a rugosidade cresce conforme aumenta o avanço. Também vê-se que a rugosidade média atinge valores mínimos dentro da faixa entre 0,4 e 0,8 μm , que são comparáveis aos níveis obtidos em boa parte dos processos de

retificação, o que é excelente, visto que a operação de retificação é geralmente mais lenta e menos versátil.

Figura 6.4: Gráficos de superfície para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).

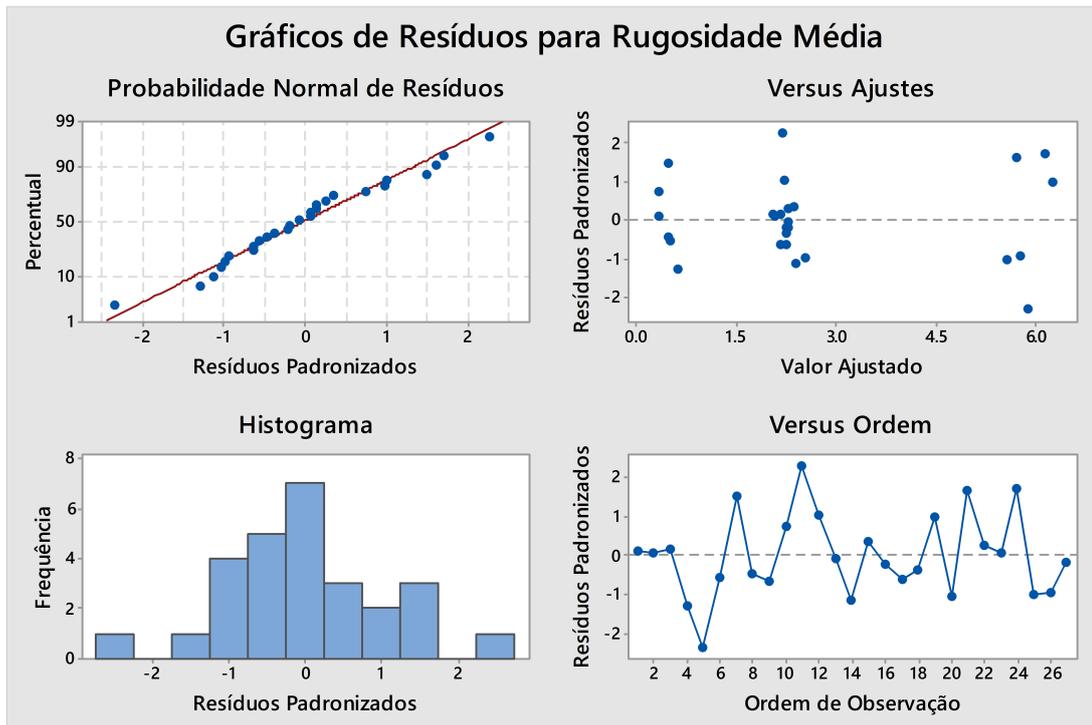


Ademais, pela Tabela 6.2 pode-se concluir que o modelo calculado tem uma excelente aproximação. O valor de $R_{adj}^2 = 98,60\%$ indica que o modelo de aproximação obtido é preciso e pode ser utilizado para "prever" a rugosidade em uma dada condição de usinagem. Este comportamento é confirmado ao observar a Figura 6.5. Nela, pode-se observar no histograma e no gráfico normal de probabilidade que a distribuição das leituras é normal, sem pontos *outliers* e, além disso, os resíduos são aleatórios, sem nenhum padrão observável tanto quando comparados aos valores ajustados como quando comparados com a ordem das observações. A falta de um padrão indica que não há vieses na execução do ensaio.

Tabela 6.3: Coeficientes de regressão para a altura média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria)

Term	Effect	Coef	SE Coef	95% CI	T-Value	P-Value	VIF
Constant		2.283	0.131	(1.999, 2.568)	17.48	0.000	
H	-0.0133	-0.0066	0.0653	(-0.1490, 0.1357)	-0.10	0.921	1.00
Vc	0.1897	0.0948	0.0653	(-0.0475, 0.2371)	1.45	0.172	1.00
f	5.4252	2.7126	0.0653	(2.5703, 2.8549)	41.53	0.000	1.00
ap	0.1875	0.0938	0.0653	(-0.0486, 0.2361)	1.44	0.177	1.00
H*H	-0.1412	-0.0706	0.0980	(-0.2841, 0.1429)	-0.72	0.485	1.25
Vc*Vc	0.0089	0.0045	0.0980	(-0.2090, 0.2179)	0.05	0.964	1.25
f*f	1.8174	0.9087	0.0980	(0.6952, 1.1222)	9.27	0.000	1.25
ap*ap	0.0377	0.0188	0.0980	(-0.1946, 0.2323)	0.19	0.851	1.25
H*Vc	-0.141	-0.070	0.113	(-0.317, 0.176)	-0.62	0.545	1.00
H*f	0.109	0.055	0.113	(-0.192, 0.301)	0.48	0.639	1.00
H*ap	-0.106	-0.053	0.113	(-0.299, 0.194)	-0.47	0.649	1.00
Vc*f	0.496	0.248	0.113	(0.002, 0.495)	2.19	0.049	1.00
Vc*ap	0.114	0.057	0.113	(-0.189, 0.303)	0.50	0.623	1.00
f*ap	0.238	0.119	0.113	(-0.127, 0.366)	1.05	0.313	1.00

Figura 6.5: Gráficos de resíduos para a rugosidade média do perfil avaliado (R_a) (autoria própria).



Por fim, a Tabela 6.3 e a Equação 6.1 mostram os coeficientes e a equação de regressão para a rugosidade média respectivamente. Através da equação de regressão, é possível "prever" as possíveis respostas de acordo com vários níveis de parâmetros inseridos, desde que todos os parâmetros estejam dentro dos limites dos intervalos estudados neste trabalho. A Equação 6.2 traz a equação de regressão somente com os parâmetros significativos para o modelo.

$$\begin{aligned}
 R_a = & -6,2 + 0,327.H + 0,0049.V_c - 15,44.f + 0,04.a_p - 0,00282.H^2 + 0,000004.V_c^2 \\
 & + 40,39.f^2 + 0,84.a_p^2 - 0,000402.H.V_c + 0,073.H.f - 0,070.H.a_p + 0,0473.V_c.f \\
 & + 0,0109.V_c.a_p + 5,29.f.a_p \quad (6.1)
 \end{aligned}$$

$$R_a = -6,2 - 15,44.f + 40,39.f^2 + 0,0473.V_c.f \quad (6.2)$$

6.1.2 Altura máxima do perfil (R_t)

De acordo com a Tabela 6.4, nota-se que, para a altura máxima do perfil (R_t), as conclusões são semelhantes às cunhadas para R_a . A exceção, neste caso, está na interação $V_c \times f$, que não possui significância estatística. O avanço (f) é o parâmetro com a maior influência na resposta, com 92,77% de contribuição, seguido da interação quadrática do avanço (f^2), com 5,72%. Todos os outros termos

não são significativos. O modelo de previsão encontrado para R_t também é significativo, com $R_{adj}^2 = 99,05\%$.

Tabela 6.4: Tabela ANOVA para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).

Source	DF	Seq SS	Contribution	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	14	1495.55	99.56%	1495.55	106.82	195.29	0.000
Linear	4	1394.12	92.81%	1394.12	348.53	637.14	0.000
H	1	0.15	0.01%	0.15	0.15	0.28	0.606
Vc	1	0.10	0.01%	0.10	0.10	0.18	0.675
f	1	1393.51	92.77%	1393.51	1393.51	2547.46	0.000
ap	1	0.36	0.02%	0.36	0.36	0.65	0.435
Square	4	97.86	6.52%	97.86	24.47	44.73	0.000
H*H	1	7.39	0.49%	0.35	0.35	0.64	0.438
Vc*Vc	1	4.53	0.30%	0.08	0.08	0.15	0.709
f*f	1	85.93	5.72%	77.12	77.12	140.97	0.000
ap*ap	1	0.02	0.00%	0.02	0.02	0.03	0.868
2-Way Interaction	6	3.56	0.24%	3.56	0.59	1.09	0.423
H*Vc	1	0.00	0.00%	0.00	0.00	0.00	0.995
H*f	1	0.00	0.00%	0.00	0.00	0.00	0.958
H*ap	1	0.04	0.00%	0.04	0.04	0.06	0.803
Vc*f	1	2.33	0.15%	2.33	2.33	4.26	0.061
Vc*ap	1	0.57	0.04%	0.57	0.57	1.05	0.326
f*ap	1	0.62	0.04%	0.62	0.62	1.14	0.307
Error	12	6.56	0.44%	6.56	0.55		
Lack-of-Fit	10	5.63	0.37%	5.63	0.56	1.20	0.536
Pure Error	2	0.93	0.06%	0.93	0.47		
Total	26	1502.11	100.00%				

Model Summary				
S	R-sq	R-sq(adj)	PRESS	R-sq(pred)
0.739607	99.56%	99.05%	34.5292	97.70%

Também de maneira semelhante, na Figura 6.6 observa-se que não há *outliers* nas leituras, com estas obedecendo a uma distribuição aproximadamente normal. Além disso, nota-se que não há padrões observáveis nos resíduos, tanto para os valores ajustados quanto para a ordem das leituras. Novamente, este é um sinal de que não há viés na execução do experimento.

Novamente, as Figuras 6.7 e 6.8 mostram os efeitos principais de cada parâmetro e os efeitos das interações entre eles, respectivamente. Na Figura 6.7, percebe-se que somente a mudança no avanço produz qualquer mudança na altura máxima do perfil, onde um aumento em f gera um aumento em R_t . Os outros parâmetros não possuem influência direta nos resultados. Já na Figura 6.8, o foco da análise também é observar linhas com variações diferentes (ou não-paralelas entre si). Neste caso, somente as interações V_cxf e a_pxf apresentam uma levíssima diferença, ainda menor do que para a rugosidade média, indicando uma significância mínima ou insignificância na variação da resposta.

O comportamento da altura máxima do perfil avaliado em função dos parâmetros é apresen-

Figura 6.6: Gráficos de resíduos para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).

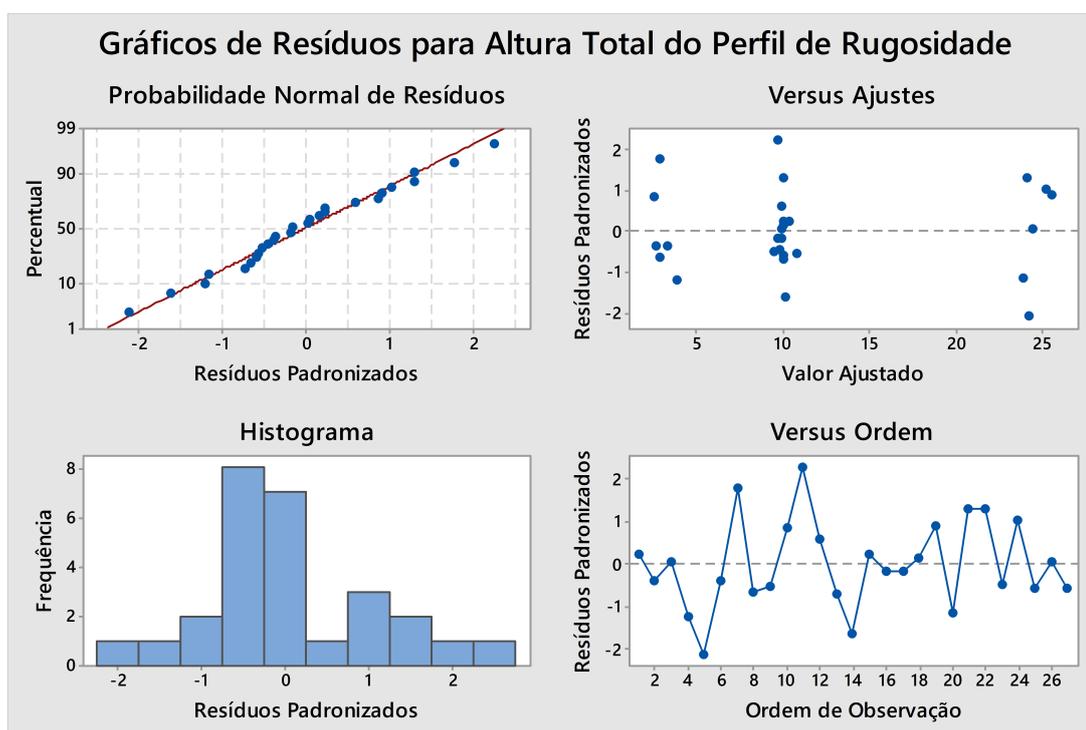
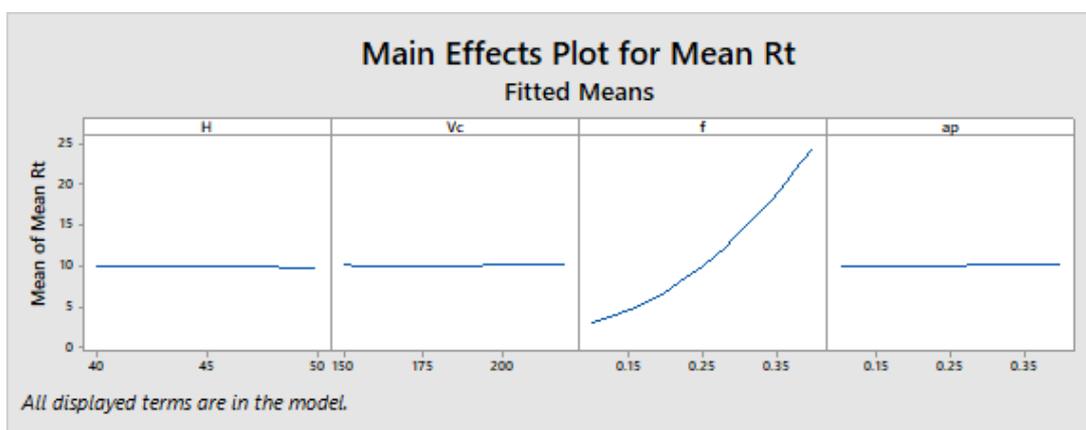


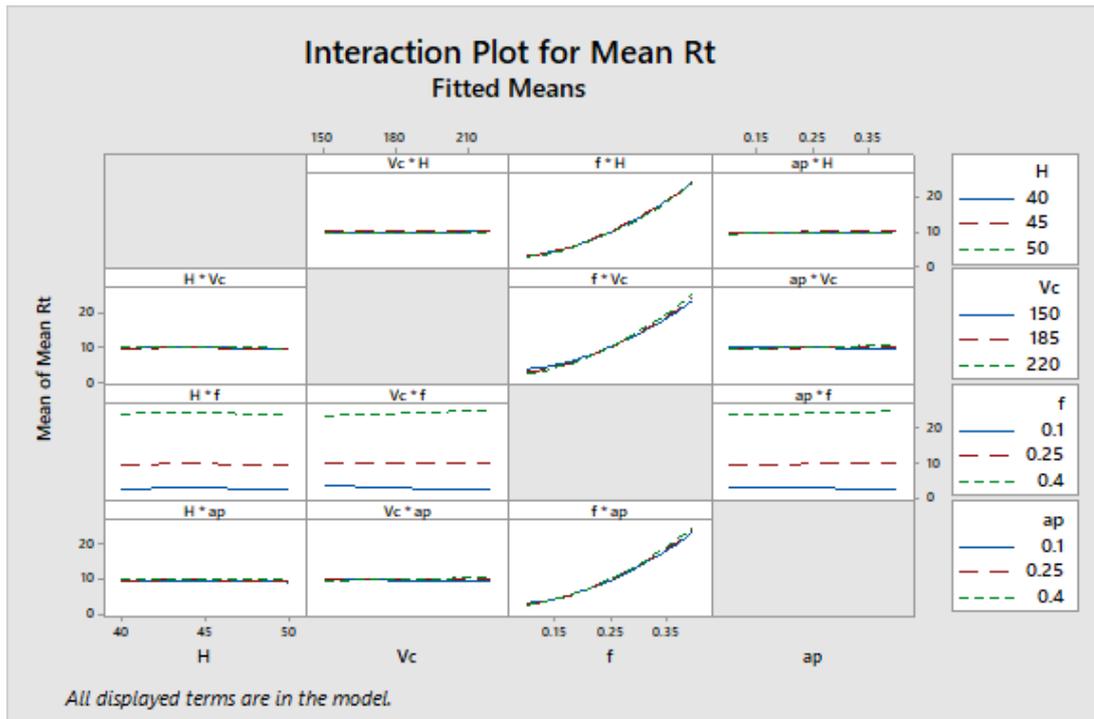
Figura 6.7: Efeitos principais para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).



tado nas Figuras 6.9 e 6.10. A construção destes foi feita, da mesma forma que nas Figuras 6.3 e 6.4, combinando os parâmetros aos pares nos eixos X e Y, mantendo as demais variáveis em seus níveis médios. A legenda *Hold Values* mostra os valores dos parâmetros que não estão representados nos eixos em cada gráfico das Figuras.

Analisando ambas as figuras, percebe-se que os fatores a_p , H e V_c pouco ou nada influem na altura máxima do perfil. Observa-se que, nos gráficos onde essas interações são combinadas entre si, a variação da rugosidade é mínima, permanecendo na região entre 5 e 15 μm . É importante refletir que, mesmo o gráfico de contorno apresentando 2 regiões distintas, a análise deve levar em consideração os níveis apresentados na superfície plotada, cujas respostas oscilam entre 9,5 e 11 μm . Essa observação

Figura 6.8: Efeitos das interações para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).



é percebida ao analisar os outros três gráficos na Figura 6.9. Neles, é possível notar que a variação na rugosidade R_t varia praticamente só com a mudança no avanço, crescendo com o aumento deste. Também vê-se que a altura máxima do perfil atinge valores mínimos abaixo de $5 \mu\text{m}$. Níveis muito baixos para esta medição.

Figura 6.9: Gráficos de contorno para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).

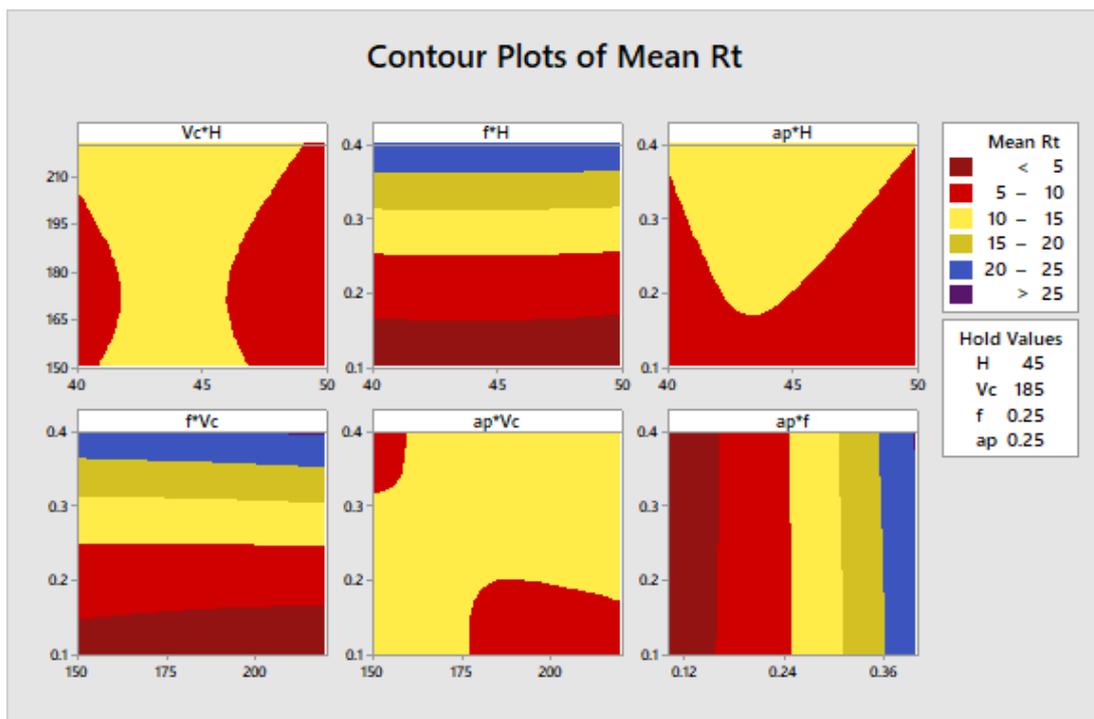
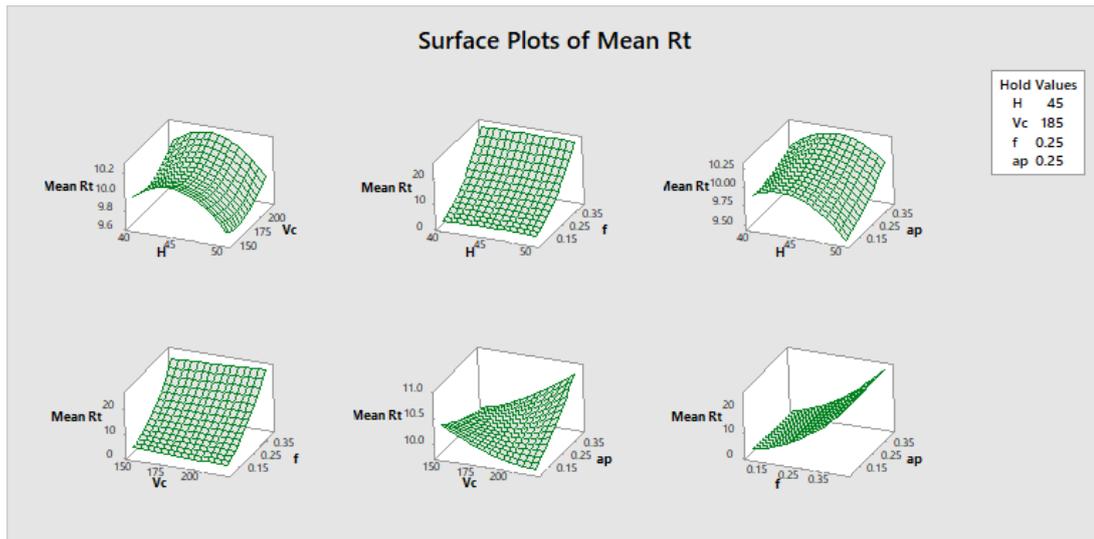


Figura 6.10: Gráficos de superfície para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria).

Novamente, a Tabela 6.5 e a Equação 6.3 mostram os coeficientes e a equação de regressão para a altura máxima do perfil avaliado, respectivamente. A mesma observação feita na seção 6.1.2 deve ser pontuada. A Equação de regressão permite a "previsão" da resposta, desde que todos os parâmetros estejam dentro dos limites dos intervalos estudados neste trabalho.

Tabela 6.5: Coeficientes de regressão para a altura máxima do perfil (R_t) (autoria própria)

Term	Effect	Coef	SE Coef	95% CI	T-Value	P-Value	VIF
Constant		10.051	0.427	(9.121, 10.982)	23.54	0.000	
H	-0.226	-0.113	0.214	(-0.578, 0.352)	-0.53	0.606	1.00
Vc	0.184	0.092	0.214	(-0.373, 0.557)	0.43	0.675	1.00
f	21.552	10.776	0.214	(10.311, 11.241)	50.47	0.000	1.00
ap	0.345	0.172	0.214	(-0.293, 0.637)	0.81	0.435	1.00
H*H	-0.513	-0.257	0.320	(-0.954, 0.441)	-0.80	0.438	1.25
Vc*Vc	0.245	0.123	0.320	(-0.575, 0.820)	0.38	0.709	1.25
f*f	7.605	3.803	0.320	(3.105, 4.500)	11.87	0.000	1.25
ap*ap	0.109	0.055	0.320	(-0.643, 0.752)	0.17	0.868	1.25
H*Vc	0.004	0.002	0.370	(-0.804, 0.808)	0.01	0.995	1.00
H*f	-0.040	-0.020	0.370	(-0.826, 0.786)	-0.05	0.958	1.00
H*ap	0.188	0.094	0.370	(-0.712, 0.900)	0.25	0.803	1.00
Vc*f	1.526	0.763	0.370	(-0.043, 1.569)	2.06	0.061	1.00
Vc*ap	0.758	0.379	0.370	(-0.427, 1.185)	1.02	0.326	1.00
f*ap	0.790	0.395	0.370	(-0.411, 1.201)	1.07	0.307	1.00

Por fim, a Equação 6.4 traz a equação de regressão somente com os parâmetros significativos para o R_t . Observe que, neste caso a interação $V_c \times f$ não está presente na equação reduzida.

$$\begin{aligned}
R_t = & -1,9 + 0,87.H - 0,089.V_c - 42,7.f - 23,5.a_p - 0,0103.H^2 + 0,000100.V_c^2 \\
& + 169,0.f^2 + 2,4.a_p^2 + 0,00001.H.V_c - 0,026.H.f + 0,126.H.a_p + 0,1453.V_c.f \\
& + 0,0722.V_c.a_p + 17,26.f.a_p \quad (6.3)
\end{aligned}$$

$$R_t = -1,9 - 42,7.f + 169,0.f^2 \quad (6.4)$$

6.2 Medição das Tensões Residuais

Nesta seção da análise, são mostradas os resultados das tensões nas direções axial (direção do avanço - σ_f) e tangencial (direção da velocidade de corte - σ_{V_c}) para cada amostra, em função da profundidade do furo cego executado, e as considerações sobre os valores encontrados. Na sequência, é realizada a análise da superfície de resposta, relacionando às tensões principais encontradas com a variação de cada parâmetro envolvido no experimento.

Os dados de deformação coletados foram tratados utilizando o Microsoft Excel[®]. Os dados brutos foram filtrados para eliminação de ruídos e as tensões principais (σ_1 e σ_2) foram computadas utilizando o algoritmo de [Schajer \(2007\)](#), através de um script no Matlab[®] R2018a. O código utilizado (exemplificado para a amostra 1A) pode ser visto no Apêndice C. Por fim, a partir do ângulo β_k , calculado para cada incremento, foi feita uma transformação do estado plano de tensões em cada *step* para encontrar as tensões σ_f e σ_{V_c} .

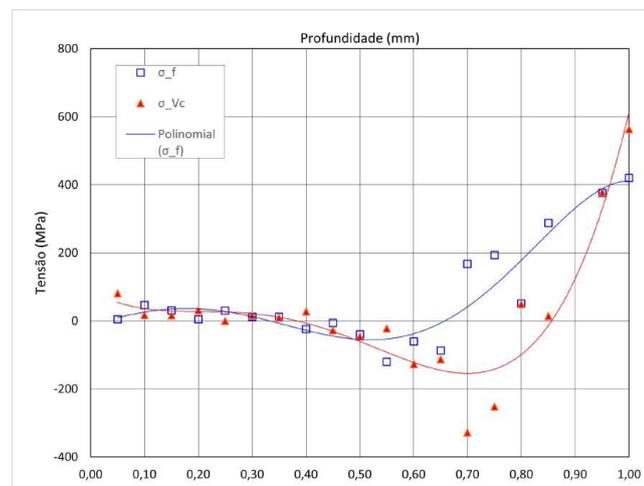
6.2.1 Perfis de tensão em função da profundidade

Um primeiro olhar em todos os perfis de tensão mostram valores muito próximos de zero, exceto para as condições 1A (Figura 6.11), 8A (Figura 6.23), 9B (Figura 6.26) e 11B (Figura 6.29). É um comportamento que pode ser esperado, dada a natureza branda i.e., com baixa remoção de material, dos parâmetros utilizados, que são inerentes às operações de acabamento. As Figuras a seguir mostram a variação das tensões residuais nas direções do avanço e da velocidade de corte, respectivamente, σ_f e σ_{V_c} em função da profundidade medida a partir da superfície, para cada condição de dureza e usinagem. Valores positivos de tensão residual indicam tensões de tração, enquanto que valores negativos representam tensões residuais de compressão.

Os perfis de tensão mostrados nesta seção são característicos. Segundo [Pereira \(2016\)](#), as tensões residuais, de maneira geral, possuem um valor absoluto máximo logo abaixo da superfície e

depois se estabilizam em valores próximos de zero. Este comportamento está presente em aproximadamente 63% das amostras. Porém, em algumas das amostras, pode-se observar alguns *outliers* e alguns conjuntos com muita dispersão nos dados. Tanto os pontos fora da curva, quanto a dispersão dos dados são justificados pela dificuldade de se isolar o sinal, evitando ruídos em excesso na aquisição de dados do Spider8-01/DC. Possivelmente, a falta de um aterramento adequado à este tipo de ensaio seja o principal motivo do excesso de ruídos.

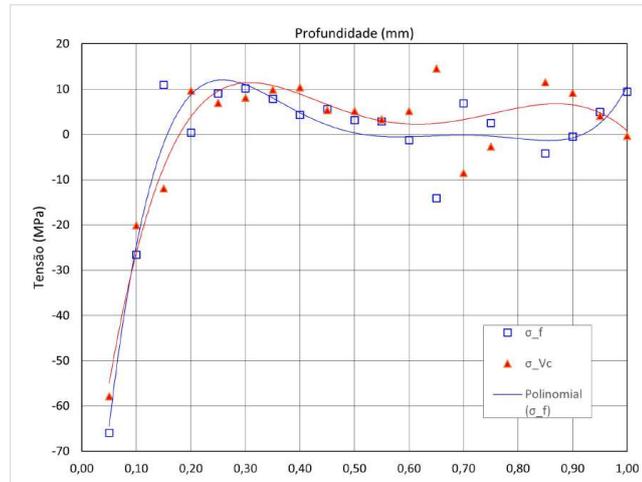
Figura 6.11: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 1A (autoria própria)



A Figura 6.11 mostra a variação das tensões residuais sob $H = 40HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. Observa-se que as tensões σ_f e σ_{Vc} possuem comportamento semelhante entre si, com o valor de σ_{Vc} ligeiramente maior, provavelmente devido à ação convencional dos esforços de usinagem, sendo que, comumente no torneamento, a maior componente de força é a força de corte. Os valores de tensão, inicialmente no campo de tração com amplitude 4,4 e 80,9 MPa para σ_f e σ_{Vc} , respectivamente, diminuem gradativamente e passam a ser compressivos a partir de 0,40mm de profundidade em relação à superfície. Após 0,65mm, as tensões voltam a subir para o campo trativo, crescendo até a profundidade de 1,00mm, chegando em 420,4 e 563,4 MPa, respectivamente. O ponto correspondente à 0,90mm deve ser desconsiderado da análise, pois claramente é um *outlier*.

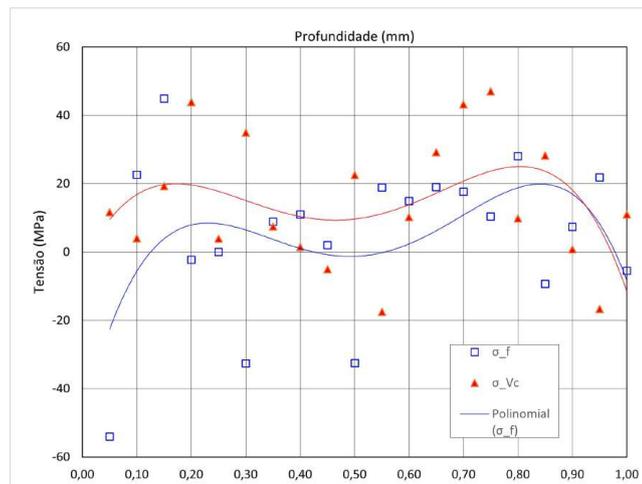
Na Figura 6.12, é mostrada a variação das tensões residuais sob $H = 40HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. O comportamento das tensões σ_f e σ_{Vc} são semelhantes, da mesma forma ao observado na Figura 6.11, com σ_{Vc} ligeiramente maior. Inicialmente, as tensões estão no estado compressivo, com σ_f e σ_{Vc} iguais a -65,9 e -57,8 MPa, respectivamente, se estabilizando em valores próximos a zero, levemente trativos, a partir de 0,20mm de profundidade. As tensões seguem nesse nível até a profundidade de 1,00mm, onde possuem grandezas de 9,4 e -0,3 MPa. Novamente,

Figura 6.12: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 1B (autoria própria)



o conjunto amostral possui um *outlier*, mas na profundidade de 0,80mm.

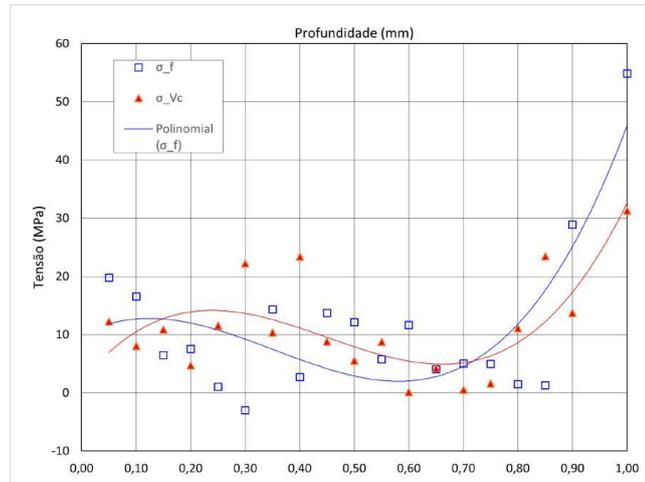
Figura 6.13: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRC$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 2A (autoria própria)



A amostra 2A (Figura 6.13), foi usinada sob $H = 40HRC$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. Neste gráfico, nota-se que o comportamento das tensões σ_f e σ_{V_c} são diferentes. Neste caso, σ_f começa no campo compressivo com $-54,1$ MPa e bruscamente passa para as tensões de tração já a $0,10$ mm de profundidade. Por outro lado, σ_{V_c} se mantém no campo trativo - inicialmente em $11,6$ MPa - por basicamente toda a profundidade do furo. É importante observar que a dispersão destes dados é demasiadamente alta, dada a quantidade alta de ruídos absorvidos na leitura dos sinais de deformação. Ainda assim, mesmo com a alta dispersão, é possível estimar um comportamento estável próximo de 15 MPa em tração por toda a profundidade do furo.

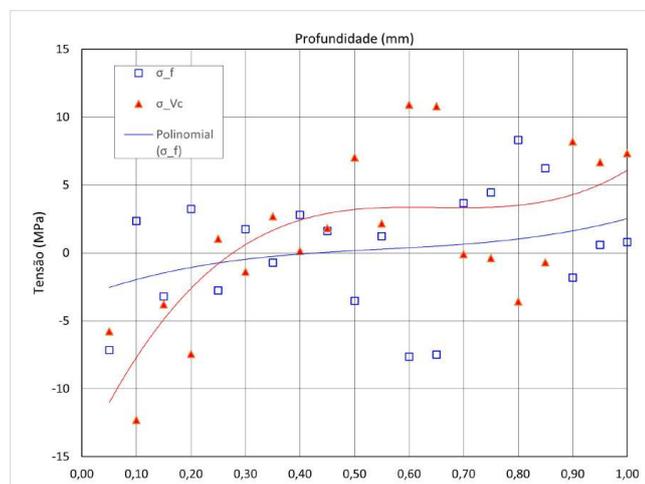
A Figura 6.14 apresenta a variação das tensões sob $H = 40HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$. Nela, observa-se que as tensões σ_f e σ_{V_c} tem tendências semelhantes, es-

Figura 6.14: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 2B (autoria própria)



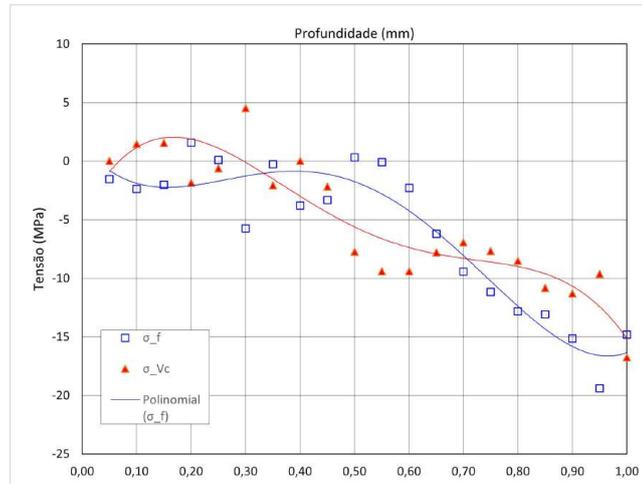
tando no campo de tração logo abaixo da superfície, com intensidades de, respectivamente, 19,8 e 12,2 MPa, se mantendo levemente trativas, começando a ganhar grandeza a partir de 0,80mm de profundidade, atingindo valores de 54,8 e 31,3, respectivamente, na profundidade de 1,00mm. Deve-se atentar ao ponto fora da curva em 0,95mm de profundidade.

Figura 6.15: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 3A (autoria própria)



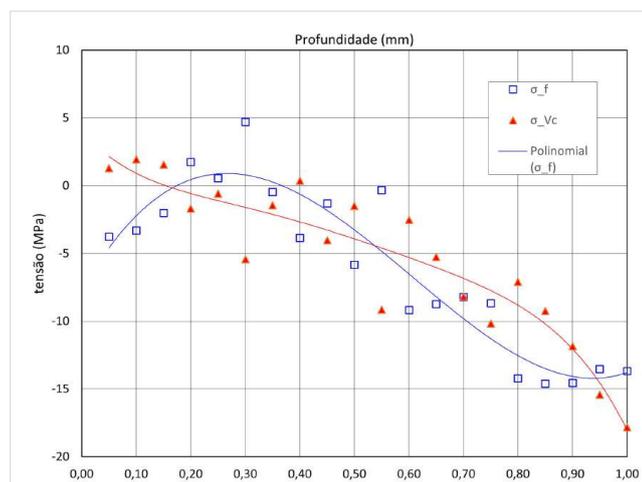
Assim como na Figura 6.13, na amostra 3A (Figura 6.15), que foi usinada sob as condições $H = 40HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$, nota-se uma dispersão acentuada do conjunto amostral. Ainda assim, é possível discernir a tendência. As tensões σ_f e σ_{V_c} a 0,05mm da superfície são de natureza compressiva, mas com grandeza muito próxima de zero, sendo -7,1 MPa para σ_f e -5,8 MPa para σ_{V_c} . a 0,30mm de profundidade as tensões passam ao campo trativo - com a mesma tendência - e seguem subindo de intensidade, ainda ficando próximo a zero por toda a profundidade, com valores de, respectivamente, 0,8 e 7,3 MPa.

Figura 6.16: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 40HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 3B (autoria própria)



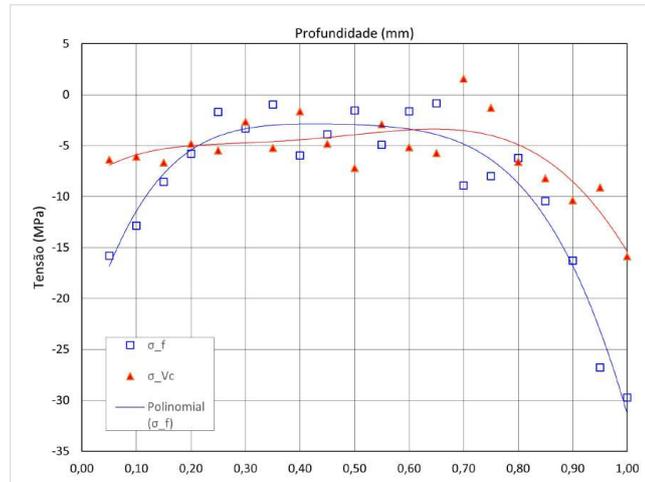
Já na Figura 6.16, que mostra a amostra 3B - torneada sob $H = 40HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$, a tendência das tensões residuais é inversa em relação à 6.15. Tanto σ_f como σ_{V_c} são praticamente neutras (em 0,05mm têm-se -1,5 e 0 MPa, nesta ordem) até aproximadamente 0,40mm da superfície. Após esta profundidade, a tendência é de crescimento das tensões compressivas conforme a distância da superfície aumenta. Ainda próximas de zero, as tensões atingem valores de -14,8 e -16,8 MPa, respectivamente, a 1,00mm da face usinada.

Figura 6.17: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRC$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 5A (autoria própria)



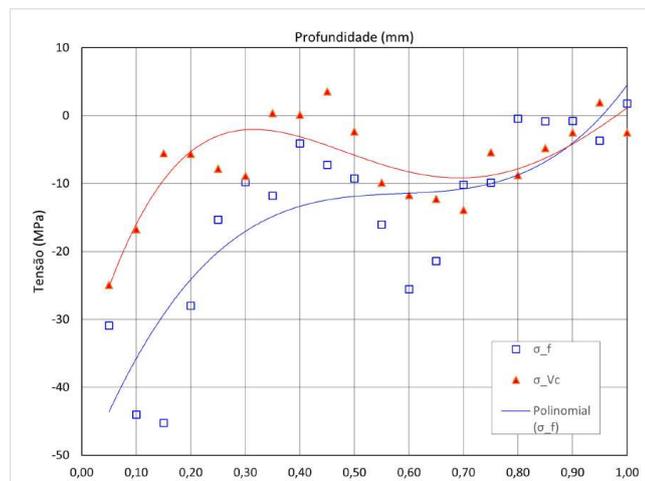
O mesmo comportamento encontrado na Figura 6.16, foi observado na amostra 5A (Figura 6.17, que foi usinada sob $H = 45HRC$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$). As tensões σ_f e σ_{V_c} são praticamente neutras até 0,35mm de profundidade, com intensidades de, nesta ordem, -3,8 e 1,3 MPa, a 0,05mm da superfície. A partir de 0,40mm as tensões passam ao campo compressivo, atingindo -13,7 MPa para σ_f e -17,8 MPa para σ_{V_c} .

Figura 6.18: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRC$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 5B (autoria própria)



A Figura 6.18, por sua vez, apresenta as tensões residuais na amostra 5B, torneada sob $H = 45HRC$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. Neste caso, o comportamento das tensões σ_f e σ_{V_c} diferem entre si. σ_f possui magnitude de -15,8 MPa a 0,05mm da superfície, enquanto σ_{V_c} é igual a -6,4 MPa na mesma profundidade. A tensão na direção do avanço fica estável próxima a zero entre as profundidades 0,20 e 0,65mm. No restante do comprimento do furo, σ_f volta a aumentar a intensidade no campo compressivo, atingindo o valor de -29,7 MPa a 1,00mm da superfície. σ_{V_c} , por outro lado, permanece estável em torno de -5 MPa até 0,80mm de profundidade, aumentando levemente a intensidade compressiva até atingir -15,9 MPa no fim do furo.

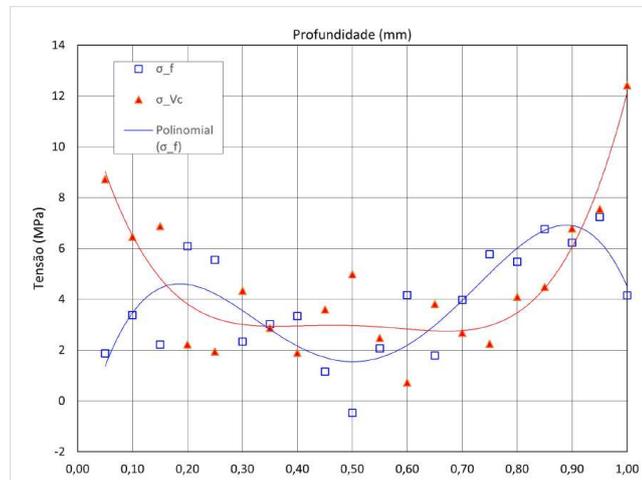
Figura 6.19: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 6A (autoria própria)



Também na Figura 6.19, que traz a amostra 6A - usinada sob $H = 45HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$, o comportamento de σ_f e σ_{V_c} é distinto. A primeira é compressiva por quase todo o furo, com a magnitude saindo de -30,9 MPa a 0,05mm da superfície, passando pelo vale de -45,2 MPa em 0,15mm e se estabilizando próximo de 0 somente a 0,80mm da superfície. O

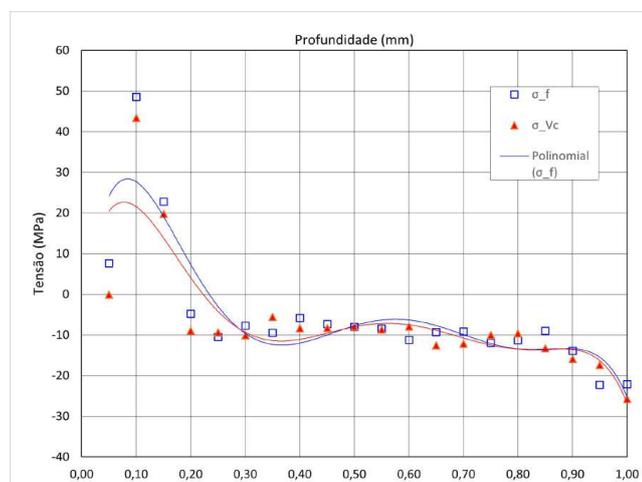
comportamento de σ_{V_c} é menos volátil. Próximo a superfície, o valor de tensão fica em -25,0 MPa, na sequência oscilando entre 3,6 e -13,9 por toda a profundidade do furo.

Figura 6.20: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 6B (autoria própria)



O comportamento das tensões σ_f e σ_{V_c} na amostra 6B (Figura 6.20), que foi torneada sob $H = 45HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$, é totalmente de tração. Na direção da velocidade de corte, a tensão exibe um comportamento semelhante à uma parábola, iniciando em 8,7 MPa a 0,05mm da face usinada, oscilando em torno 3,3 MPa entre 0,30 e 0,85mm, voltando a subir, atingindo 12,4 MPa no final do comprimento do furo. Na direção do avanço, por outro lado, oscila entre 7,2 e -0,5 MPa, com uma leve tendência de aumento das tensões trativas na segunda metade da profundidade furada.

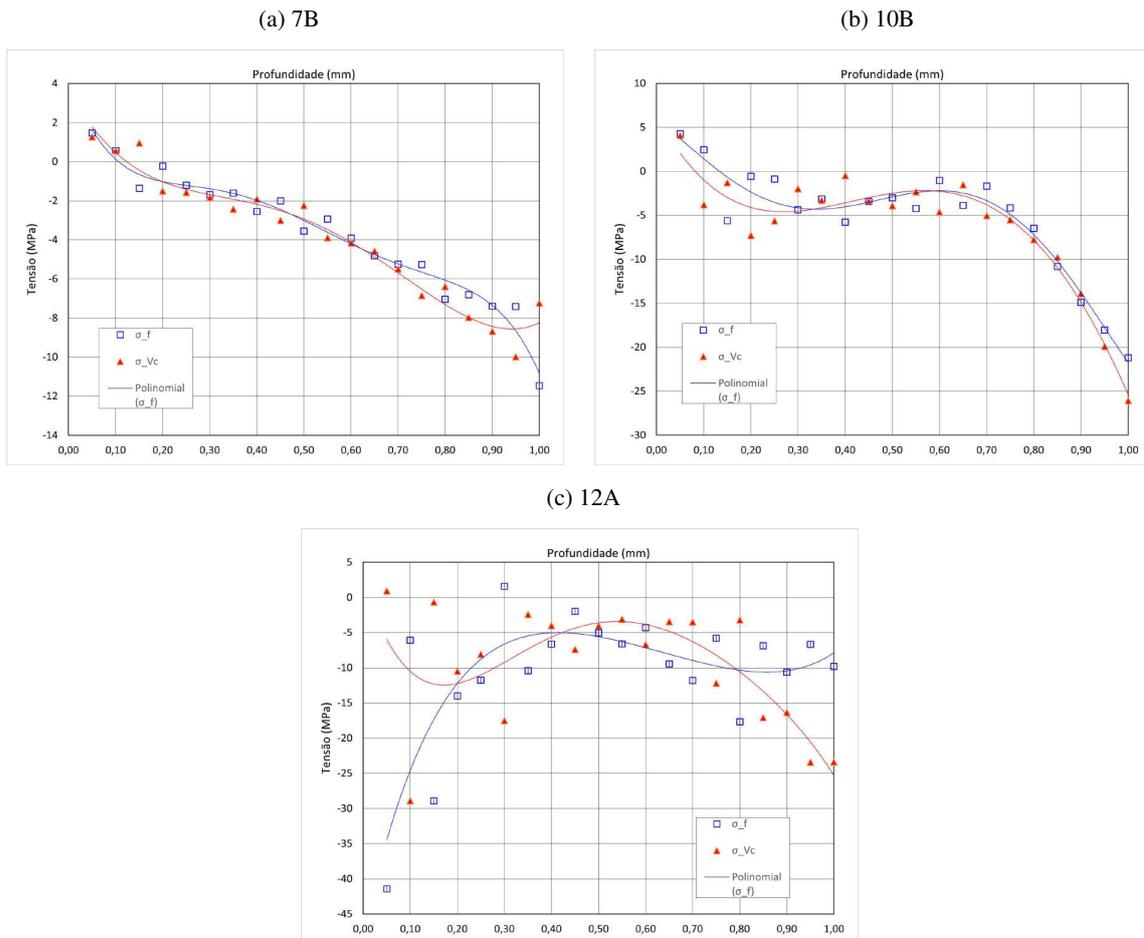
Figura 6.21: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRC$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 7A (autoria própria)



A Figura 6.21 traz as tensões residuais na amostra 7A, que foi trabalhada sob $H = 45HRC$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. Nesta amostra, as tensões são predominantemente

trativas na região subsuperficial, com σ_f e σ_{V_c} atingindo, nesta ordem, 48,6 e 43,4 MPa, a 0,10mm da superfície. Logo após o pico, as tensões se estabilizam no campo compressivo (ao redor de -10 MPa) até 0,85mm de profundidade, onde ambas ganham magnitude no estado compressivo, com as máximas de -22,1 e -25,8 MPa, respectivamente.

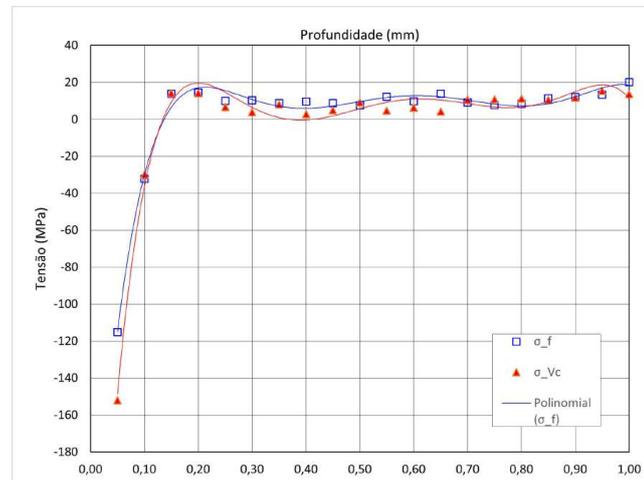
Figura 6.22: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostras 7B (a), 10B (b) e 12A (c) (autoria própria)



Na Figura 6.22 mostra as amostras 7B, 10B e 12A, que são os *center points* do planejamento experimental e foram todas torneadas sob $H = 45HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. Observa-se que as amostras 7B e 10B possuem comportamentos semelhantes. Em ambas, o campo de tensões é próximo de zero na região subsuperficial, passando para o campo compressivo nas maiores profundidades. Na amostra 7B, as maiores intensidades de σ_f e σ_{V_c} são -11,5 e -7,2 MPa, nesta ordem. Já para a amostra 10B, os valores são de -21,2 e -26,1 MPa, respectivamente. Por outro lado, a amostra 12A, apesar de apresentar leve tendência à compressão próximo ao fim do furo, como ambas as outras, mostra uma alta dispersão logo abaixo da superfície. Observando as curvas, percebe-se que a tensão σ_f tem um comportamento mais compressivo próximo à superfície e se estabiliza em torno de -8 MPa após 0,60 mm de profundidade. A tensão σ_{V_c} , por sua vez, tem

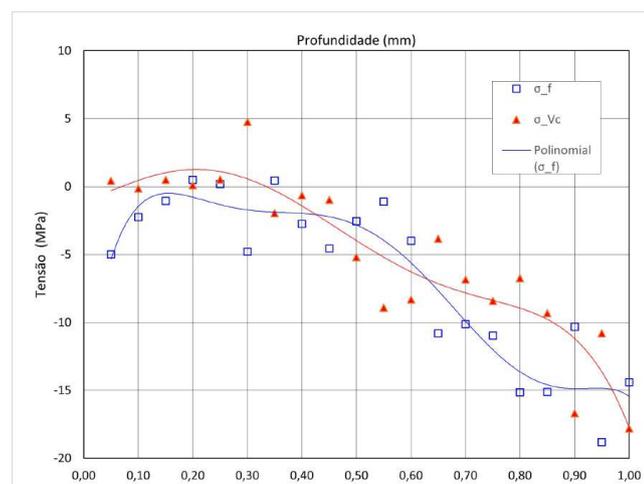
um comportamento mais estável em torno de -5 MPa - desconsiderando a dispersão - até 0,80mm de profundidade, aumentando de grandeza no restante do furo, atingindo -23,4 MPa.

Figura 6.23: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 8A (autoria própria)



A amostra 8A, cujas tensões σ_f e σ_{V_c} são mostradas na Figura 6.23 e foi usinada sob $H = 45HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$, apresentou os maiores valores de tensão no campo compressivo dentre todas as peças analisadas. σ_f e σ_{V_c} têm seu maior valor (-115,2 e -152,1, respectivamente) a 0,05mm da superfície, cruzando para o campo trativo de maneira abrupta, se estabilizando ao redor de 15 MPa a partir de 0,15mm da superfície. Juntamente com a amostra 11B (Figura 6.29), apresentaram os perfis mais típicos deste tipo de análise.

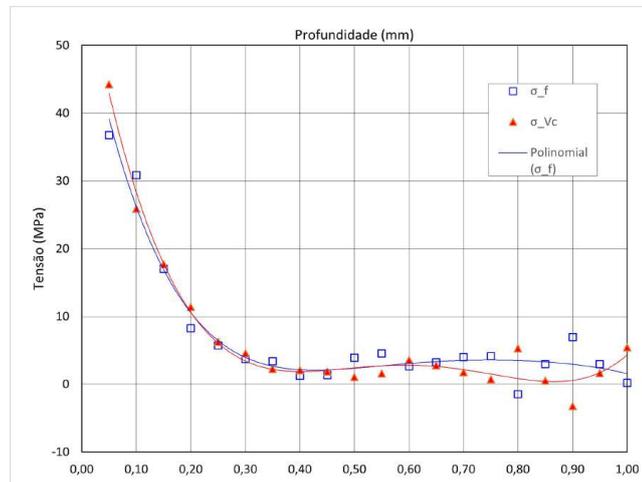
Figura 6.24: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 8B (autoria própria)



A Figura 6.24 traz as tensões σ_f e σ_{V_c} para a amostra 8B, usinada sob $H = 45HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$. Nesta imagem, pode-se notar um comportamento semelhante ao das Figuras 6.22a e 6.22b, onde as tensões são aproximadamente nulas na região subsu-

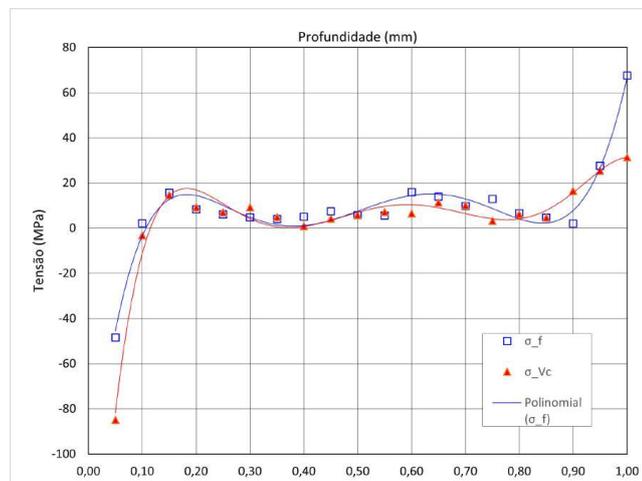
perficial, crescendo ao campo compressivo a partir de 0,45mm de profundidade, atingindo amplitudes de -14,4 MPa na direção do avanço e -17,8 MPa na direção de V_c .

Figura 6.25: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 9A (autoria própria)



Um comportamento também típico à tração é mostrado na Figura 6.25, que descreve as tensões residuais para a amostra 9A, torneada sob $H = 45HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. Neste caso, σ_f e σ_{Vc} apresentam valores de 36,7 e 44,3 MPa, respectivamente, a 0,05mm da superfície. A partir de 0,30mm, os valores se estabilizam ao redor de 3 MPa, com uma leve dispersão a partir de 0,80mm. Este comportamento trativo é indesejável do ponto de vista estrutural de um componente, pois afeta negativamente tanto a capacidade de carregamento, quanto a resistência à fadiga (SOARES, 1998).

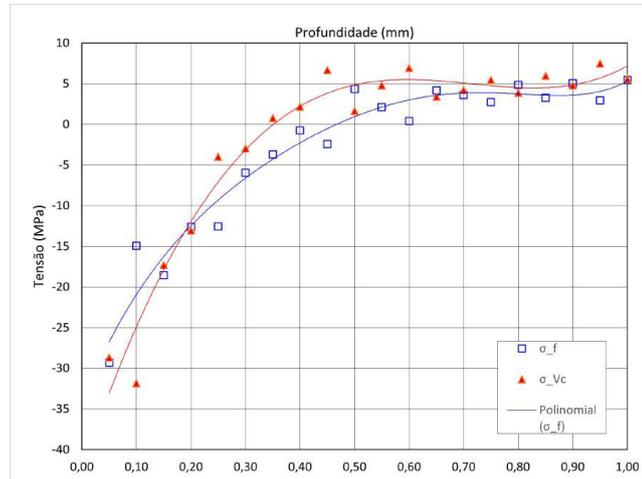
Figura 6.26: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 9B (autoria própria)



A amostra 9B, por sua vez, tem um comportamento típico compressivo - inversamente à amostra 9A - com uma neutralização das tensões exibida de maneira brusca, já a 0,10mm de profundidade.

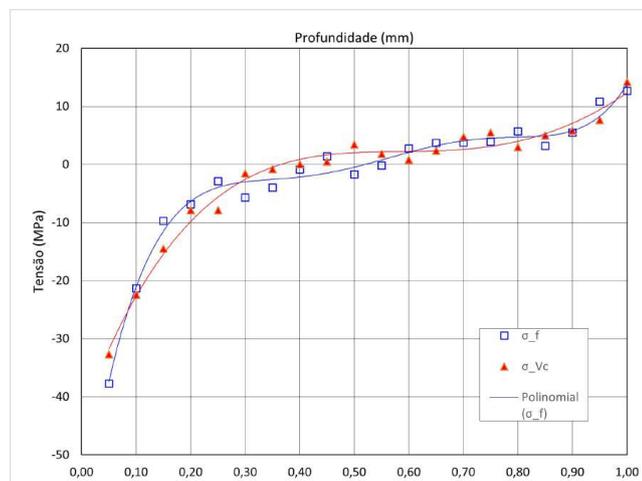
A 0,05mm da superfície, as tensões σ_f e σ_{Vc} valem, respectivamente, -48,4 e -84,9 MPa, com a estabilização ocorrendo ao redor de 10 MPa em tração. Por fim, a partir de 0,90mm, as tensões crescem em magnitude trativa, atingindo as máximas de 67,5 e 31,4 MPa, nesta ordem.

Figura 6.27: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 10A (autoria própria)



De maneira semelhante à amostra 9B, mas com um comportamento menos aprupto, a amostra 10A - usinada sob $H = 45HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ e cujas tensões residuais são expostas na Figura 6.27 - apresenta também um comportamento compressivo, com intensidades mínimas de de -29,3 e -31,9 MPa para σ_f e σ_{Vc} , respectivamente, nas profundidades de 0,05 e 0,10mm, nesta ordem. As tensões passam para o campo trativo a partir de 0,40mm da superfície, se estabilizando por toda a profundidade ao redor de 5 MPa. Este também é um comportamento mais típico do campo de tensões residuais.

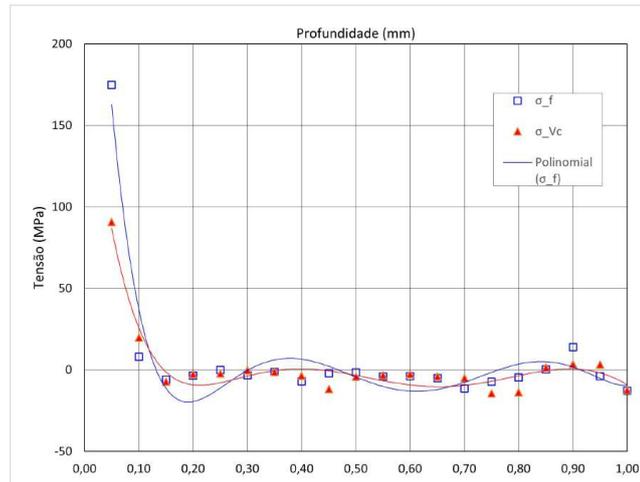
Figura 6.28: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ - amostra 11A (autoria própria)



O comportamento da amostra 11A é muito semelhante. Esta amostra foi usinada sob $H = 45HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,40mm$ e suas tensões residuais são exibidas

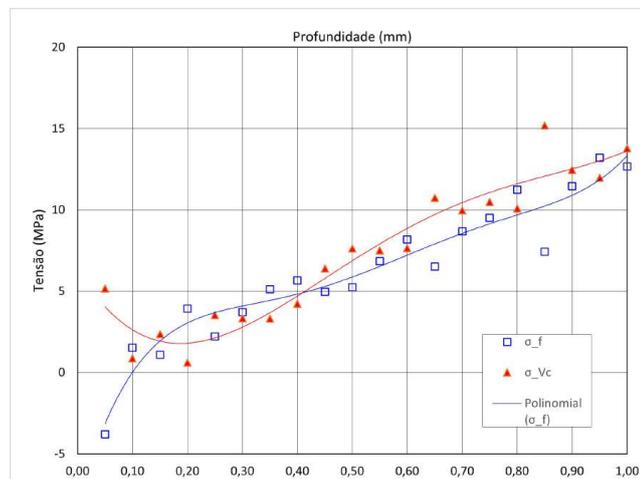
na Figura 6.28. As tensões mais próximas da superfície são compressivas (com $\sigma_f = -37,7\text{MPa}$ e $\sigma_{V_c} = -32,7\text{MPa}$ a 0,05mm da superfície), ficando ao redor de zero a partir de 0,35mm até 0,85mm, onde passam para o campo trativo, aumentando de intensidade até valores de 12,6 e 14,2 MPa, para σ_f e σ_{V_c} .

Figura 6.29: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 45\text{HRc}$, $V_c = 220\text{m/min}$, $f = 0,25\text{mm/rev}$ e $a_p = 0,40\text{mm}$ - amostra 11B (autoria própria)



Por sua vez, a amostra 11B - torneada sob $H = 45\text{HRc}$, $V_c = 220\text{m/min}$, $f = 0,25\text{mm/rev}$ e $a_p = 0,40\text{mm}$ - apresenta as maiores componentes de tensão trativas dentre todas as peças analisadas neste estudo. Esta amostra é apresentada na Figura 6.26, onde é possível observar que a magnitude das tensões, primariamente trativas ($\sigma_f = 174,9\text{MPa}$ e $\sigma_{V_c} = 90,7\text{MPa}$ a 0,05mm da superfície), bruscamente caem para aproximadamente zero, se mantendo estáveis nessa faixa pelo restante da profundidade do furo cego.

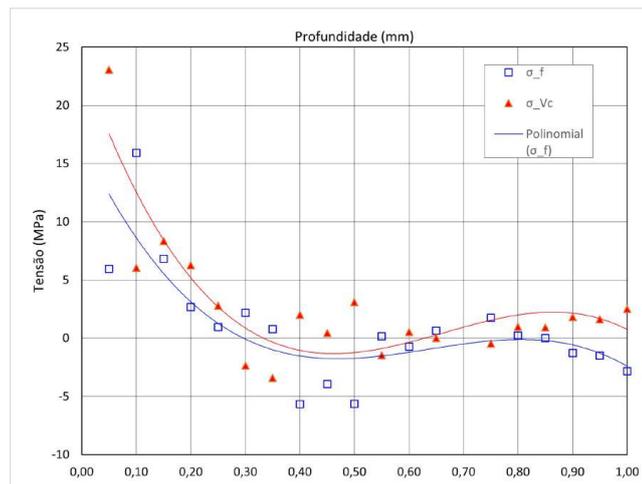
Figura 6.30: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50\text{HRc}$, $V_c = 185\text{m/min}$, $f = 0,10\text{mm/rev}$ e $a_p = 0,25\text{mm}$ - amostra 14A (autoria própria)



Na Figura 6.30, observa-se o comportamento das tensões residuais na amostra 14A, torneada

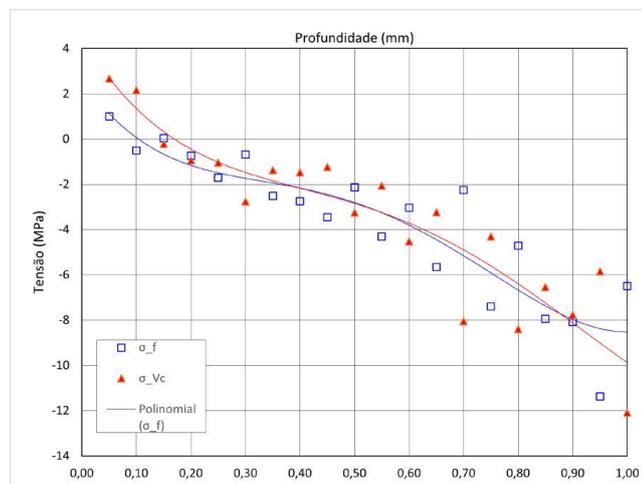
sob $H = 50HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. O gráfico apresenta uma tendência de aumento linear da magnitude das tensões no campo trativo, para toda a profundidade do furo usando, partindo de tensões aproximadamente nulas na superfície. Os maiores valores de σ_f e σ_{Vc} são 12,7 e 13,8 MPa.

Figura 6.31: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 14B (autoria própria)



A Figura 6.31 mostra o comportamento trativo das tensões residuais na amostra 14B, usinada sob $H = 50HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,40mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. Nela, nota-se que há uma transição branda do campo trativo para valores próximos da nulidade a partir de 0,30mm de profundidade, com a tensão se mantendo nesse patamar por todo o restante do comprimento do furo. Próximo à superfície, os maiores valores de σ_f e σ_{Vc} são 15,9 e 23,1 MPa, a 0,10 e 0,05mm da superfície, nesta ordem.

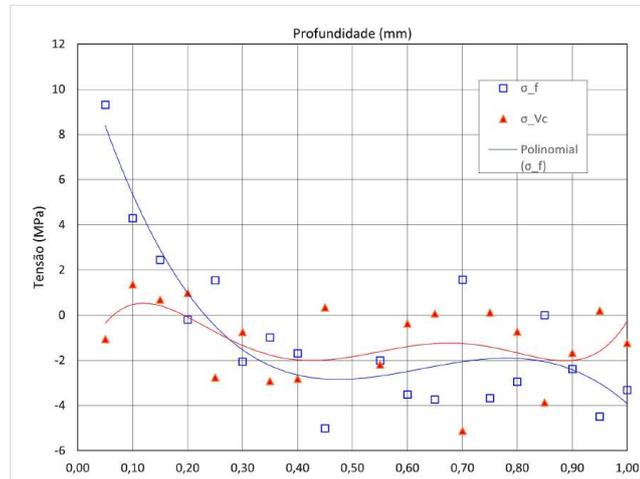
Figura 6.32: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ - amostra 15A (autoria própria)



De forma semelhante à amostra 14A (Figura 6.30), a amostra 15A - torneada sob $H = 50HRC$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,10mm$ e cujas tensões σ_f e σ_{Vc} são mostradas na Figura

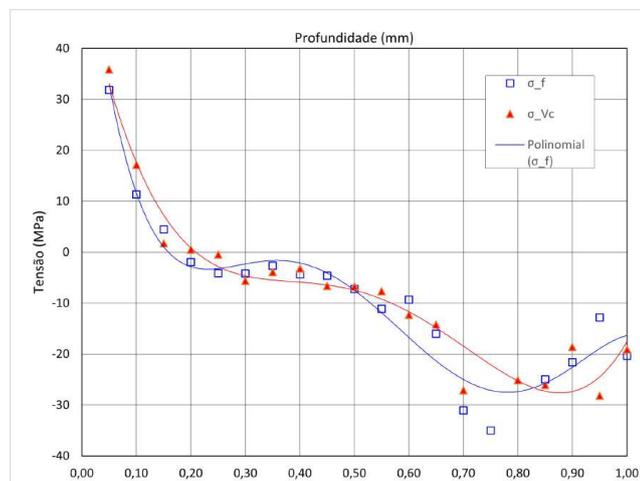
6.32 - apresenta crescimento linear das tensões, mas no campo compressivo. Os valores de σ_f e σ_{Vc} , na profundidade de 0,05mm, são 1,0 e 2,7 MPa (praticamente nulas), respectivamente, atingindo os maiores valores nas últimas profundidades ($\sigma_f = -11,4MPa(0,95mm)$ e $\sigma_{Vc} = -12,1MPa(1,00mm)$).

Figura 6.33: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 15B (autoria própria)



A Figura 6.33 apresenta as tensões residuais para a amostra 15B - usinada sob $H = 50HRc$, $V_c = 150m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - em função da profundidade. Neste conjunto amostral, deve ser pontuado que há um *outlier* na profundidade de 0,50mm. Em relação ao comportamento, a tensão na direção da velocidade de corte é neutra em praticamente todo o comprimento do furo, oscilando entre 0 e -5 MPa. A tensão na direção do avanço começa ligeiramente trativa, com intensidade de 9,3 MPa e se mantém neutra a partir de 0,20mm da superfície, também oscilando entre 0 e -5 MPa.

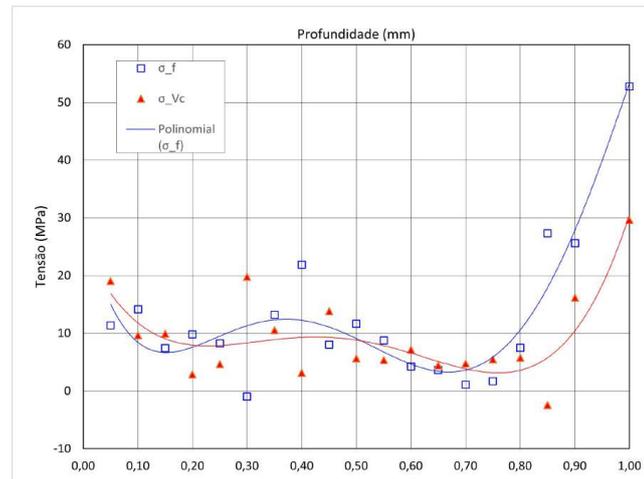
Figura 6.34: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$ - amostra 16A (autoria própria)



A Figura 6.34 apresenta as tensões residuais para a amostra 16A - usinada sob $H = 50HRc$, $V_c = 220m/min$, $f = 0,25mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$. No gráfico, nota-se que as tensões residuais na re-

gião subsuperficial são do tipo trativas, com $\sigma_f = 31,8\text{MPa}$ e $\sigma_{V_c} = 35,9\text{MPa}$ a 0,05mm da superfície, migrando para o campo compressivo após 0,20mm de profundidade, oscilando entre 0 e -10 MPa até 0,60mm, quando a magnitude em compressão cresce, atingindo picos de $\sigma_f = -50,4\text{MPa}$ (0,80mm) e $\sigma_{V_c} = -49,0\text{MPa}$ (0,75mm).

Figura 6.35: Tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 sob $H = 50\text{HRC}$, $V_c = 185\text{m/min}$, $f = 0,25\text{mm/rev}$ e $a_p = 0,40\text{mm}$ - amostra 16B (autoria própria)



Por fim, as tensões residuais presentes na amostra 16B - torneada sob $H = 50\text{HRC}$, $V_c = 185\text{m/min}$, $f = 0,25\text{mm/rev}$ e $a_p = 0,40\text{mm}$ - são exibidas na Figura 6.35. Neste gráfico, nota-se que as tensões em ambas são relativamente estáveis oscilando ao redor de 10 MPa até 0,80mm de profundidade, com uma tendência de alta no campo trativo nas maiores profundidades. Porém, há uma grande dispersão dos valores, não sendo possível prever os patamares reais de tensão, mas apenas a tendência geral.

6.2.2 comportamento das tensões σ_f e σ_{V_c} em função dos parâmetros avaliados

Soares (1998) e Blödorn (2014) afirmaram que a existência de tensões residuais na superfície de um determinado corpo, sejam de natureza trativa ou compressiva, influenciam diretamente a resistência à fratura, vida em fadiga e a capacidade de determinado material de suportar carregamentos. Como as tensões residuais se sobrepõem ao carregamento aplicado externamente, essas podem aumentar ou diminuir a tensão efetiva aplicada no componente. Este comportamento foi atestado por Kobasko (2010), que no seu estudo sobre a formação e distribuição de tensões residuais em tratamentos térmicos de têmpera, concluiu que tensões de natureza compressiva na superfície temperada aumentam a resistência à fadiga do material. Com estas observações em mente, a análise a seguir busca ilustrar a variação das tensões σ_f e σ_{V_c} - considerando os valores obtidos logo abaixo da superfície (a 0,05mm de profundidade - em relação às variadas condições de torneamento e dureza, trazendo uma maior clareza e visão ampla do processo.

A Tabela 6.6 mostra os valores das tensões residuais a 0,05mm de profundidade em relação à face usinada (relativo ao primeiro incremento de furação). Os valores foram retirados das tabelas calculadas pelo método integral no ambiente Matlab®.

Tabela 6.6: Valores obtidos para as tensões residuais a 0,05mm de profundidade na direção do avanço (σ_f) e da velocidade de corte (σ_{V_c}) (autoria própria).

Amostra No.	H (HRc)	V_c (m/min)	f (mm/rev)	a_p (mm)	σ_f (MPa)	σ_{V_c} (MPa)
5A	45	150	0.25	0.10	-3.768	1.285
14A	50	185	0.10	0.25	-3.800	5.162
1A	40	150	0.25	0.25	4.375	80.941
5B	45	150	0.10	0.25	-15.821	-6.360
14B	50	185	0.40	0.25	5.949	23.064
6A	45	185	0.10	0.10	-30.881	-24.967
1B	40	185	0.10	0.25	-65.889	-57.817
6B	45	185	0.10	0.40	1.863	8.715
15A	50	185	0.25	0.10	0.996	2.673
7A	45	220	0.10	0.25	7.624	-0.046
15B	50	150	0.25	0.25	9.310	-1.053
16A	50	220	0.25	0.25	31.848	35.871
7B	45	185	0.25	0.25	1.473	1.273
2A	40	220	0.25	0.25	-54.054	11.636
2B	40	185	0.25	0.40	19.796	12.250
8A	45	150	0.25	0.40	-115.189	-152.103
8B	45	220	0.25	0.10	-4.976	0.433
16B	50	185	0.25	0.40	11.390	19.045
9A	45	220	0.40	0.25	36.749	44.273
9B	45	150	0.40	0.25	-48.444	-84.874
10A	45	185	0.40	0.10	-29.320	-28.660
10B	45	185	0.25	0.25	4.275	4.087
3A	40	185	0.25	0.10	-7.147	-5.777
11A	45	185	0.40	0.40	-37.737	-32.668
11B	45	220	0.25	0.40	174.914	90.663
3B	40	185	0.40	0.25	-1.524	0.040
12A	45	185	0.25	0.25	-41.413	0.933

6.2.2.1 Comportamento da tensão na direção do avanço

A Tabela 6.7 traz a análise de variância para as tensões residuais na direção do avanço (a 0,05mm da superfície). Os primeiros pontos a serem observados são os valores de erro do modelo, que indicam que o modelo de regressão encontrado não é capaz de se ajustar aos dados amostrais (MONTGOMERY, 2012), denotando um desvio padrão muito grande para este conjunto. Isto indica que a Equação de Regressão 6.5 não é capaz de prever, com adequada precisão, os valores de tensão para o espectro dos parâmetros avaliados.

Por outro lado, a falta de ajuste do modelo não impede de analisar qualitativamente o comportamento das respostas de tensão em função das variáveis estudadas. Observando novamente a Tabela 6.7, percebe-se que V_c e $V_c x a_p$ são os únicos parâmetros que têm uma contribuição estatisticamente

Tabela 6.7: Tabela ANOVA para a tensão residual na direção do avanço σ_f (autoria própria).

Source	DF	Seq SS	Contribution	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	14	42616.9	69.79%	42616.9	3044.1	1.98	0.121
Linear	4	14535.4	23.80%	14535.4	3633.9	2.36	0.112
H	1	2137.0	3.50%	2137.0	2137.0	1.39	0.261
Vc	1	10898.7	17.85%	10898.7	10898.7	7.09	0.021
f	1	88.4	0.14%	88.4	88.4	0.06	0.814
ap	1	1411.3	2.31%	1411.3	1411.3	0.92	0.357
Square	4	3036.0	4.97%	3036.0	759.0	0.49	0.741
H*H	1	46.7	0.08%	112.3	112.3	0.07	0.792
Vc*Vc	1	1336.9	2.19%	972.6	972.6	0.63	0.442
f*f	1	1295.8	2.12%	764.3	764.3	0.50	0.494
ap*ap	1	356.5	0.58%	356.5	356.5	0.23	0.639
2-Way Interaction	6	25045.5	41.01%	25045.5	4174.2	2.71	0.067
H*Vc	1	1638.9	2.68%	1638.9	1638.9	1.07	0.322
H*f	1	745.7	1.22%	745.7	745.7	0.49	0.499
H*ap	1	68.5	0.11%	68.5	68.5	0.04	0.836
Vc*f	1	953.2	1.56%	953.2	953.2	0.62	0.446
Vc*ap	1	21215.6	34.74%	21215.6	21215.6	13.80	0.003
f*ap	1	423.6	0.69%	423.6	423.6	0.28	0.609
Error	12	18450.2	30.21%	18450.2	1537.5		
Lack-of-Fit	10	17138.7	28.07%	17138.7	1713.9	2.61	0.308
Pure Error	2	1311.5	2.15%	1311.5	655.8		
Total	26	61067.1	100.00%				
Model Summary							
S	R-sq	R-sq(adj)	PRESS	R-sq(pred)			
39.2112	69.79%	34.54%	101670	0.00%			

significativa na resposta. A interação $V_c x a_p$ é responsável pela maior contribuição, com 34,74%, com V_c contribuindo com 17,85%.

Ainda é necessário observar que o *P-Value* do modelo geral é de 0,121, indicando que o modelo não deve ser considerado estatisticamente válido. Esta conclusão corrobora a análise de *lack of fit* e pode ser reforçada pelo valor de $R_{adj}^2 = 34,54\%$, que indica claramente a falta de ajuste do modelo proposto.

Observando os gráficos de resíduos para σ_f mostrados na Figura 6.36, percebe-se que o conjunto amostral não segue nenhuma tendência que invalide as leituras. Os resíduos seguem uma distribuição praticamente normal, sem assimetrias aparentes. Além disso, conclui-se que não há nenhum padrão ou ciclo nas medições realizadas e também não há grandes mudanças na variância no espectro das leituras.

Continuando a análise do comportamento das tensões residuais em função dos parâmetros de corte, observa-se na Figura 6.37 que todos os parâmetros possuem certa influência na intensidade das tensões. No gráfico de interações (Figura 6.38), nota-se que as interações $V_c x a_p$, seguida de $f x V_c$ e $H x V_c$ possuem influência na tensão σ_f . $V_c x a_p$ possui uma influência forte, dada a grande diferença na inclinação das linhas e as outras duas, uma influência mínima, já que não há tanta diferença entre

Figura 6.36: Gráficos de resíduos para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).

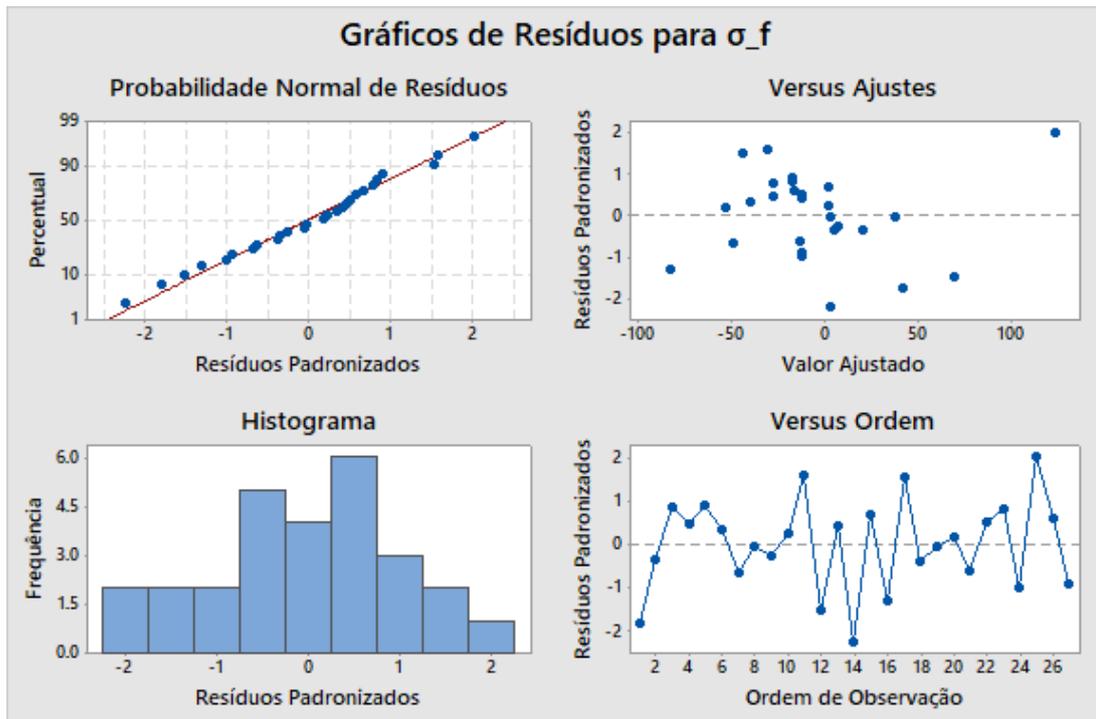
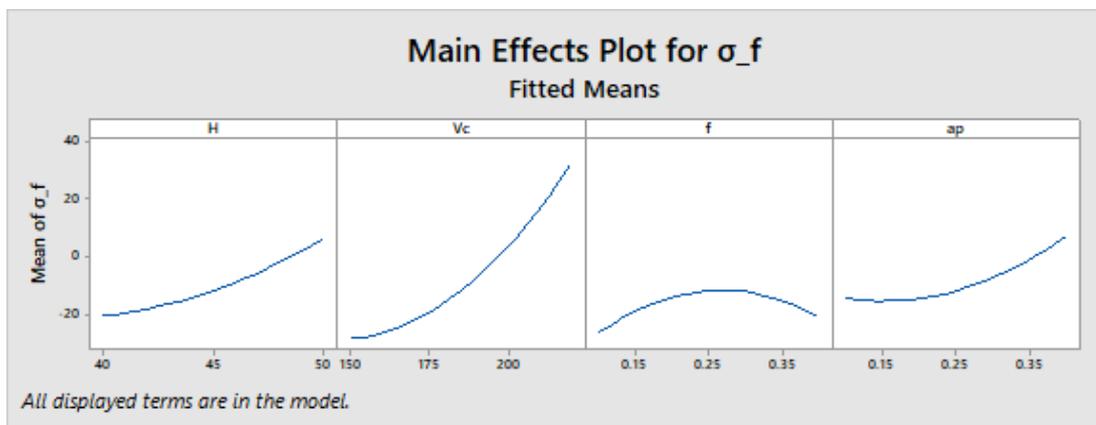


Figura 6.37: Efeitos principais para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).



cada uma das linhas.

As Figuras 6.39 e 6.40 trazem os gráficos de contorno e de superfície para a resposta em tensão na direção do avanço. Tanto as superfícies quanto os contornos foram construídos aos pares de variáveis enquanto os dois outros parâmetros eram mantidos em seus níveis médios. Essa representação é exibida na legenda *Hold Values* de cada gráfico.

Nessas Figuras, é possível observar que a tensão σ_f , em boa parte do intervalo se encontra na faixa entre -50 e 0 MPa (em amarelo claro no gráfico de contorno), ou seja, levemente compressivas e ainda muito próximas de zero para que seus efeitos benéficos possam ser considerados significativos. Somente entre $a_p > 0,3mm$ e $V_c < 160m/min$ as tensões atingem valores abaixo de -50 MPa (região

Figura 6.38: Efeitos das interações para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).

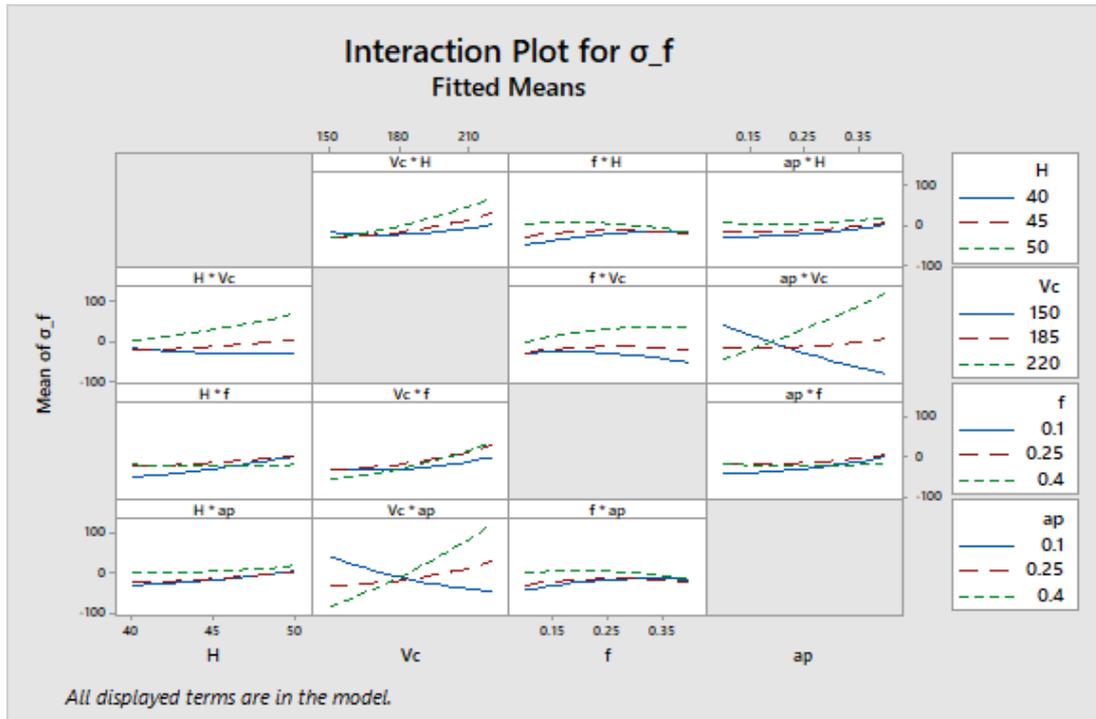
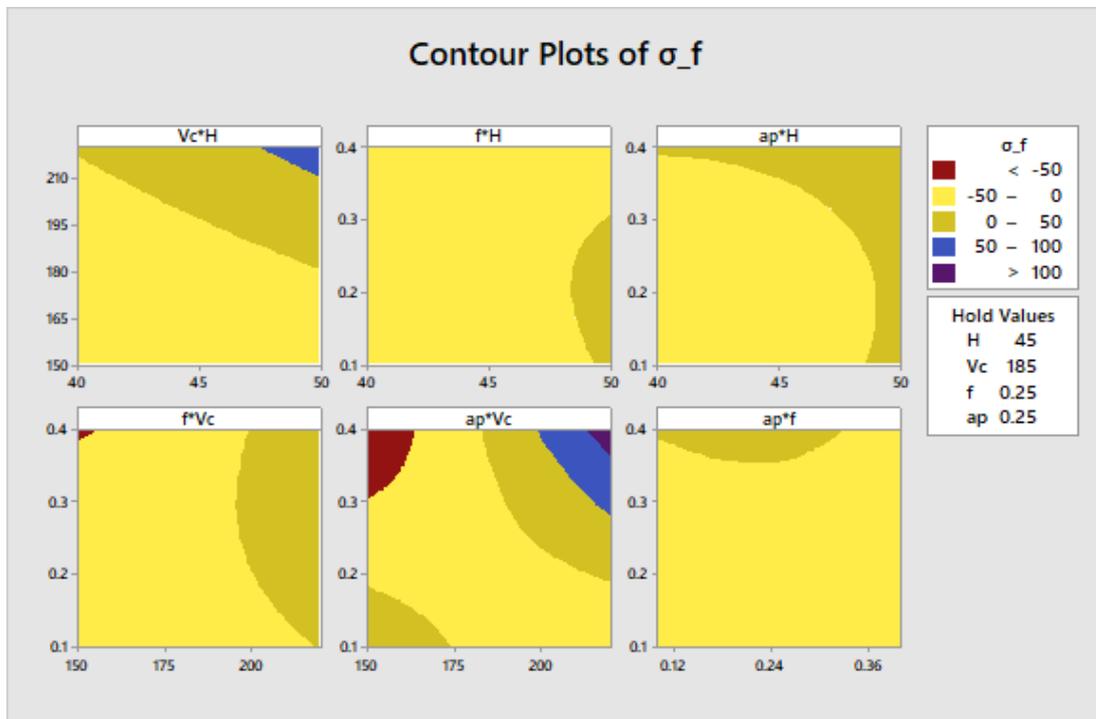


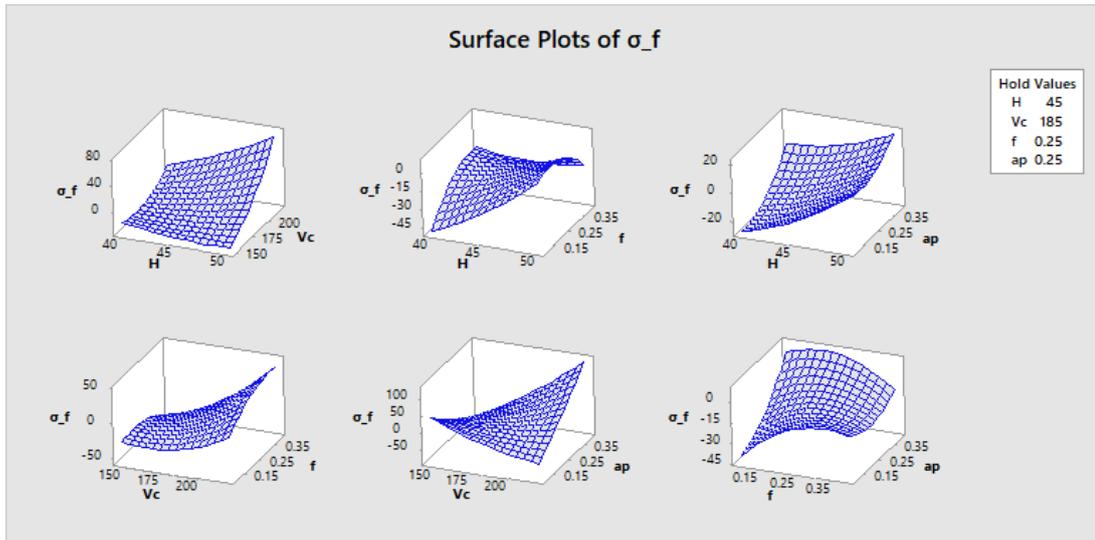
Figura 6.39: Gráficos de contorno para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).



vermelha no gráfico de contorno).

A Tabela 6.8, por sua vez, traz a ponderação dos coeficientes para a formulação do modelo de regressão para a tensão residual σ_f . O modelo de regressão é representado pela equação completa 6.5

Figura 6.40: Gráficos de superfície para a tensão residual na direção do avanço (σ_f) (autoria própria).



e pela equação com somente os efeitos significativos 6.6. Novamente, é importante lembrar que estas equações não são boas aproximações para os dados experimentais e devem ser lidas com cautela, considerando-as somente indicativas da tendência geral das tensões subsuperficiais na direção do avanço.

Tabela 6.8: Coeficientes de regressão para a tensão residual na direção do avanço σ_f (autoria própria).

Term	Effect	Coef	SE Coef	95% CI	T-Value	P-Value	VIF
Constant		-11.9	22.6	(-61.2, 37.4)	-0.53	0.609	
H	26.7	13.3	11.3	(-11.3, 38.0)	1.18	0.261	1.00
Vc	60.3	30.1	11.3	(5.5, 54.8)	2.66	0.021	1.00
f	5.4	2.7	11.3	(-21.9, 27.4)	0.24	0.814	1.00
ap	21.7	10.8	11.3	(-13.8, 35.5)	0.96	0.357	1.00
H*H	9.2	4.6	17.0	(-32.4, 41.6)	0.27	0.792	1.25
Vc*Vc	27.0	13.5	17.0	(-23.5, 50.5)	0.80	0.442	1.25
f*f	-23.9	-12.0	17.0	(-49.0, 25.0)	-0.71	0.494	1.25
ap*ap	16.4	8.2	17.0	(-28.8, 45.2)	0.48	0.639	1.25
H*Vc	40.5	20.2	19.6	(-22.5, 63.0)	1.03	0.322	1.00
H*f	-27.3	-13.7	19.6	(-56.4, 29.1)	-0.70	0.499	1.00
H*ap	-8.3	-4.1	19.6	(-46.9, 38.6)	-0.21	0.836	1.00
Vc*f	30.9	15.4	19.6	(-27.3, 58.2)	0.79	0.446	1.00
Vc*ap	145.7	72.8	19.6	(30.1, 115.5)	3.71	0.003	1.00
f*ap	-20.6	-10.3	19.6	(-53.0, 32.4)	-0.52	0.609	1.00

$$\begin{aligned}
 \sigma_f = & 1870 - 29,3.H - 12,63.V_c + 674.f - 2313.a_p + 0,184.H^2 + 0,0110.V_c^2 \\
 & - 532.f^2 + 363.a_p^2 + 0,116.H.V_c - 18,2.H.f - 5,5.H.a_p + 2,94.V_c.f \\
 & + 13,87.V_c.a_p - 457.f.a_p \quad (6.5)
 \end{aligned}$$

$$\sigma_f = -12,63.V_c + 13,87.V_c.a_p \quad (6.6)$$

6.2.2.2 Comportamento da tensão na direção da velocidade de corte

A variância dos dados das tensões residuais na direção da velocidade de corte (a 0,05mm da superfície) é apresentada na Tabela 6.9. Observa-se novamente os valores expressivos de erro do modelo (30,83%) e *lack of fit* (30,82%). Convém recapitular que, segundo Montgomery (2012), um alto *lack of fit* indica que o modelo de regressão encontrado não é capaz de se ajustar aos dados amostrais, ou seja denotando um desvio padrão muito grande para este conjunto. Logo, é possível concluir que a Equação de Regressão 6.7 não é capaz se ajustar corretamente, com adequada precisão, aos valores experimentais de tensão dentro dos limites dos parâmetros avaliados.

Tabela 6.9: Tabela ANOVA para a tensão residual na direção da velocidade de corte σ_{V_c} (autoria própria).

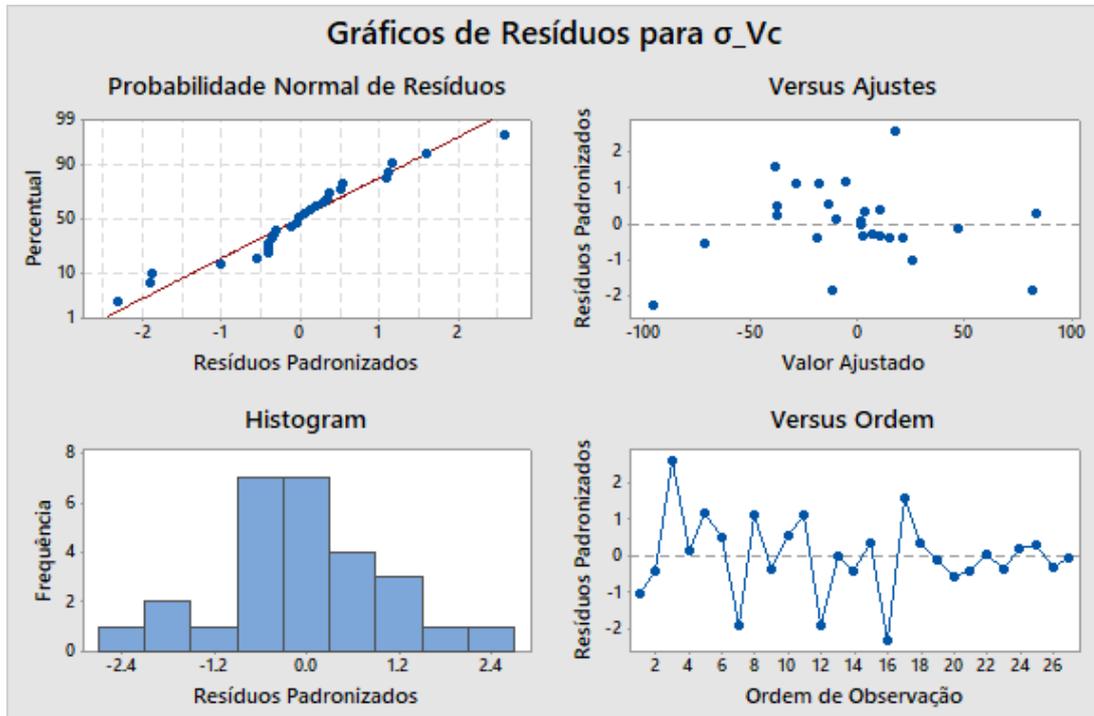
Source	DF	Seq SS	Contribution	Adj SS	Adj MS	F-Value	P-Value
Model	14	38389.7	69.17%	38389.7	2742.1	1.92	0.131
Linear	4	10077.1	18.16%	10077.1	2519.3	1.77	0.200
H	1	157.6	0.28%	157.6	157.6	0.11	0.745
Vc	1	9918.4	17.87%	9918.4	9918.4	6.96	0.022
f	1	1.0	0.00%	1.0	1.0	0.00	0.979
ap	1	0.1	0.00%	0.1	0.1	0.00	0.995
Square	4	6127.1	11.04%	6127.1	1531.8	1.07	0.411
H*H	1	3336.3	6.01%	1565.7	1565.7	1.10	0.315
Vc*Vc	1	846.3	1.52%	83.7	83.7	0.06	0.813
f*f	1	1142.9	2.06%	1706.6	1706.6	1.20	0.295
ap*ap	1	801.6	1.44%	801.6	801.6	0.56	0.468
2-Way Interaction	6	22185.5	39.98%	22185.5	3697.6	2.59	0.075
H*Vc	1	2821.1	5.08%	2821.1	2821.1	1.98	0.185
H*f	1	399.1	0.72%	399.1	399.1	0.28	0.606
H*ap	1	0.7	0.00%	0.7	0.7	0.00	0.983
Vc*f	1	3772.0	6.80%	3772.0	3772.0	2.65	0.130
Vc*ap	1	14837.4	26.74%	14837.4	14837.4	10.41	0.007
f*ap	1	355.1	0.64%	355.1	355.1	0.25	0.627
Error	12	17107.9	30.83%	17107.9	1425.7		
Lack-of-Fit	10	17101.9	30.82%	17101.9	1710.2	570.72	0.002
Pure Error	2	6.0	0.01%	6.0	3.0		
Total	26	55497.6	100.00%				
Model Summary							
S	R-sq	R-sq(adj)	PRESS	R-sq(pred)			
37.7579	69.17%	33.21%	98520.5	0.00%			

Ainda assim, é possível analisar qualitativamente o comportamento das respostas de tensão em função das variáveis estudadas. Na Tabela 6.9, observa-se novamente que V_c e $V_c x a_p$ são os únicos parâmetros contribuem significativamente na resposta. A interação $V_c x a_p$ é responsável pela maior contribuição, com 26,74%, com V_c contribuindo com 17,87%.

Novamente, um ponto importante é o *P-Value* do modelo geral para σ_{V_c} , que é de 0,131. Este

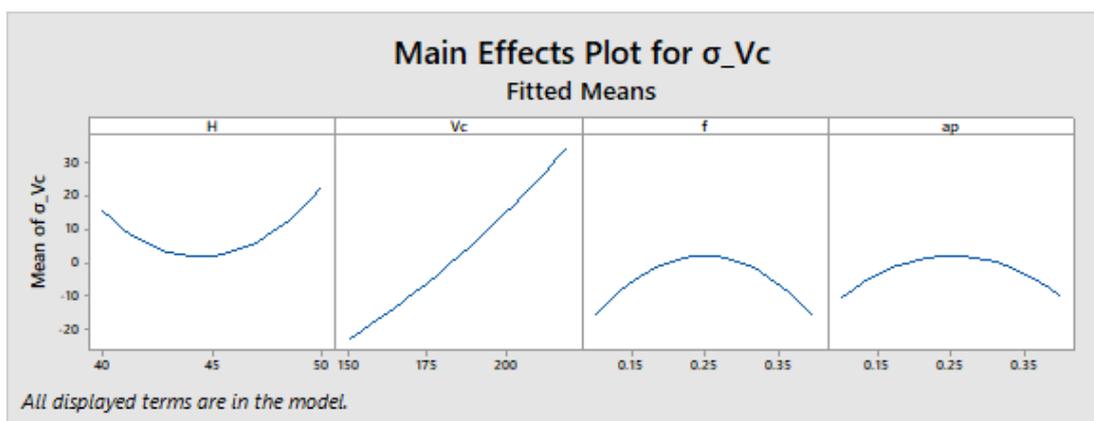
valor indica que o modelo não deve ser considerado significativo. Esta conclusão corrobora a análise de *lack of fit* e pode ser reforçada pelo valor de $R_{adj}^2 = 33,21\%$, que, novamente, indica claramente a falta de ajuste do modelo proposto.

Figura 6.41: Gráficos de resíduos para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{Vc}) (autoria própria).



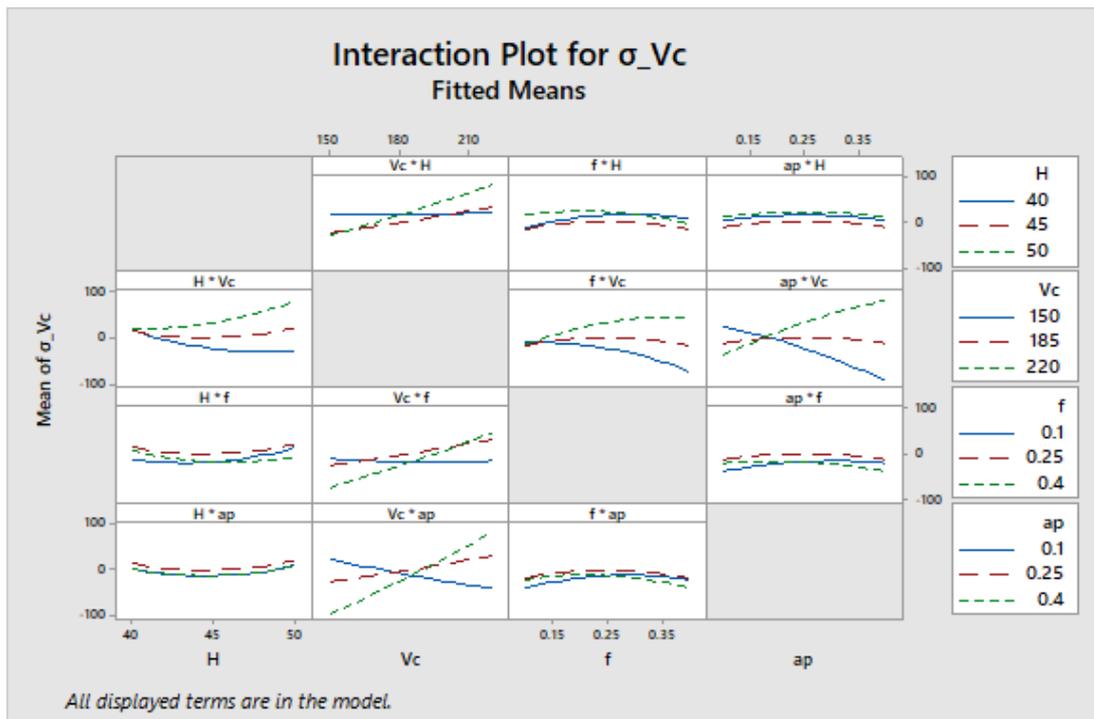
Em relação aos resíduos para σ_{Vc} , exibidos na Figura 6.41, nota-se que o conjunto amostral não segue nenhum padrão visível que invalide o experimento. Os resíduos seguem uma distribuição praticamente normal, sem assimetrias aparentes. Além disso, conclui-se que não há nenhuma tendência ou ciclo nas leituras realizadas e também não há grandes mudanças na variância em relação aos valores ajustados.

Figura 6.42: Efeitos principais para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{Vc}) (autoria própria).



Continuando a análise qualitativa das tensões residuais na direção da velocidade de corte, percebe-se (na Figura 6.42 que, assim como na Figura 6.37, todos os parâmetros possuem certa influência na intensidade da resposta. No gráfico de interações (Figura 6.43, nota-se que as mesmas interações $V_c \times a_p$, $f \times V_c$ e $H \times V_c$ possuem influência na tensão σ_{V_c} . $V_c \times a_p$ possui uma influência forte, dada a grande diferença na inclinação das curvas plotadas e as outras duas, uma influência mais branda.

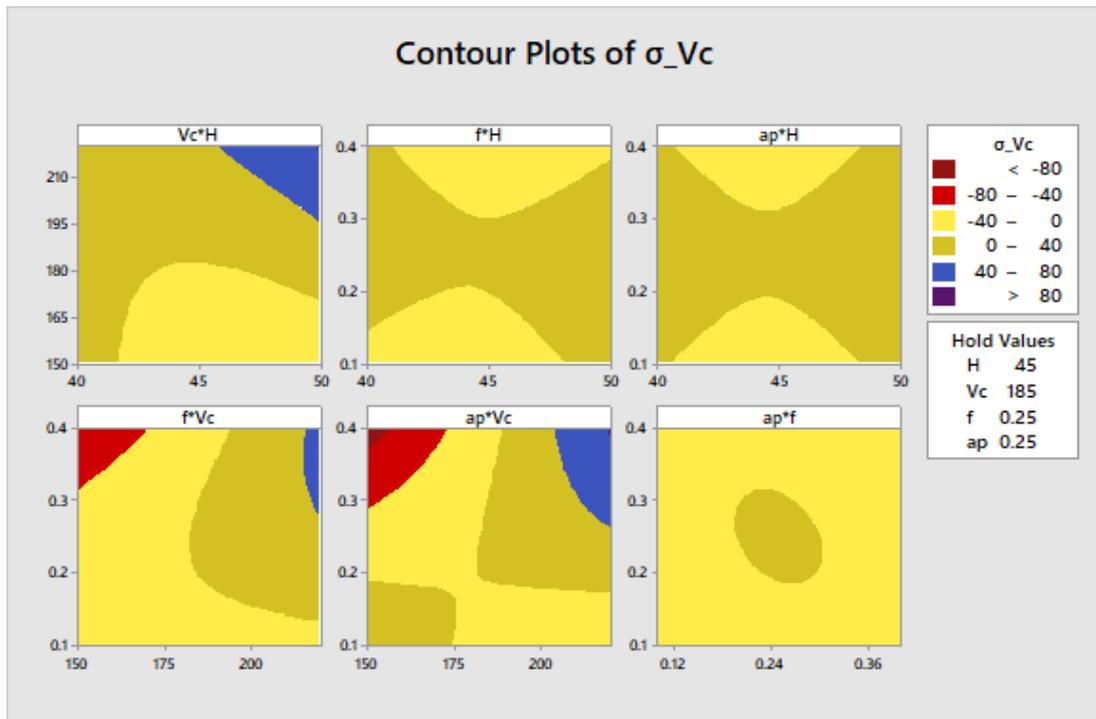
Figura 6.43: Efeitos das interações para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{V_c}) (autoria própria).



Os gráficos de contorno e de superfície para a resposta em tensão na direção da velocidade de corte são apresentados nas Figuras 6.44 e 6.45. Novamente, ambos os gráficos foram construídos aos pares de variáveis enquanto os dois outros parâmetros eram mantidos em seus níveis médios. Essa representação é exibida na legenda *Hold Values* de cada gráfico.

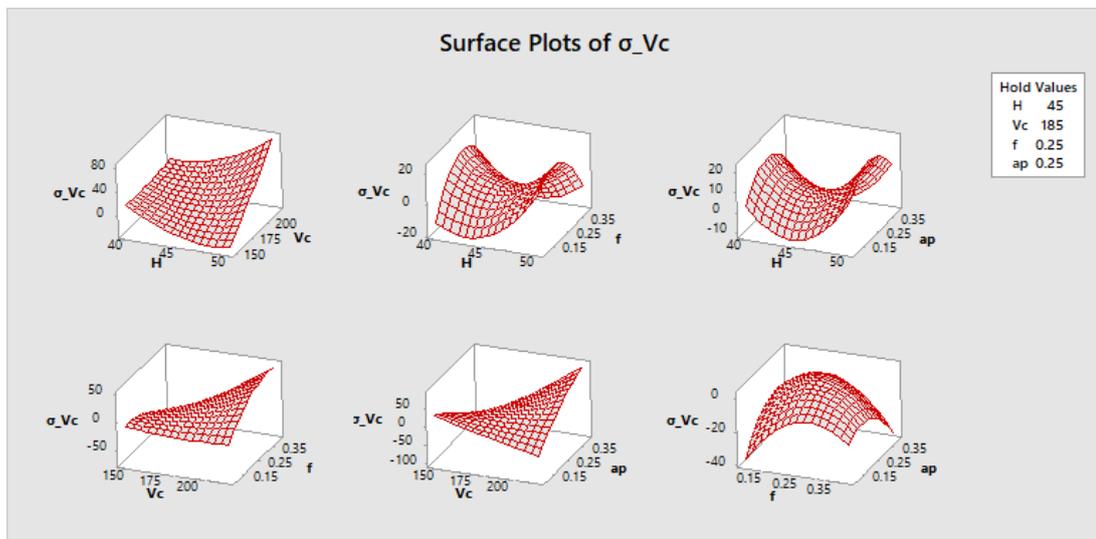
Ao contrário do comportamento observado para a tensão σ_f , observa-se uma variação maior da tensão σ_{V_c} . Nas Figuras, é possível notar que a resposta, em boa parte da superfície, oscila entre os campos compressivo e trativo, entre -40 e 40 MPa (regiões em amarelo claro e escuro no gráfico de contorno). Da mesma forma que nas Figuras 6.39 e 6.40, as tensões, em sua maioria, são muito próximas de zero e seus efeitos na resistência mecânica podem ser considerados insignificantes. Nos valores de $a_p > 0,3\text{mm}$, $f > 0,3\text{mm/rev}$ e $V_c < 175\text{m/min}$, pode-se encontrar magnitudes compressivas maiores (abaixo de -40 MPa - regiões vermelha e vinho no gráfico de contorno). Isso pode ser considerado uma leve indicação de que o parâmetro mais influente e capaz de induzir maiores valores

Figura 6.44: Gráficos de contorno para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{Vc}) (autoria própria).



de tensões residuais seja a velocidade de corte.

Figura 6.45: Gráficos de superfície para a tensão residual na direção da velocidade de corte (σ_{Vc}) (autoria própria).



Por fim, a Tabela 6.10 mostra a ponderação dos coeficientes do modelo de regressão para a tensão residual σ_{Vc} . O modelo é representado pela equação completa 6.7 e pela equação com somente os efeitos significativos 6.8. Novamente, é importante recapitular que estas equações não são boas aproximações para os dados experimentais e devem ser estudadas com cautela, considerando-as somente como expressões de tendência geral das tensões subsuperficiais na direção da velocidade de

corde.

Tabela 6.10: Coeficientes de regressão para a tensão residual na direção do avanço σ_{V_c} (autoria própria).

Term	Effect	Coef	SE Coef	95% CI	T-Value	P-Value	VIF
Constant		2.1	21.8	(-45.4, 49.6)	0.10	0.925	
H	7.2	3.6	10.9	(-20.1, 27.4)	0.33	0.745	1.00
Vc	57.5	28.7	10.9	(5.0, 52.5)	2.64	0.022	1.00
f	-0.6	-0.3	10.9	(-24.0, 23.5)	-0.03	0.979	1.00
ap	0.2	0.1	10.9	(-23.7, 23.8)	0.01	0.995	1.00
H*H	34.3	17.1	16.3	(-18.5, 52.8)	1.05	0.315	1.25
Vc*Vc	7.9	4.0	16.3	(-31.7, 39.6)	0.24	0.813	1.25
f*f	-35.8	-17.9	16.3	(-53.5, 17.7)	-1.09	0.295	1.25
ap*ap	-24.5	-12.3	16.3	(-47.9, 23.4)	-0.75	0.468	1.25
H*Vc	53.1	26.6	18.9	(-14.6, 67.7)	1.41	0.185	1.00
H*f	-20.0	-10.0	18.9	(-51.1, 31.1)	-0.53	0.606	1.00
H*ap	-0.8	-0.4	18.9	(-41.5, 40.7)	-0.02	0.983	1.00
Vc*f	61.4	30.7	18.9	(-10.4, 71.8)	1.63	0.130	1.00
Vc*ap	121.8	60.9	18.9	(19.8, 102.0)	3.23	0.007	1.00
f*ap	-18.8	-9.4	18.9	(-50.6, 31.7)	-0.50	0.627	1.00

$$\begin{aligned} \sigma_{V_c} = & 3121 - 85,6.H - 11,57.V_c + 17.f - 1744.a_p + 0,685.H^2 + 0,0032.V_c^2 \\ & - 795.f^2 - 545.a_p^2 + 0,152.H.V_c - 13,3.H.f - 0,6.H.a_p + 5,85.V_c.f \\ & + 11,60.V_c.a_p - 419.f.a_p \quad (6.7) \end{aligned}$$

$$\sigma_{V_c} = -11,57.V_c + 11,60.V_c.a_p \quad (6.8)$$

6.2.2.3 Otimização através da função *desirability* e parâmetros ótimos de usinagem

A função *desirability* permite que sejam encontrados os níveis dos fatores experimentais que, ao mesmo tempo, sejam capazes de alcançar valores ideais para todas as respostas avaliadas no estudo, segundo as prioridades que o autor desejar (HAN, 2015). Esta abordagem é um dos métodos comumente utilizados na indústria para a otimização de múltiplas respostas (NIST/SEMATECH, 2021).

O método consiste em converter cada resposta em uma função *desirability* individual d_i , cujo valor varia entre 0 e 1. Quanto mais alto o valor d_i , mais próxima a resposta está do ideal. Todas estas funções individuais compõem a função *desirability* geral D que, quanto mais próximo de 1, mais próximo o conjunto de variáveis consegue obter uma resposta favorável (MONTGOMERY, 2012).

No ambiente do Minitab[®], dentro da aba *Response Optimizer* para a RSM, a função *desirability* foi configurada conforme a Tabela 6.11. Neste trabalho, o objetivo é minimizar todas as respostas,

Tabela 6.11: Configurações para a função desirability (autoria própria)

Response	Goal	Target	Upper	Weight	Importance
σ_{V_c}	Minimum	-152.103	0.0	1	1
σ_f	Minimum	-115.189	0.0	1	1
R_t	Minimum	2.000	5.0	1	1
R_a	Minimum	0.300	1.6	1	1

considerando a mesma importância para cada uma, já que tanto a rugosidade como as tensões residuais influenciam o comportamento mecânico do material.

Com os dados de entrada, o *software* calcula o número de soluções desejado pelo analista. Neste trabalho, foi escolhida a quantidade de 3 soluções para observar o comportamento da função. A Tabela 6.12 mostra as combinações de parâmetros-solução para a otimização proposta, com o valor D de *desirability* geral para cada solução encontrada. Na Tabela 6.12, observa-se que a primeira solução é a única que fornece um valor aceitável para a função, com $D_1 = 0,907838$. As outras soluções apresentam valores de $D_2 = 0,615723$ e $D_3 = 0,575743$, valores bem abaixo da primeira.

Tabela 6.12: Soluções encontradas pela otimização através da função *desirability* (autoria própria).

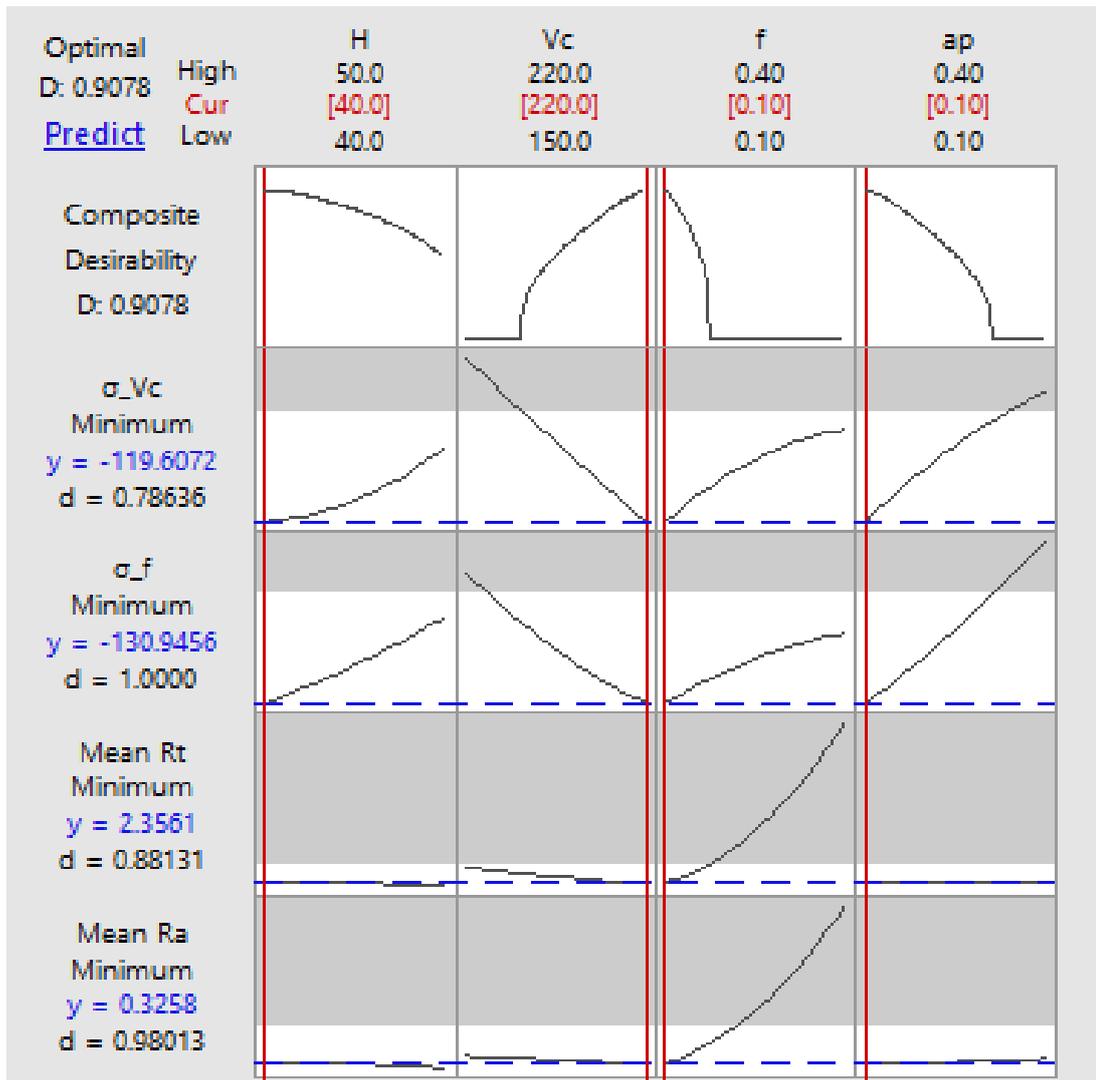
Solution	H	V_c	f	a_p	σ_{V_c} Fit	σ_f Fit	R_t Fit	R_a Fit
1	40	220	0.1	0.1	-119.607	-130.946	2.35606	0.325833
2	49.9645	150	0.1	0.4	-69.613	-64.162	3.07003	0.460698
3	40.9849	190.995	0.1	0.110264	-48.767	-72.474	3.14018	0.457794
Composite								
Solution	Desirability							
1	0.907838							
2	0.615723							
3	0.575743							

O comportamento das três soluções fornecidas pode ser analisado na Figura 6.46. Esta figura mostra essa análise realizada de maneira gráfica. As linhas verticais em vermelho, no ambiente Minitab®, são interativas, permitindo diferentes configurações de resposta. O gráfico dispõe os valores de resposta separadas pela variação de cada parâmetro individualmente. Desta forma, é possível observar o sentido de variação de cada um e, ao mesmo tempo, fornecer os melhores valores para a função *desirability* geral. Neste estudo, os valores ótimos teóricos são $H = 40\text{HRc}$, $V_c = 220\text{m/min}$, $f = 0,10\text{mm/rev}$ e $a_p = 0,10\text{mm}$.

6.3 Análise Metalográfica

O objetivo principal da análise metalográfica foi identificar possíveis alterações nas camadas subsuperficiais do material. Desta forma, todas as amostras usinadas foram seccionadas, lixadas, de

Figura 6.46: Gráfico de otimização através da função *desirability* para as tensões σ_f e σ_{Vc} (autoria própria).



acordo com o procedimento descrito na seção 5.3.6.

As Figuras 6.47 e 6.48 mostram as microestruturas de todas as peças avaliadas na pesquisa. A estrutura formada é formada predominantemente de martensita revenida, ou seja, martensita em forma de lamelas bem finas com a adição de pequenos precipitados de cementita (Fe_3C). Há alguns raros pontos de austenita retida que podem ser vistos como regiões claras (sem ataque) nas Figuras 6.47k, 6.47l, 6.47n, 6.47p, 6.47u e 6.48c.

Nota-se, ainda nas micrografias, a ausência completa de alterações na região logo abaixo da superfície usinada. A estrutura martensítica é totalmente uniforme na região, não demonstrando sinais de deformação mecânica e nem de precipitações ou recristalizações por excesso de temperaturas. Em todas as amostras não foi possível visualizar a formação de camada branca nas camadas superficiais, ou porque ela não foi formada, que pode ser explicado pelo fato de que os parâmetros de corte foram limitados em valores mais baixos do que o ideal, devido à falta de rigidez do equipamento utilizado

(Figura 5.4), ou porque a ampliação utilizada não é suficiente para visualizá-la.

6.4 Medição do desgaste das pastilhas

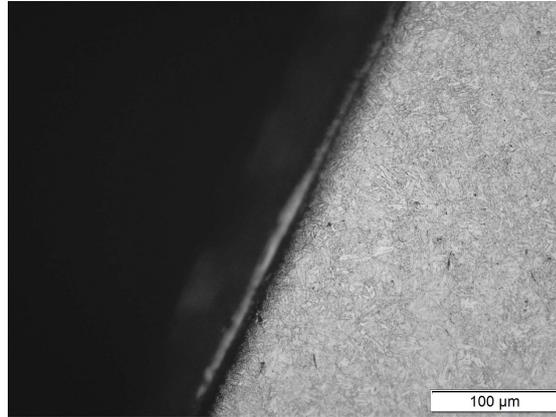
Os níveis de desgaste das arestas de corte das pastilhas de metal duro foram avaliados logo após a leitura das rugosidades das amostras. O principal modo de desgaste das ferramentas de metal duro é o desgaste de flanco (FERRARESI, 1970) e foi o foco do estudo. Porém, como pode ser observado nas Figuras 6.49 e 6.50, não foram registrados valores significativos de desgaste em nenhuma das condições de corte e dureza estudadas.

Essa ausência de desgaste de flanco pode ser explicada por alguns motivos. O primeiro advém das próprias condições do estudo, onde, para evitar que as condições de desgaste de cada aresta influenciassem no campo de tensões residuais e na integridade superficial como um todo, novas arestas foram utilizadas em cada uma das rodadas da superfície de resposta. O segundo motivo está no comprimento total de usinagem (ou o tempo total de usinagem), que é insignificante¹ quando comparado com a característica de desgaste das pastilhas de metal duro revestidas. Nas condições de usinagem estudadas, que estão próximas das indicadas pelo fabricante para acabamento em peças endurecidas, a vida útil é estimada próxima de 15 minutos de usinagem. Neste estudo, cada rodada teve um tempo de torneamento de aproximadamente 40 segundos.

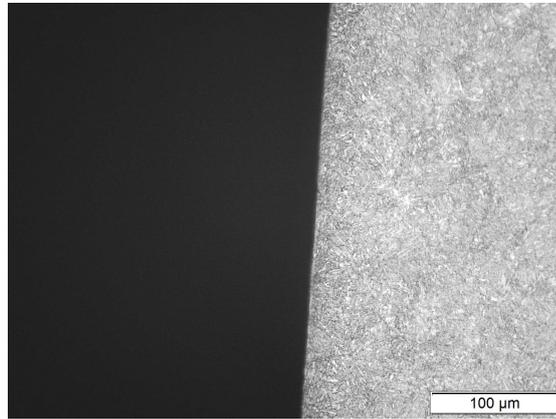
¹ Limitado pelo escopo do trabalho e dimensões dos corpos de prova.

Figura 6.47: Metalografias das regiões superficial e subsuperficial das amostras correspondentes aos *cubic points* da superfície de resposta (autoria própria).

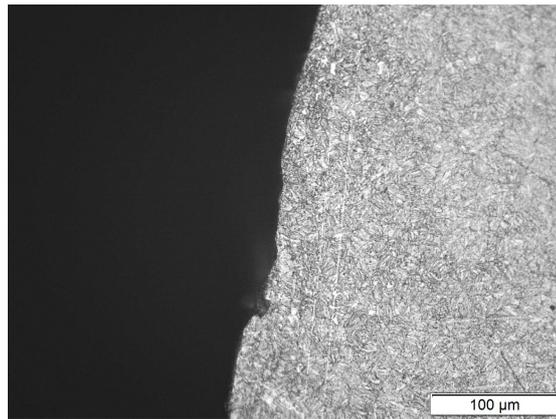
(a) 1A



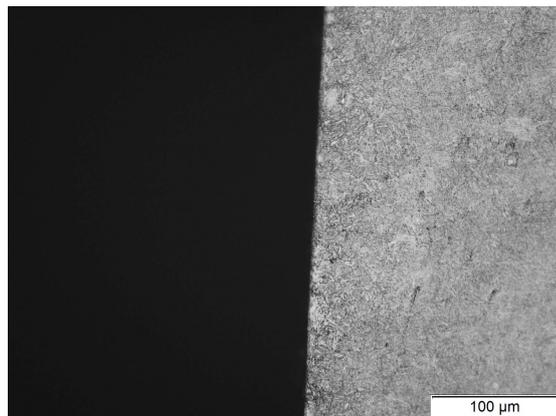
(b) 1B



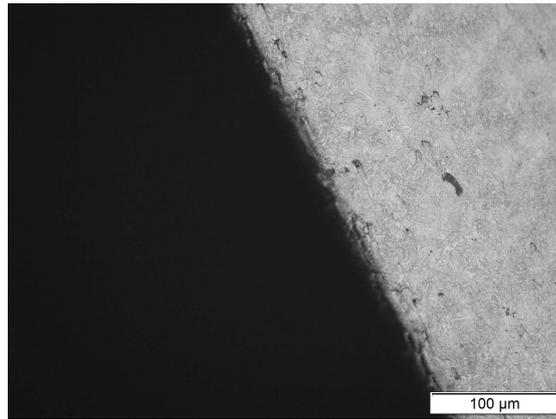
(c) 2A



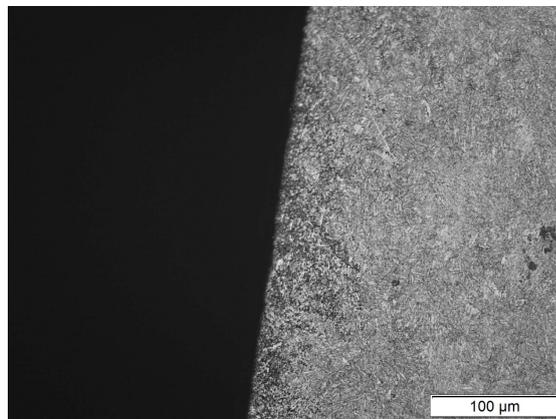
(d) 2B



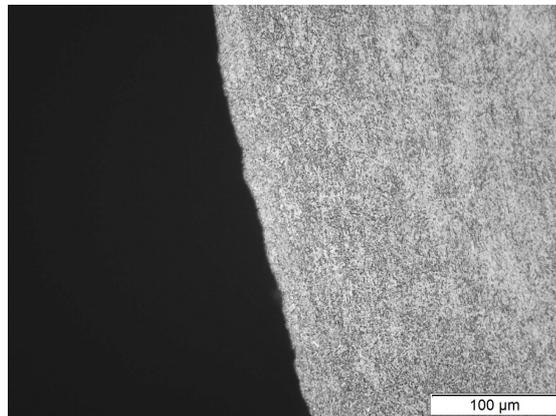
(e) 3A



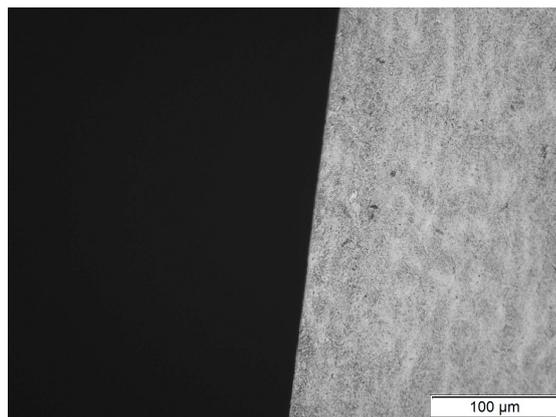
(f) 3B



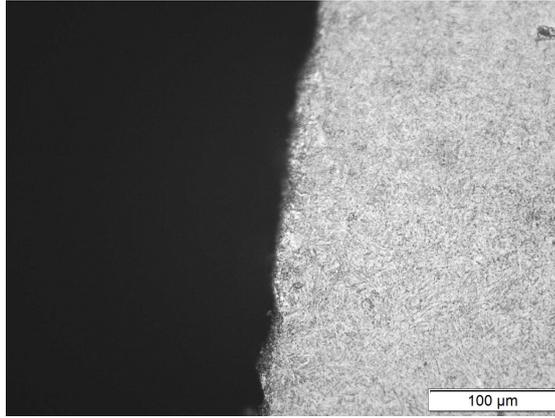
(g) 5A



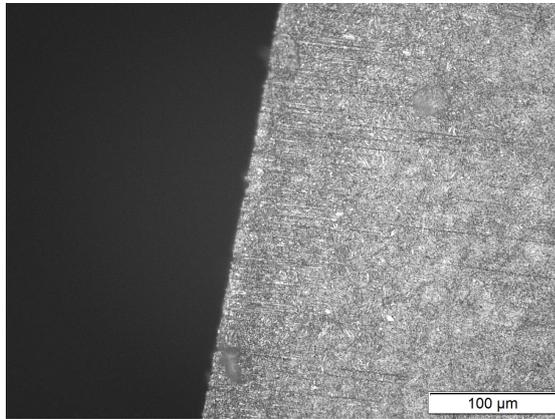
(h) 5B



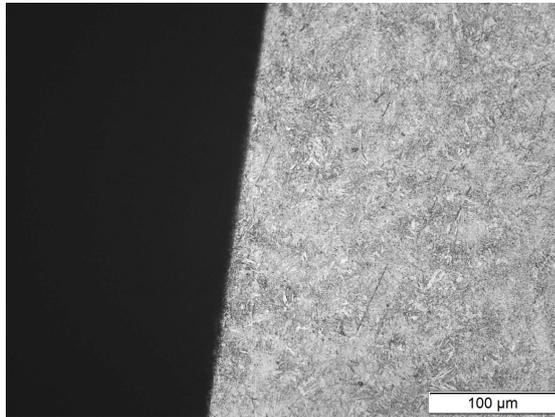
(i) 6A



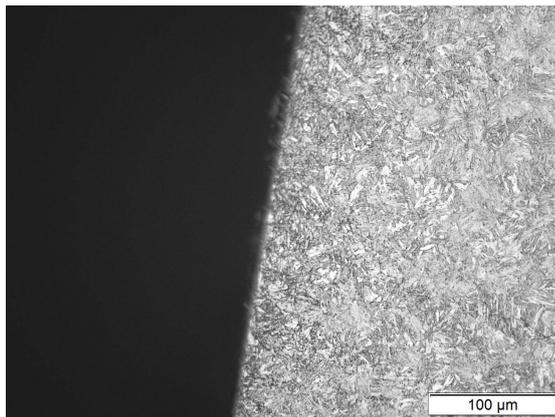
(j) 6B



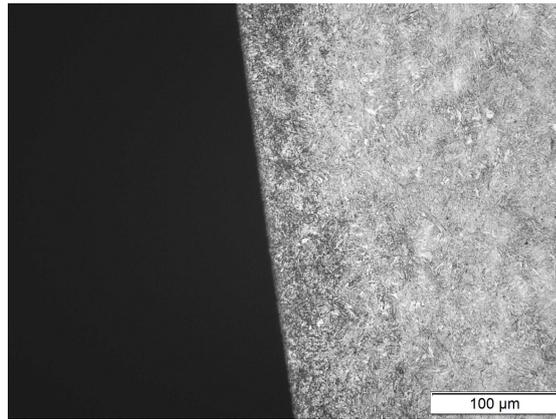
(k) 7A



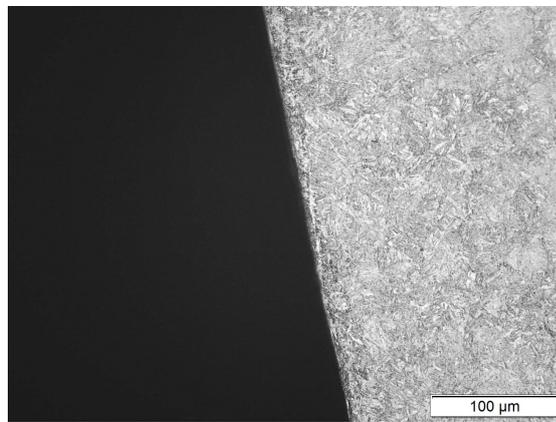
(l) 8A



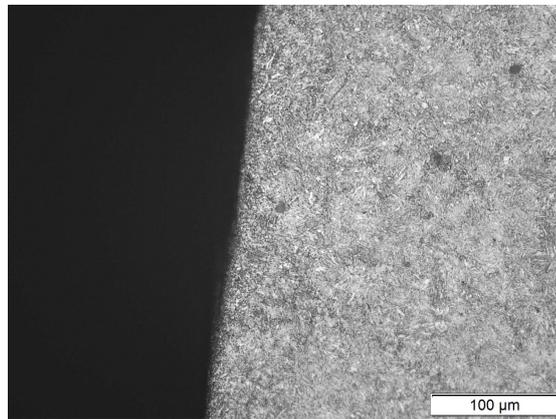
(m) 8B



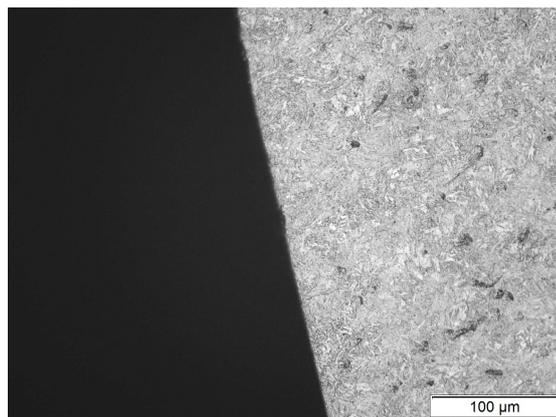
(n) 9A



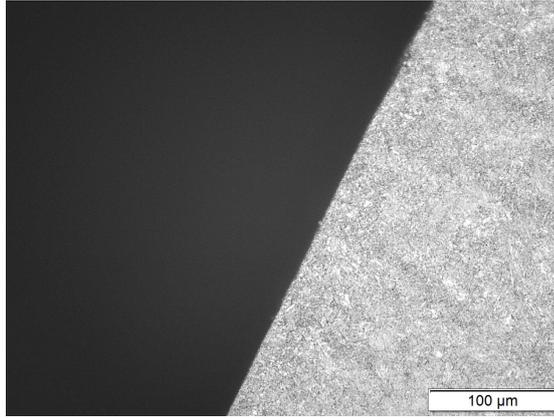
(o) 9B



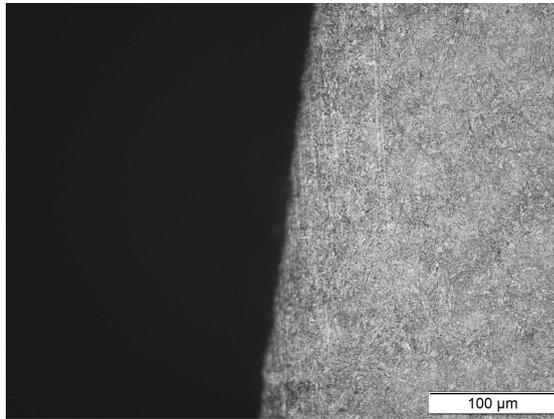
(p) 10A



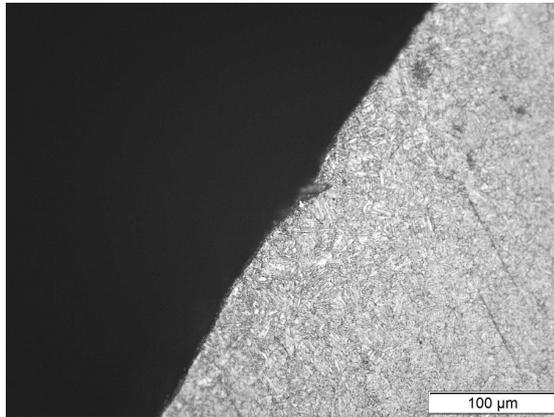
(q) 11A



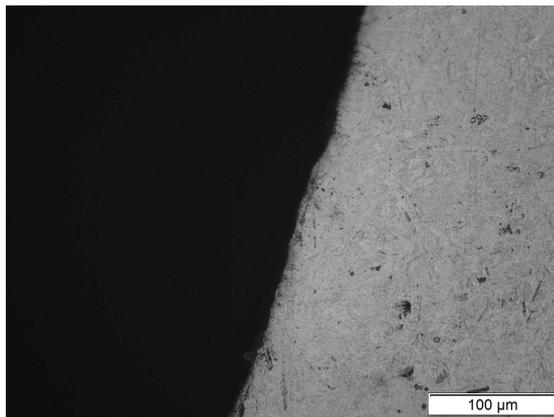
(r) 11B



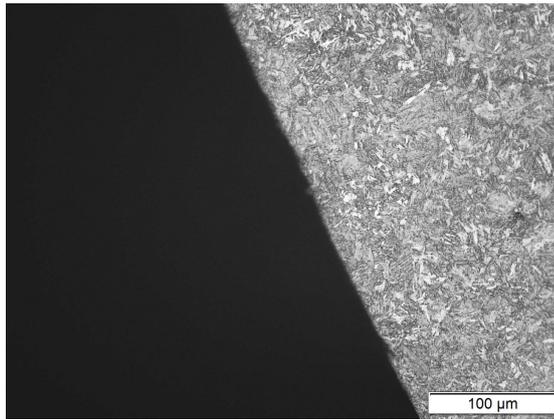
(s) 14A



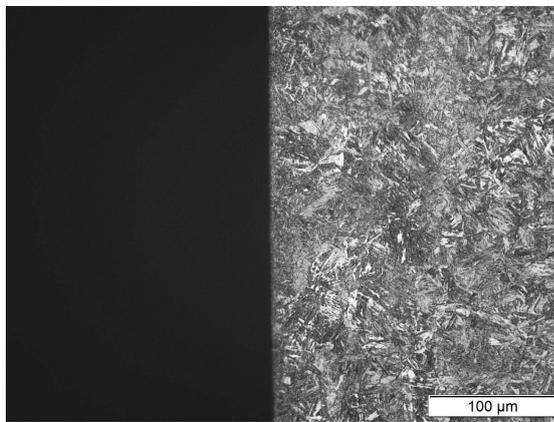
(t) 14B



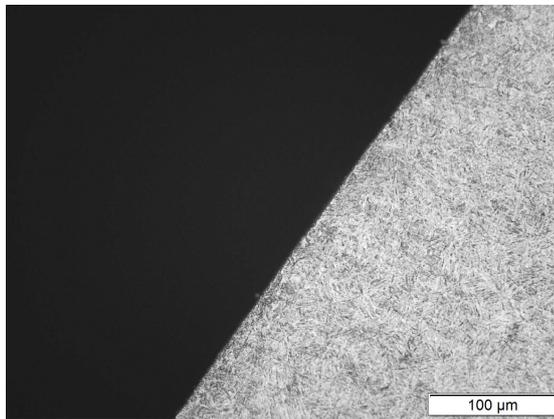
(u) 15A



(v) 15B



(w) 16A



(x) 16B

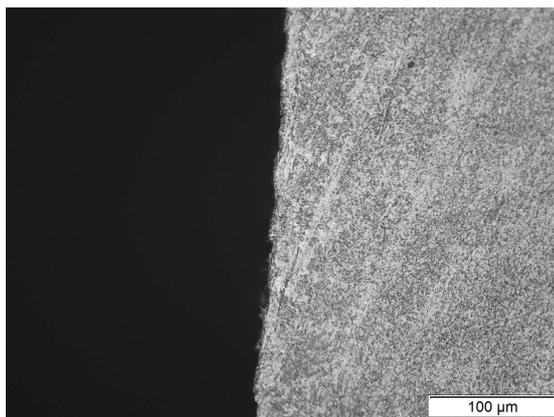
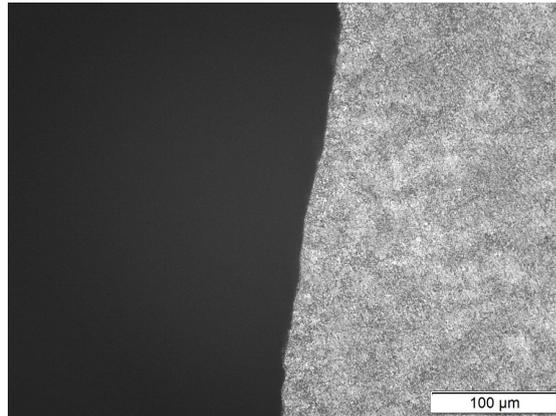
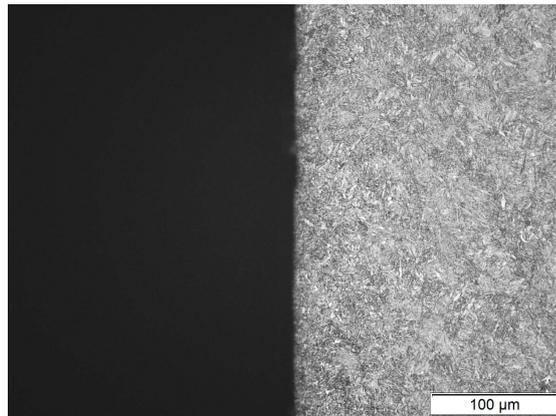


Figura 6.48: Metalografias das regiões superficial e subsuperficial das amostras correspondentes aos *center points* da superfície de resposta (autoria própria).

(a) 7B



(b) 10B



(c) 12A

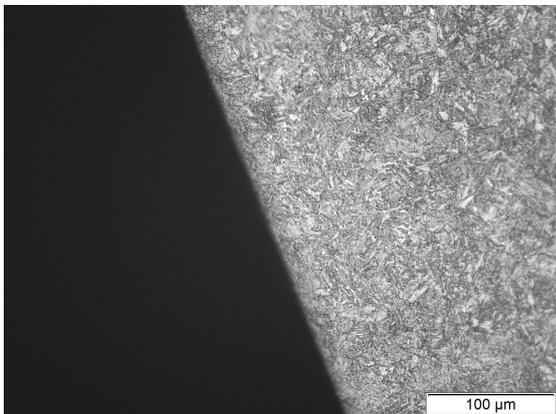
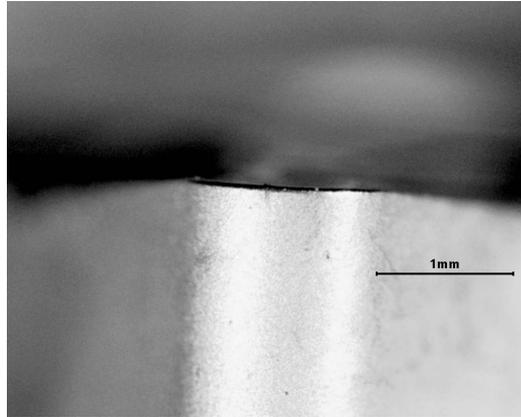
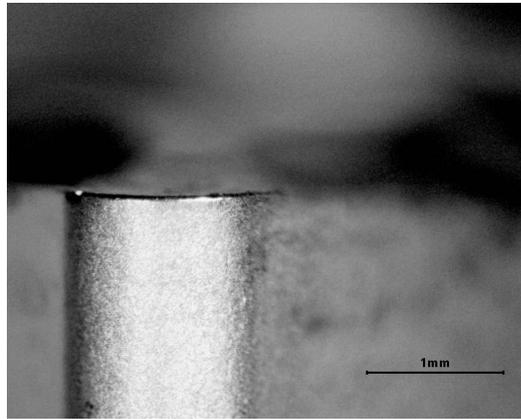


Figura 6.49: Arestas de corte das pastilhas referentes aos *cubic points* da superfície de resposta (autoria própria).

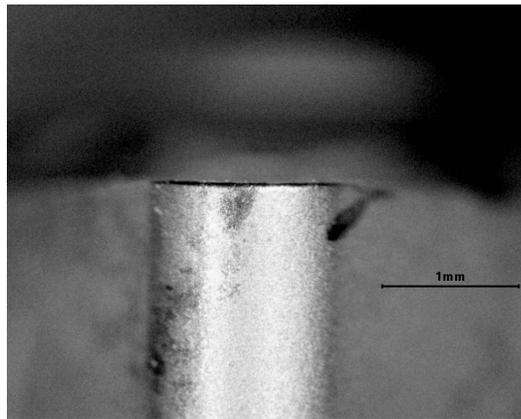
(a) 1A



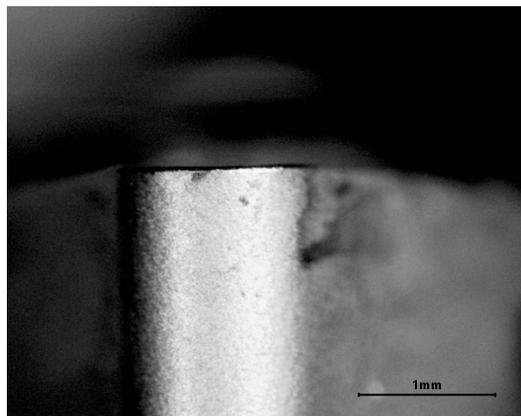
(b) 1B



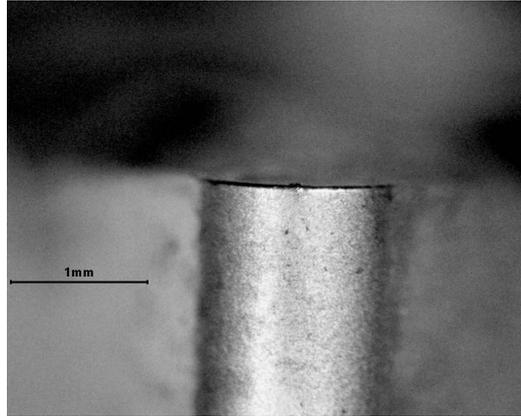
(c) 2A



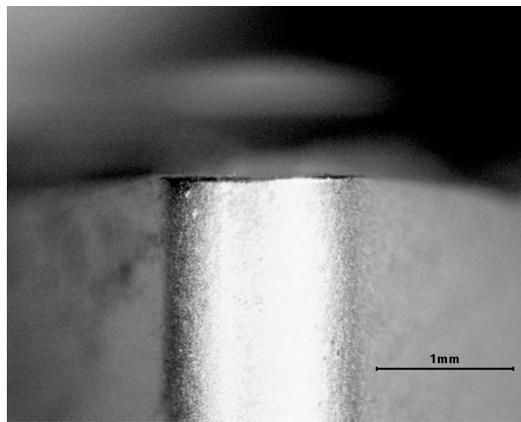
(d) 2B



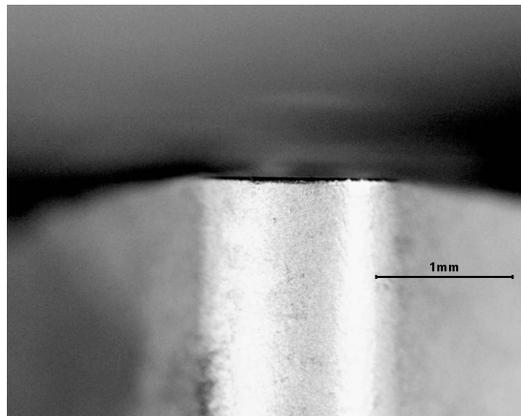
(e) 3A



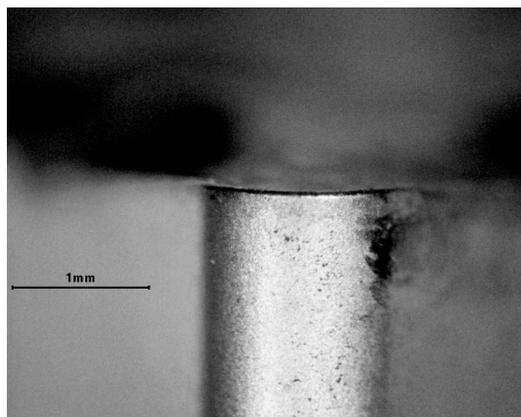
(f) 3B



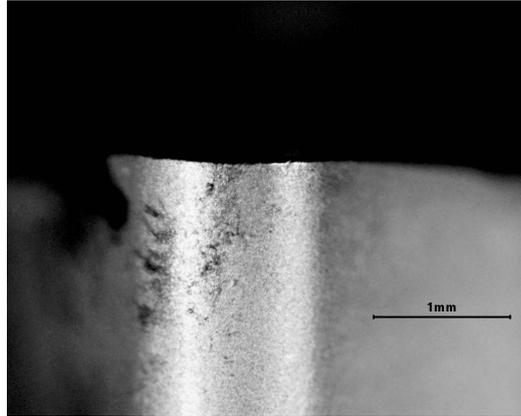
(g) 5A



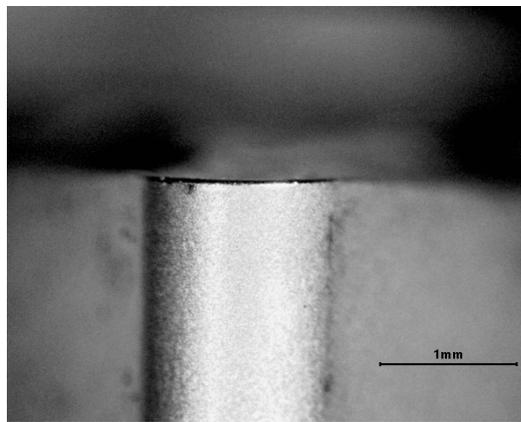
(h) 5B



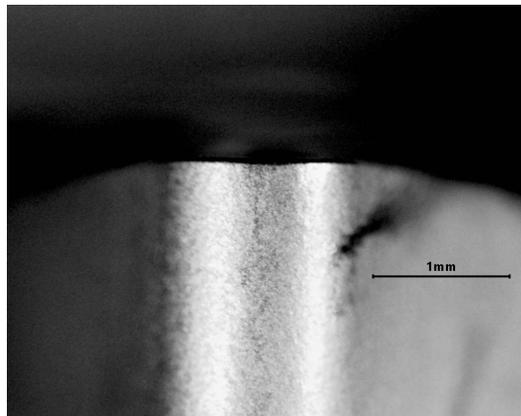
(i) 6A



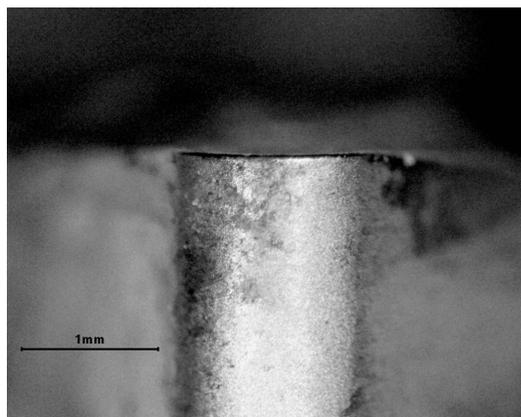
(j) 6B



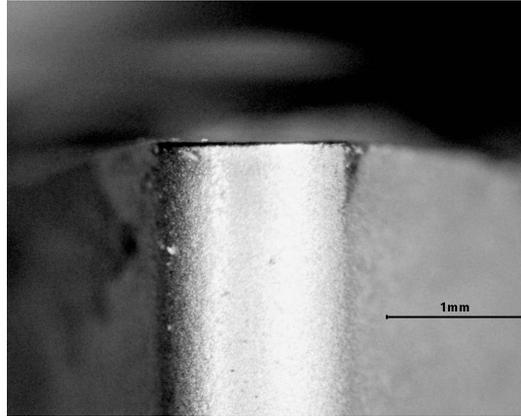
(k) 7A



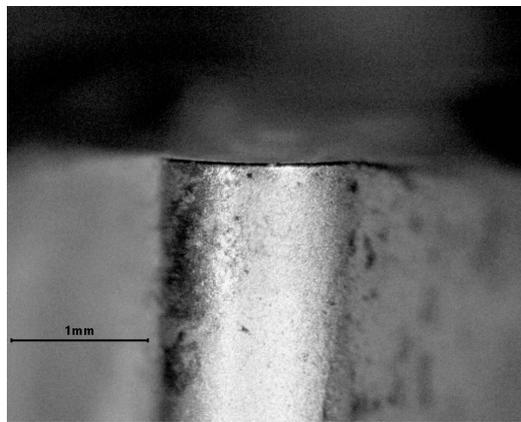
(l) 8A



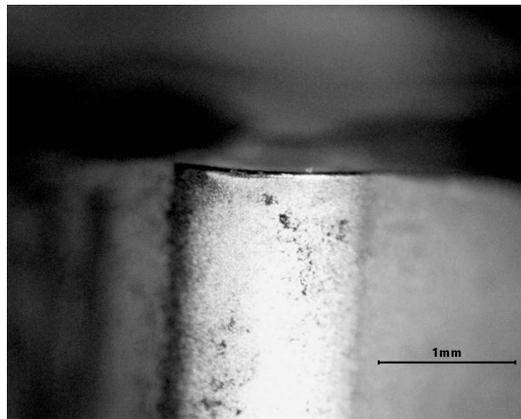
(m) 8B



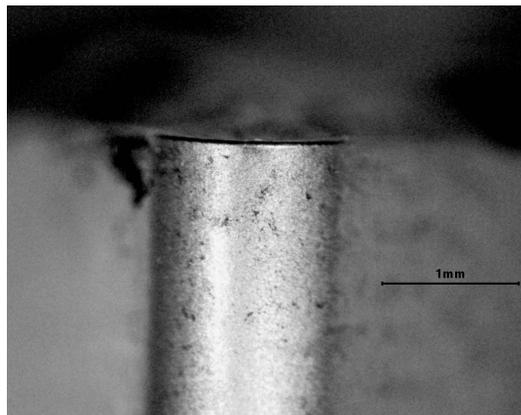
(n) 9A



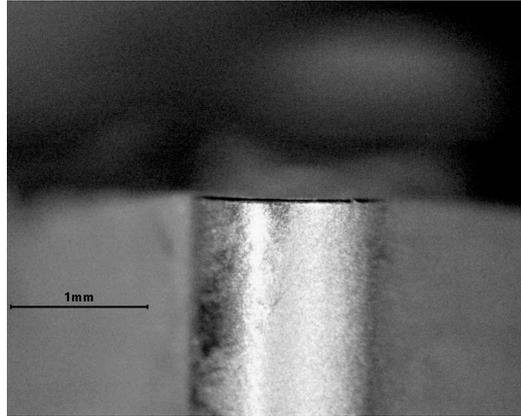
(o) 9B



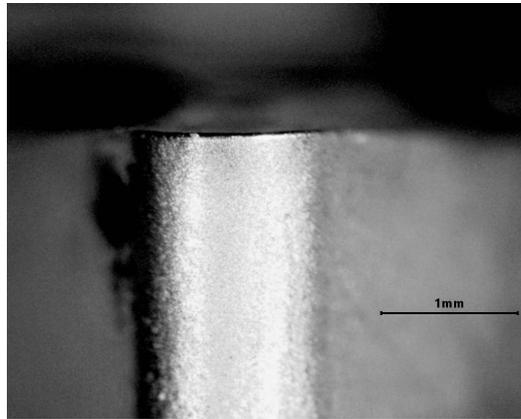
(p) 10A



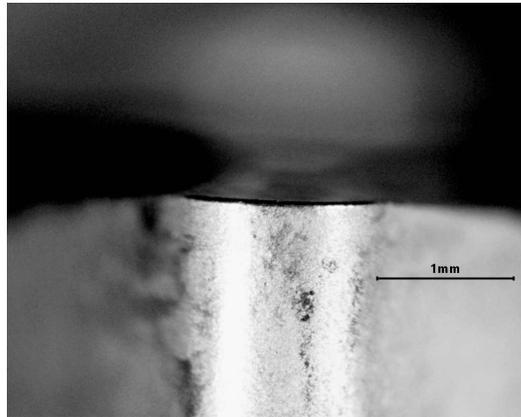
(q) 11A



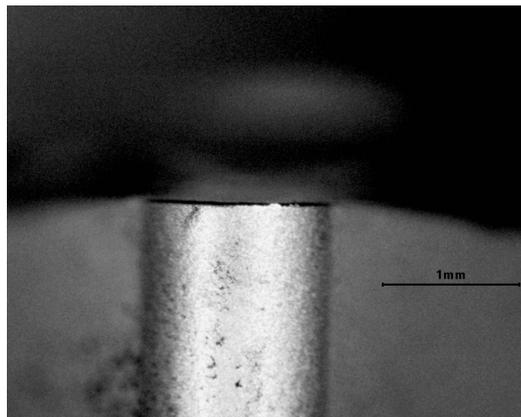
(r) 11B



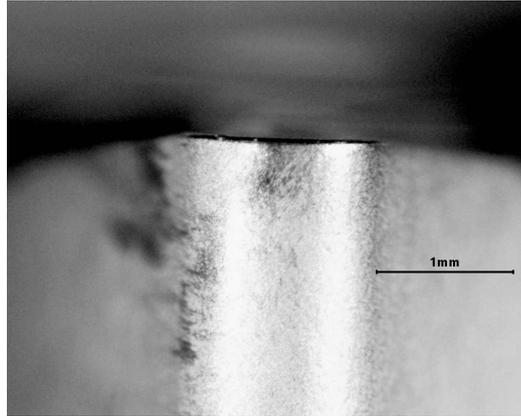
(s) 14A



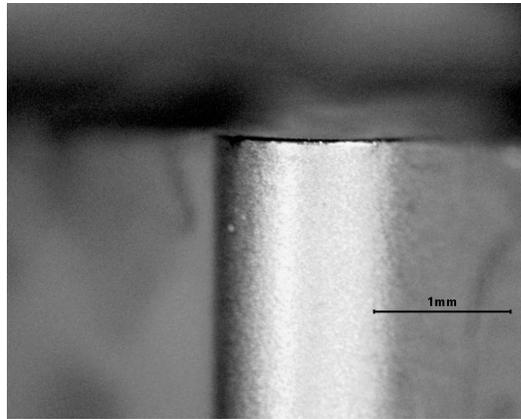
(t) 14B



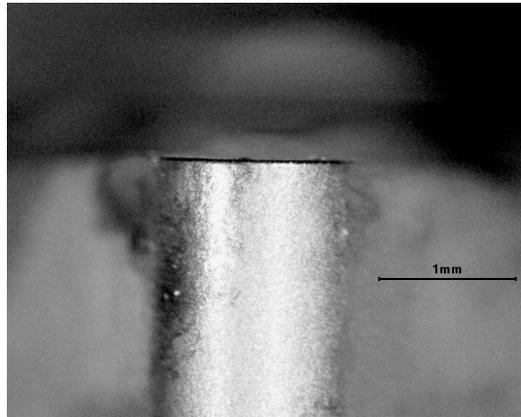
(u) 15A



(v) 15B



(w) 16A



(x) 16B

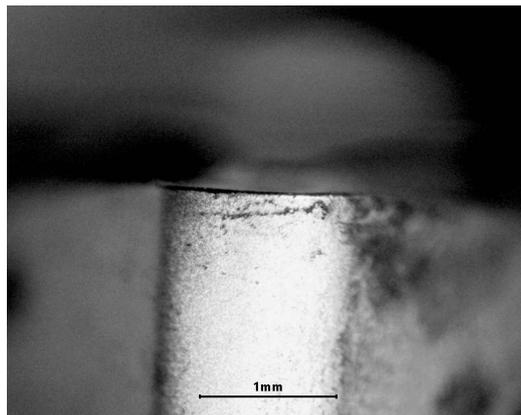
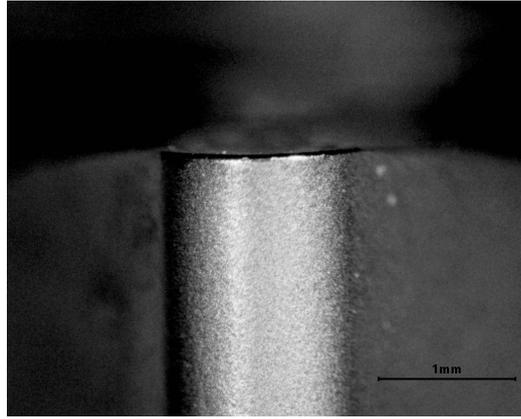
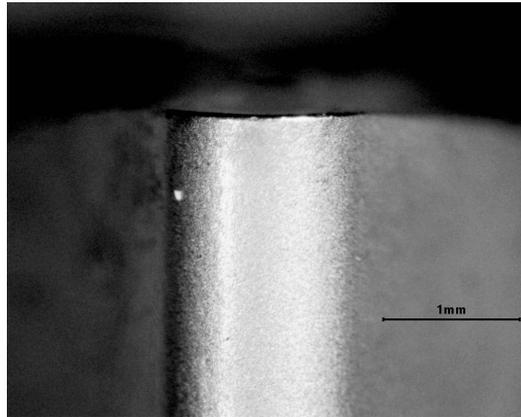


Figura 6.50: Arestas de corte das pastilhas referentes aos *center points* da superfície de resposta (autoria própria).

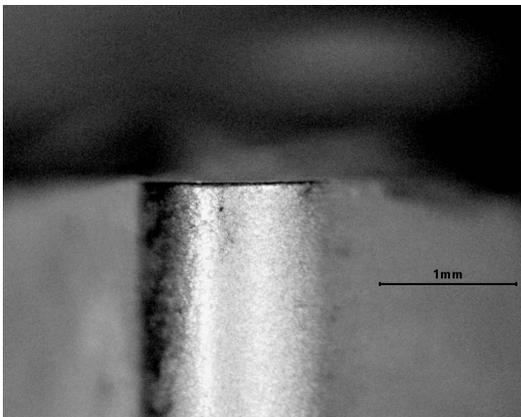
(a) 7B



(b) 10B



(c) 12A



7 CONCLUSÃO

7.1 Conclusões

Após a realização dos ensaios de torneamento duro no aço ABNT 4340 e as subsequentes avaliações de integridade superficial, as seguintes conclusões podem ser realizadas:

- Para a rugosidade média (R_a), apenas o avanço (f) e sua interação quadrática (f^2), além da interação $V_c \times f$ foram considerados significativos dentro do intervalo de confiança de 95%. Corroborando a literatura, o avanço é o fator mais influente, com contribuição de 92,80%, seguido das interações f^2 e $V_c \times f$ com, respectivamente, contribuições de 5,14% e 0,26%. Os demais parâmetros e interações não tiveram contribuições significativas no modelo.
- Os resultados demonstram que o torneamento do aço ABNT 4340 no estado endurecido é capaz de gerar rugosidades médias de classes N5 e N6, com $R_a = 0,358\mu m$ sendo o valor mínimo encontrado, para as condições $H = 50HRc$, $V_c = 185m/min$, $f = 0,10mm/rev$ e $a_p = 0,25mm$.
- Para a altura máxima do perfil (R_t), apenas o avanço (f) e sua interação quadrática (f^2) foram considerados significativos dentro do intervalo de confiança de 95%. Novamente, de acordo com a literatura anterior, o avanço teve a maior contribuição, com 92,77%; sua interação quadrática, teve 5,72%. O restante dos parâmetros também não foram considerados estatisticamente significativos.
- Os modelos de regressão obtidos para as rugosidades R_a e R_t tiveram ajustes de $R_{adj}^2 = 98,60\%$ e $R_{adj}^2 = 99,05\%$, respectivamente. Ambos tiveram o P -value menores que 0,05, sendo considerados estatisticamente significativos. Tais modelos podem ser utilizados para previsão das condições de torneamento para uma determinada rugosidade desejada, respeitando os intervalos estudados.
- De maneira geral, as magnitudes das tensões residuais induzidas no aço ABNT 4340 permaneceram muito próximas de zero, com uma leve tendência à compressão, em ambas as direções do avanço e da velocidade de corte. Para σ_f , o maior valor encontrado foi de 174,9 MPa, para a amostra 11B e, o menor valor, de -115,2 MPa, para a amostra 8A. Já para σ_{V_c} , 90,7 e -152,1 MPa foram o maior e menor valores encontrados.
- Os valores de tensão residual observados tiveram muita dispersão, devido provavelmente ao excesso de ruídos inerentes à instalação e conexão do cabeamento das rosetas no leitor de ten-

sões residuais. Esta dispersão influenciou negativamente nos modelos de regressão calculados na ANOVA.

- O modelo de regressão para σ_f não foi considerado estatisticamente válido. O erro absoluto do modelo foi de 30,21%, com *lack of fit* de 28,07%. Além disso, o *P-value* do modelo geral foi de 0,121, que está fora do intervalo de confiança de 95%. O ajuste do modelo foi de $R^2_{adj} = 34,54\%$, indicando claramente a falta de ajuste. Portanto, o modelo pode ser utilizado somente de maneira qualitativa para observar uma tendência geral das tensões.
- O modelo de regressão para σ_{V_c} também não foi considerado estatisticamente válido. O erro absoluto do modelo foi de 30,83%, com *lack of fit* de 30,82%. Além disso, o *P-value* do modelo geral foi de 0,131, que, novamente, está fora do intervalo de confiança de 95%. O ajuste do modelo foi de $R^2_{adj} = 33,21\%$, indicando novamente a clara falta de ajuste. Logo, a mesma conclusão do item anterior é válida neste caso: o modelo pode ser utilizado somente de maneira qualitativa para observar uma tendência geral das tensões.
- Para a tensão na direção do avanço (σ_f), V_c e a interação $V_c x a_p$ são os únicos parâmetros que possuem contribuição significativa na resposta. Suas contribuições foram de 34,74% e 17,85%, respectivamente. Os outros parâmetros não possuem nenhuma significância estatística, o que muito se deve à dispersão dos dados, que influenciou diretamente na qualidade do modelo.
- Para a tensão na direção da velocidade de corte (σ_{V_c}), V_c e a interação $V_c x a_p$ são os únicos parâmetros que possuem contribuição significativa na resposta. Suas contribuições foram de 17,87% e 26,74%, respectivamente. Os outros parâmetros não possuem nenhuma significância estatística. De maneira semelhante, este efeito se deve à dispersão dos dados, que influenciou diretamente na qualidade do modelo.
- As análises metalográficas não mostraram alterações significativas na microestrutura do material em nenhuma das condições testadas, nem foi percebida a formação de camada branca na região superficial. Algumas amostras apresentaram pontos de austenita retida, comum em têmperas de aços de baixa liga.
- Não houve desgaste expressivo das pastilhas de metal duro utilizadas na usinagem dos corpos de prova. Isso se deve ao pequeno comprimento de usinagem em cada amostra, que é praticamente insignificante em relação à vida convencional de pastilhas deste tipo.

7.2 Sugestões para trabalhos futuros

As seguintes atividades são propostas para a continuidade das pesquisas nesta área:

- Comparar os resultados do método do fugo cego com outras técnicas de medição de tensões residuais como, por exemplo, a difração de raios-X, como validação dos resultados;
- Para o aço ABNT 4340, estudar parâmetros de torneamento mais agressivos, com maior *input* energético, avaliando o intervalo de máxima eficiência, parâmetros comuns para medir a capacidade produtiva e economia em processos de usinagem. Além disso, avaliar a vida das ferramentas de corte, comparando ao menos dois tipos de substratos, como cerâmicas e CBN (Nitreto Cúbico de Boro), permitindo um mapeamento completo do processo de torneamento duro;
- Estudar a influência de diferentes níveis de desgaste na indução e no comportamento das tensões residuais no aço ABNT 4340, buscando verificar se há a formação de camada branca nestes casos, bem como indução de outros perfis de tensão;
- Estudar o comportamento de aços de maior complexidade, como aços inoxidáveis duplex e superduplex, que são aplicados em situações que exijam alto desempenho e resistência mecânica aliados a alta resistência à corrosão, que são materiais mais difíceis de usinar e com comportamentos ainda não totalmente estudados;
- Utilizar a microscopia eletrônica de varredura (MEV) para melhor avaliar a condição microestrutural do material.

REFERÊNCIAS

- AGUIAR, H. C. G. de. *Contribuição ao estudo do torneamento do aço inoxidável superduplex empregando ferramentas de metal duro com revestimentos*. Tese (Doutorado) — Universidade Estadual de Campinas, 2012. Citado na página 31.
- ANDRINO, M. H. *Avaliação de tensões residuais em soldas de dutos utilizando o efeito acustoe-lástico*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual de Campinas, 2003. Citado na página 59.
- ASTM E837. *Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method*. [S.l.], 2013. Citado 16 vezes nas páginas 8, 9, 12, 62, 63, 69, 70, 71, 72, 73, 88, 89, 90, 152, 154 e 159.
- BLÖDORN, R. *Estudo do furo e do processo de furação empregado no método do furo cego para medição de tensões residuais*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Santa Catarina, 2014. Citado 3 vezes nas páginas 36, 62 e 116.
- BORBA, V. R. *Análise da força de usinagem e da rugosidade no torneamento de aços endurecidos com ferramentas de pcbn e de metal-duro*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Santa Catarina, 2016. Citado na página 22.
- BUENOS, A. A. *Avaliação de tensão residual gerada pelo processo de usinagem utilizando acusto-elasticidade*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual de Campinas, 2010. Citado 3 vezes nas páginas 8, 53 e 59.
- CEGLIAS, R. B. *Análise de tensão residual em tubo de aço API 5L X70*. Dissertação (Mestrado) — Instituto Militar de Engenharia, 2012. Citado 3 vezes nas páginas 8, 62 e 63.
- CHOI, Y. Influence of feed rate on surface integrity and fatigue performance of machined surfaces. *International Journal of Fatigue*, v. 78, p. 46–52, set. 2015. ISSN 01421123. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112315001085>>. Citado 3 vezes nas páginas 8, 48 e 49.
- CHOI, Y. Influence of rake angle on surface integrity and fatigue performance of machined surfaces. *International Journal of Fatigue*, v. 94, p. 81–88, jan. 2017. ISSN 01421123. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112316302870>>. Citado 4 vezes nas páginas 8, 22, 49 e 50.
- COFIÑO, R. C. *Análise das tensões residuais em uma junta soldada em condição overmatch*. Trabalho Final de Graduação. 2010. Citado 2 vezes nas páginas 51 e 52.
- CZAN, A. et al. Analysis of residual stress in subsurface layers after precision hard machining of forging tools. *MATEC Web of Conferences*, v. 157, p. 01005, 2018. ISSN 2261-236X. Disponível em: <<https://www.matec-conferences.org/10.1051/matecconf/201815701005>>. Citado 3 vezes nas páginas 7, 41 e 44.
- DAS, S. R.; DHUPAL, D.; KUMAR, A. Experimental investigation into machinability of hardened AISI 4140 steel using TiN coated ceramic tool. *Measurement*, v. 62, p. 108–126, fev. 2015. ISSN 02632241. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0263224114005430>>. Citado 3 vezes nas páginas 7, 29 e 31.
- DIETER, G. E. *Mechanical Metallurgy*. 1. ed. [S.l.]: McGraw-Hill Book Company, 1961. Citado 10 vezes nas páginas 8, 22, 33, 34, 35, 43, 46, 47, 48 e 55.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. 1. ed. [S.l.]: MM Editora, 1999. v. 27. Citado na página 93.

D'ADDONA, D.; RAYKAR, S. J. Analysis of surface roughness in hard turning using wiper insert geometry. *Procedia CIRP*, v. 41, p. 841–846, 2016. ISSN 2212-8271. Research and Innovation in Manufacturing: Key Enabling Technologies for the Factories of the Future - Proceedings of the 48th CIRP Conference on Manufacturing Systems. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S221282711501166X>>. Citado 3 vezes nas páginas 7, 30 e 31.

ECHEVERRI, E. A. A. *Análise numérica e experimental das tensões residuais geradas durante o processo de têmpera de cilindros de aço AISI 1045, 4140 e 4340*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de São Paulo, 2012. Citado na página 43.

Excel Sensores®. *Extensômetros coláveis de resistência elétrica - Informações Técnicas*. 2021. <<https://excelsensor.com.br/informacoes-tecnicas/>>. [Online; acessado em 13/02/2021]. Citado 2 vezes nas páginas 83 e 85.

FARIAS, A. de. *Análise da tensão residual e integridade superficial no processo de torneamento em material endurecido do aço ABNT 8620 cementado*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de São Paulo, 2009. Citado 4 vezes nas páginas 7, 26, 27 e 36.

FERRARESI, D. *Fundamentos da Usinagem dos Metais*. 12a reimpressão. ed. [S.l.]: Ed. Edgard Blücher, 1970. ISBN 85-212-0257-1. Citado na página 129.

FIELD, M.; KAHLES, J. F.; KOSTER, W. P. Surface Finish and Surface Integrity. In: *Machining*. ASM International, 1989. v. 16, p. 0. ISBN 978-1-62708-188-7. Disponível em: <<https://doi.org/10.31399/asm.hb.v16.a0002119>>. Citado na página 36.

GGD Metals. *GGD SAE 4340*. 2021. <<https://www.ggdmetals.com.br/produto/sae-4340/>>. [Online; acessado em 16/02/2021]. Citado na página 80.

GONÇALVES, S. M. M. *Modelação do micropitting nos dentes de engrenagens*. Tese (Doutorado) — Universidade do Porto, 2006. Citado 4 vezes nas páginas 33, 43, 45 e 51.

HAN, H. H. Utilização da função desirability na otimização do processo de usinagem da superliga nimonic 80a. Trabalho Final de Graduação. 2015. Citado na página 126.

HARTER, I. I. *Avaliação das tensões residuais geradas durante o fresamento do H13 endurecido utilizando a técnica de ruído magnético de Barkhausen*. Dissertação (Mestrado) — Centro Universitário Tupy - UNISOCIESC, 2014. Citado 5 vezes nas páginas 7, 13, 27, 28 e 29.

HBM. *Operating Manual - PC measurement electronics Spider8/Spider8-30/Spider8-01*. [S.l.], s.d. Citado 2 vezes nas páginas 9 e 87.

JAFARIAN, F. et al. Simultaneous Optimizing Residual Stress and Surface Roughness in Turning of Inconel718 Superalloy. *Materials and Manufacturing Processes*, v. 29, n. 3, p. 337–343, mar. 2014. ISSN 1042-6914, 1532-2475. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10426914.2013.864413>>. Citado 4 vezes nas páginas 7, 31, 38 e 40.

JOMAA, W. *Contributions to understanding the high speed machining effects on aeronautic part surface integrity*. Tese (Doutorado) — Université du Québec, 2015. Citado 4 vezes nas páginas 27, 28, 32 e 33.

JOMAA, W.; SONGMENE, V.; BOCHER, P. An Investigation of Machining-Induced Residual Stresses and Microstructure of Induction-Hardened AISI 4340 Steel. *Materials and Manufacturing Processes*, v. 31, n. 7, p. 838–844, maio 2016. ISSN 1042-6914, 1532-2475. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/10426914.2015.1070431>>. Citado 4 vezes nas páginas 7, 38, 40 e 41.

JÚNIOR, J. R. B. *Análise de tensões residuais, integridade superficial e forças de usinagem no fresamento de topo de aço SAE 4340 endurecido*. Dissertação (Mestrado) — Centro Universitário FEI, 2009. Citado 2 vezes nas páginas 26 e 27.

KOBASKO, N. I. Stress state of steel parts during intensive quenching. In: KOBASKO, N. I. et al. (Ed.). *Intensive Quenching Systems: Engineering and Design*. ASTM International, 2010. cap. 7, p. 107–120. Disponível em: <https://www.astm.org/DIGITAL_LIBRARY/MNL/PAGES/MNL12072M.htm>. Citado na página 116.

KUMAR, S.; SINGH, D.; KALSI, N. S. Surface quality evaluation of aisi 4340 steel having varying hardness during machining with tin-coated cbn inserts. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology*, v. 231, n. 7, p. 925–933, 2017. Disponível em: <<https://doi.org/10.1177/1350650116684243>>. Citado na página 26.

LIMA, V. G. de. *Estudo das tensões residuais em engrenagens forjadas e usinadas*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de São João Del-Rei, 2017. Citado 2 vezes nas páginas 32 e 33.

LISBOA, F. C. de; MORAES, J. J. B. de; HIRASHITA, M. de A. Fluidos de corte: uma abordagem geral e novas tendências. In: *A gestão dos processos de produção e as parcerias globais para o desenvolvimento sustentável dos sistemas produtivos*. [S.l.: s.n.], 2013. (XXXIII Encontro nacional de engenharia de produção), p. 1–16. Citado na página 29.

LU, J. Prestress engineering of structural material: A global design approach to the residual stress problem. In: TOTTEN, G.; HOWES, M.; INOUE, T. (Ed.). *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. ASM International, 2002. cap. 2, p. 11–26. Disponível em: <https://www.asminternational.org/search/-/journal_content/56/10192/06700G/PUBLICATION>. Citado 7 vezes nas páginas 7, 34, 36, 46, 47, 48 e 52.

MACHERAUCH, E. Introduction to residual stress. In: NIKU-LARI, A. (Ed.). *Advances in Surface Treatments: Technology, Applications, Effects*. 1. ed. [S.l.]: Pergamon Press, 1987. v. 4, p. 1–36. ISBN 978-0080340623. Citado na página 22.

MONTGOMERY, D. C. *Design and Analysis of Experiments*. 8. ed. [S.l.]: John Wiley & Sons Inc., 2012. ISBN 9781118146927. Citado 4 vezes nas páginas 93, 117, 122 e 126.

NIST/SEMATECH. *e-Handbook of Statistical Methods*. 2021. <<https://doi.org/10.18434/M32189>>. [Online; acessado em 15/02/2021]. Citado na página 126.

NORCINO, A. B. *Uma contribuição ao estudo das tensões residuais no fresamento*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual Paulista, 2013. Citado 5 vezes nas páginas 8, 56, 64, 65 e 68.

PEREIRA, J. C. C. *Tensões Residuais Induzidas pela Operação de Fresamento dos Aços ABNT 1010 e ABNT 4340*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Minas Gerais, 2016. Citado 9 vezes nas páginas 8, 22, 23, 32, 62, 64, 67, 91 e 102.

RASUL, T.; MEGUID, S. A. Machining residual stresses. *Materials Science and Technology*, v. 12, n. 5, p. 445–449, maio 1996. ISSN 0267-0836, 1743-2847. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/full/10.1179/026708396790165894>>. Citado 2 vezes nas páginas 7 e 38.

REGO, R. R. *Influência do uso de distribuição bimodal de classes de granalha no processo de shot peening sobre o perfil de tensões residuais de engrenagens*. Dissertação (Mestrado) — Faculdade de Tecnologia SENAI CIMATEC, 2011. Citado 7 vezes nas páginas 13, 33, 34, 35, 43, 47 e 48.

RENDLER, N. J.; VIGNESS, I. Hole-drilling strain-gage method of measuring residual stresses. *Experimental Mechanics*, v. 6, p. 577–586, 1966. ISSN 1741-2765. New Rubber Materials, Test Methods and Processes. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/BF02326825>>. Citado 5 vezes nas páginas 8, 13, 65, 66 e 67.

REVEL, P. et al. High precision hard turning of AISI 52100 bearing steel. *Precision Engineering*, v. 43, p. 24–33, jan. 2016. ISSN 01416359. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0141635915001087>>. Citado 5 vezes nas páginas 7, 31, 40, 42 e 43.

RODRIGUES, L. D. *Medição de tensões residuais em tubos visando a determinação de esforços em dutos enterrados*. Dissertação (Mestrado) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2007. Citado 14 vezes nas páginas 8, 51, 53, 54, 55, 56, 57, 58, 59, 62, 64, 65, 67 e 69.

ROSSINI, N. et al. Methods of measuring residual stresses in components. *Materials & Design*, v. 35, p. 572–588, 2012. ISSN 0261-3069. New Rubber Materials, Test Methods and Processes. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0261306911005887>>. Citado 4 vezes nas páginas 53, 54, 55 e 62.

RUUD, C. Measurement of residual stress. In: TOTTEN, G.; HOWES, M.; INOUE, T. (Ed.). *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. ASM International, 2002. cap. 7, p. 99–117. Disponível em: <https://www.asminternational.org/search/-/journal_content/56/10192/06700G/PUBLICATION>. Citado 3 vezes nas páginas 52, 55 e 58.

SAINI, S.; AHUJA, I. S.; SHARMA, V. S. Residual Stresses, Surface Roughness, and Tool Wear in Hard Turning: A Comprehensive Review. *Materials and Manufacturing Processes*, v. 27, n. 6, p. 583–598, jun. 2012. ISSN 1042-6914, 1532-2475. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10426914.2011.585505>>. Citado na página 26.

SALAZAR, C. E. V. *Avaliação Através da Inspeção Magnética da Condição Superficial de Anéis de Rolamento de Aço DIN 100Cr6 Após Torneamento Duro a Seco*. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, 2008. Citado 5 vezes nas páginas 7, 29, 30, 38 e 39.

SANTOS, C. Z. *Estudo da tensão residual através de difração de raios X em aço inoxidável duplex submetido a diferentes tratamentos térmicos*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Espírito Santo, 2012. Citado 5 vezes nas páginas 51, 53, 54, 58 e 59.

SCHAJER, G. S. Application of finite element calculations to residual stress measurements. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 103, n. 2, p. 157–163, 04 1981. ISSN 0094-4289. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.3224988>>. Citado 3 vezes nas páginas 8, 67 e 68.

SCHAJER, G. S. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. part i—stress calculation procedures. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 110, n. 4, p. 338–343, 10 1988. ISSN 0094-4289. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.3226059>>. Citado na página 68.

SCHAJER, G. S. Hole-drilling residual stress profiling with automated smoothing. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 129, n. 3, p. 440–445, 2007. ISSN 0094-4289. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.2744416>>. Citado 8 vezes nas páginas 69, 71, 72, 88, 90, 102, 157 e 161.

SCHLOTH, P. *Precipitation in the high strength AA7449 aluminium alloy: implications on internal stresses on different length scales*. Tese (Doutorado) — Écolo Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2015. Citado na página 43.

SEALY, M. et al. Energy based process signature for surface integrity in hard milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 238, p. 284–289, dez. 2016. ISSN 09240136. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013616302643>>. Citado na página 31.

SHIHAB, S. K. et al. A review of turning of hard steels used in bearing and automotive applications. *Production & Manufacturing Research*, v. 2, n. 1, p. 24–49, jan. 2014. ISSN 2169-3277. Disponível em: <<https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/21693277.2014.881728>>. Citado na página 26.

SILVA, C. P. N. *Estudo das tensões residuais, forças de usinagem e qualidade de superfície no fresamento de aço maraging 300*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal Fluminense, 2017. Citado na página 23.

SILVA, L. B. Aplicação da técnica do furo cego para medições de tensões residuais em tratamentos térmicos no aço sae 1045. Trabalho Final de Graduação. 2018. Citado 3 vezes nas páginas 9, 33 e 90.

SOARES, A. C. C. *Avaliação dos efeitos da plasticidade na medição de tensões residuais pela técnica do furo cego*. Tese (Doutorado) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2003. Citado 5 vezes nas páginas 8, 53, 54, 56 e 59.

SOARES, M. da C. B. V. *Influência das tensões residuais no comportamento em fadiga e fratura de ligas metálicas*. Tese (Doutorado) — Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, 1998. Citado 4 vezes nas páginas 33, 53, 111 e 116.

SOUSA, D. A. de. *Determinação de tensões residuais em materiais metálicos por meio de ensaio de dureza*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de São João Del-Rei, 2012. Citado 12 vezes nas páginas 13, 35, 43, 45, 47, 48, 51, 52, 55, 60, 61 e 63.

SOUSA, M. J. R. C. Estudo da influência das tensões residuais na fractura catastrófica de rodas dentadas em serviço. Relatório de Estágio e Projecto. 2010. Citado 3 vezes nas páginas 43, 51 e 54.

SUBBAIAH, K. V.; RAJU, C.; SURESH, C. Parametric analysis and optimization of hard turning at different levels of hardness using wiper ceramic insert. *Measurement*, v. 158, p. 107712, jul. 2020. ISSN 02632241. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0263224120302505>>. Citado 2 vezes nas páginas 22 e 31.

SURESH, R. et al. Machinability investigations on hardened aisi 4340 steel using coated carbide insert. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, v. 33, p. 75–86, 2012. ISSN 0263-4368. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263436812000406>>. Citado na página 26.

SURESH, R.; BASAVARAJAPPA, S.; SAMUEL, G. Some studies on hard turning of AISI 4340 steel using multilayer coated carbide tool. *Measurement*, v. 45, n. 7, p. 1872–1884, ago. 2012. ISSN 02632241. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0263224112001443>>. Citado 5 vezes nas páginas 7, 29, 30, 31 e 93.

TAMURA, M. T. *An assessment of the drilling process employed by the Hole-Drilling Method for residual stress measurements*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Santa Catarina, 2016. Citado na página 33.

TURIBUS, S. N. *Análise por difração de raios x do estado das tensões residuais em chapas de aço inoxidável duplex após soldagem*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2014. Citado na página 33.

APÊNDICE A – MATRIZES DE CALIBRAÇÃO \bar{a} E \bar{b} PARA ROSETAS DO TIPO B

De acordo com a norma [ASTM E837 \(2013\)](#), as matrizes de calibração \bar{a} e \bar{b} devem ser corrigidas de acordo com o diâmetro aferido de cada furo realizado. Esta correção é realizada multiplicando todos os elementos de ambas as matrizes (um a um) pelo seguinte fator:

$$\left[\frac{\text{dimetro} - \text{real}(mm)}{2,00(mm)} \right]^2 \quad (\text{A.1})$$

A Tabela [A.1](#) mostra as duas medições realizadas em cada furo (horizontal e vertical) e o diâmetro médio, que foi o valor utilizado para a correção das matrizes originais da norma (Figura [A.2](#)). A Figura [A.1](#) mostra um exemplo de medição do diâmetro do furo executado na amostra 1A. O processo se repete para as outras 26 amostras do estudo. Por fim, a Tabelas [A.2](#) e [A.3](#) apresentam as matrizes \bar{a} e \bar{b} ponderadas pelo fator de correção.

Figura A.1: Exemplo da medição do diâmetro do furo cego executado na amostra 1A (autoria própria)

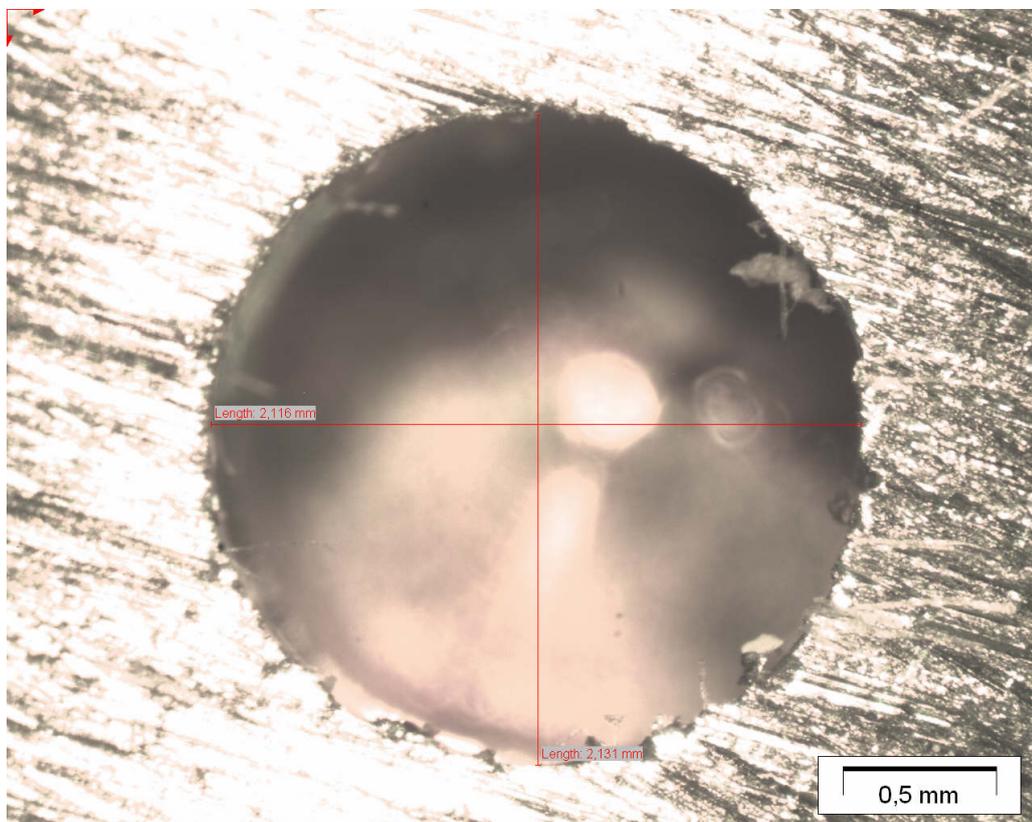


Tabela A.1: Diâmetro dos furos realizados no ensaio (autoria própria)

Amostra No	Medida 1 (mm)	Medida 2 (mm)	Diâmetro Médio (mm)
1A	2.116	2.131	2.124
1B	2.166	2.181	2.174
2A	2.147	2.108	2.128
2B	2.168	2.166	2.167
3A	2.152	2.160	2.156
3B	2.168	2.171	2.170
5A	2.184	2.193	2.189
5B	2.210	2.208	2.209
6A	2.210	2.213	2.212
6B	2.137	2.113	2.125
7A	2.150	2.147	2.149
7B	2.105	2.102	2.104
8A	2.129	2.124	2.127
8B	2.110	2.118	2.114
9A	2.110	2.102	2.106
9B	2.126	2.129	2.128
10A	2.121	2.137	2.129
10B	2.126	2.124	2.125
11A	2.226	2.194	2.210
11B	2.179	2.181	2.180
12A	2.202	2.187	2.195
14A	2.221	2.221	2.221
14B	2.229	2.210	2.220
15A	2.231	2.200	2.216
15B	2.237	2.226	2.232
16A	2.202	2.176	2.189
16B	2.221	2.189	2.205

Figura A.2: Matrizes \bar{a} e \bar{b} de calibração para rosetas tipo B, com tamanho nominal 1/16"(ASTM E837, 2013)

TABLE 6

Table 6(a) Hole-Drilling Calibration Matrix \bar{a} for a 1/16 in. Type B Rosette with a 0.080 in. (2 mm) Hole											
Hole Depth		Stress Depth									
in.	mm	0.002 0.05	0.004 0.10	0.006 0.15	0.008 0.20	0.010 0.25	0.012 0.30	0.014 0.35	0.016 0.40	0.018 0.45	0.020 in. 0.50 mm
0.002	0.05	-0.00726									
0.004	0.10	-0.00878	-0.00766								
0.006	0.15	-0.01013	-0.00909	-0.00788							
0.008	0.20	-0.01133	-0.01037	-0.00924	-0.00793						
0.010	0.25	-0.01237	-0.01149	-0.01043	-0.00921	-0.00781					
0.012	0.30	-0.01325	-0.01245	-0.01147	-0.01033	-0.00901	-0.00751				
0.014	0.35	-0.01397	-0.01325	-0.01235	-0.01129	-0.01004	-0.00863	-0.00704			
0.016	0.40	-0.01471	-0.01388	-0.01297	-0.01214	-0.01088	-0.00956	-0.00811	-0.00654		
0.018	0.45	-0.01533	-0.01450	-0.01360	-0.01268	-0.01161	-0.01039	-0.00904	-0.00758	-0.00599	
0.020	0.50	-0.01587	-0.01504	-0.01414	-0.01313	-0.01217	-0.01105	-0.00981	-0.00845	-0.00696	-0.00536
0.022	0.55	-0.01634	-0.01550	-0.01460	-0.01367	-0.01257	-0.01147	-0.01046	-0.00909	-0.00774	-0.00633
0.024	0.60	-0.01672	-0.01589	-0.01500	-0.01406	-0.01299	-0.01190	-0.01082	-0.00964	-0.00839	-0.00708
0.026	0.65	-0.01705	-0.01621	-0.01532	-0.01441	-0.01332	-0.01225	-0.01118	-0.00997	-0.00892	-0.00764
0.028	0.70	-0.01735	-0.01651	-0.01561	-0.01468	-0.01362	-0.01255	-0.01148	-0.01031	-0.00921	-0.00810
0.030	0.75	-0.01759	-0.01675	-0.01586	-0.01493	-0.01387	-0.01280	-0.01174	-0.01059	-0.00945	-0.00840
0.032	0.80	-0.01781	-0.01697	-0.01607	-0.01515	-0.01408	-0.01302	-0.01196	-0.01080	-0.00974	-0.00860
0.034	0.85	-0.01799	-0.01715	-0.01625	-0.01533	-0.01426	-0.01320	-0.01213	-0.01099	-0.00992	-0.00881
0.036	0.90	-0.01814	-0.01730	-0.01640	-0.01550	-0.01441	-0.01334	-0.01229	-0.01114	-0.01008	-0.00897
0.038	0.95	-0.01829	-0.01744	-0.01654	-0.01561	-0.01454	-0.01347	-0.01242	-0.01129	-0.01021	-0.00912
0.040	1.00	-0.01843	-0.01757	-0.01666	-0.01573	-0.01465	-0.01358	-0.01253	-0.01140	-0.01035	-0.00925

Table 6(b) Hole-Drilling Calibration Matrix \bar{b} for a 1/16 in. Type B Rosette with a 0.080 in. (2 mm) Hole											
Hole Depth		Stress Depth									
in.	mm	0.022 0.55	0.024 0.60	0.026 0.65	0.028 0.70	0.030 0.75	0.032 0.80	0.034 0.85	0.036 0.90	0.038 0.95	0.040 in. 1.00 mm
0.022	0.55	-0.00486									
0.024	0.60	-0.00572	-0.00430								
0.026	0.65	-0.00637	-0.00509	-0.00379							
0.028	0.70	-0.00691	-0.00571	-0.00450	-0.00327						
0.030	0.75	-0.00730	-0.00619	-0.00506	-0.00392	-0.00277					
0.032	0.80	-0.00753	-0.00655	-0.00549	-0.00443	-0.00339	-0.00234				
0.034	0.85	-0.00775	-0.00674	-0.00581	-0.00484	-0.00387	-0.00291	-0.00195			
0.036	0.90	-0.00793	-0.00695	-0.00598	-0.00514	-0.00423	-0.00333	-0.00246	-0.00162		
0.038	0.95	-0.00809	-0.00710	-0.00617	-0.00528	-0.00449	-0.00366	-0.00285	-0.00207	-0.00131	
0.040	1.00	-0.00822	-0.00724	-0.00632	-0.00541	-0.00466	-0.00389	-0.00314	-0.00242	-0.00172	-0.00104

Table 6(c) Hole-Drilling Calibration Matrix \bar{a} for a 1/8 in. Type B Rosette with a 0.080 in. (2 mm) Hole											
Hole Depth		Stress Depth									
in.	mm	0.002 0.05	0.004 0.10	0.006 0.15	0.008 0.20	0.010 0.25	0.012 0.30	0.014 0.35	0.016 0.40	0.018 0.45	0.020 in. 0.50 mm
0.002	0.05	-0.01417									
0.004	0.10	-0.01653	-0.01516								
0.006	0.15	-0.01866	-0.01746	-0.01585							
0.008	0.20	-0.02055	-0.01953	-0.01810	-0.01624						
0.010	0.25	-0.02222	-0.02138	-0.02012	-0.01844	-0.01634					
0.012	0.30	-0.02365	-0.02299	-0.02190	-0.02040	-0.01848	-0.01614				
0.014	0.35	-0.02485	-0.02437	-0.02346	-0.02214	-0.02039	-0.01823	-0.01564			
0.016	0.40	-0.02610	-0.02547	-0.02459	-0.02375	-0.02195	-0.01997	-0.01769	-0.01510		
0.018	0.45	-0.02715	-0.02656	-0.02571	-0.02479	-0.02331	-0.02154	-0.01947	-0.01709	-0.01440	
0.020	0.50	-0.02806	-0.02750	-0.02670	-0.02561	-0.02440	-0.02283	-0.02097	-0.01879	-0.01631	-0.01353
0.022	0.55	-0.02888	-0.02833	-0.02755	-0.02664	-0.02517	-0.02365	-0.02225	-0.02008	-0.01787	-0.01546
0.024	0.60	-0.02958	-0.02906	-0.02830	-0.02740	-0.02598	-0.02450	-0.02298	-0.02119	-0.01919	-0.01699
0.026	0.65	-0.03019	-0.02968	-0.02894	-0.02808	-0.02666	-0.02521	-0.02370	-0.02186	-0.02030	-0.01816
0.028	0.70	-0.03072	-0.03023	-0.02950	-0.02864	-0.02727	-0.02584	-0.02435	-0.02257	-0.02089	-0.01910
0.030	0.75	-0.03116	-0.03068	-0.02998	-0.02914	-0.02778	-0.02638	-0.02491	-0.02316	-0.02139	-0.01976
0.032	0.80	-0.03158	-0.03108	-0.03038	-0.02956	-0.02822	-0.02684	-0.02539	-0.02366	-0.02202	-0.02022
0.034	0.85	-0.03192	-0.03143	-0.03073	-0.02990	-0.02859	-0.02723	-0.02580	-0.02410	-0.02247	-0.02071
0.036	0.90	-0.03221	-0.03173	-0.03104	-0.03022	-0.02891	-0.02756	-0.02616	-0.02444	-0.02287	-0.02112
0.038	0.95	-0.03247	-0.03200	-0.03131	-0.03048	-0.02919	-0.02785	-0.02645	-0.02475	-0.02317	-0.02146
0.040	1.00	-0.03268	-0.03222	-0.03154	-0.03074	-0.02944	-0.02810	-0.02671	-0.02501	-0.02342	-0.02173

Table 6(d) Hole-Drilling Calibration Matrix \bar{b} for a 1/8 in. Type B Rosette with a 0.080 in. (2 mm) Hole											
Hole Depth		Stress Depth									
in.	mm	0.022 0.55	0.024 0.60	0.026 0.65	0.028 0.70	0.030 0.75	0.032 0.80	0.034 0.85	0.036 0.90	0.038 0.95	0.040 in. 1.00 mm
0.022	0.22	-0.01285									
0.024	0.24	-0.01460	-0.01202								
0.026	0.26	-0.01596	-0.01367	-0.01126							
0.028	0.28	-0.01710	-0.01499	-0.01278	-0.01046						
0.030	0.30	-0.01795	-0.01603	-0.01401	-0.01188	-0.00964					
0.032	0.32	-0.01846	-0.01685	-0.01493	-0.01299	-0.01100	-0.00895				
0.034	0.34	-0.01899	-0.01729	-0.01567	-0.01390	-0.01207	-0.01019	-0.00825			
0.036	0.36	-0.01942	-0.01779	-0.01608	-0.01459	-0.01288	-0.01115	-0.00940	-0.00762		
0.038	0.38	-0.01979	-0.01817	-0.01650	-0.01493	-0.01349	-0.01191	-0.01030	-0.00866	-0.00700	
0.040	0.40	-0.02008	-0.01848	-0.01684	-0.01521	-0.01389	-0.01245	-0.01098	-0.00948	-0.00796	-0.00641

Tabela A.2: Matriz de calibração \bar{a} ponderada pelo diâmetro do furo realizado na amostra 1A (autoria própria)

Hole in.	Depth mm	0.002 0.05	0.004 0.10	0.006 0.15	0.008 0.20	0.010 0.25	0.012 0.30	0.014 0.35	0.016 0.40	0.018 0.45	0.020 (in) 0.50 (mm)
0.002	0.05	-0.01542	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.004	0.10	-0.01864	-0.01627	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.006	0.15	-0.02151	-0.01930	-0.01673	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.008	0.20	-0.02406	-0.02202	-0.01962	-0.01684	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.010	0.25	-0.02627	-0.02440	-0.02215	-0.01956	-0.01658	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.012	0.30	-0.02814	-0.02644	-0.02436	-0.02194	-0.01913	-0.01595	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.014	0.35	-0.02967	-0.02814	-0.02623	-0.02397	-0.02132	-0.01833	-0.01495	0.00000	0.00000	0.00000
0.016	0.40	-0.03124	-0.02947	-0.02754	-0.02578	-0.02310	-0.02030	-0.01722	-0.01389	0.00000	0.00000
0.018	0.45	-0.03255	-0.03079	-0.02888	-0.02693	-0.02465	-0.02206	-0.01920	-0.01610	-0.01272	0.00000
0.020	0.50	-0.03370	-0.03194	-0.03003	-0.02788	-0.02584	-0.02346	-0.02083	-0.01794	-0.01478	-0.01138
0.022	0.55	-0.03470	-0.03291	-0.03100	-0.02903	-0.02669	-0.02436	-0.02221	-0.01930	-0.01644	-0.01344
0.024	0.60	-0.03550	-0.03374	-0.03185	-0.02986	-0.02758	-0.02527	-0.02298	-0.02047	-0.01782	-0.01503
0.026	0.65	-0.03621	-0.03442	-0.03253	-0.03060	-0.02829	-0.02601	-0.02374	-0.02117	-0.01894	-0.01622
0.028	0.70	-0.03684	-0.03506	-0.03315	-0.03117	-0.02892	-0.02665	-0.02438	-0.02189	-0.01956	-0.01720
0.030	0.75	-0.03735	-0.03557	-0.03368	-0.03170	-0.02945	-0.02718	-0.02493	-0.02249	-0.02007	-0.01784
0.032	0.80	-0.03782	-0.03604	-0.03412	-0.03217	-0.02990	-0.02765	-0.02540	-0.02293	-0.02068	-0.01826
0.034	0.85	-0.03820	-0.03642	-0.03451	-0.03255	-0.03028	-0.02803	-0.02576	-0.02334	-0.02107	-0.01871
0.036	0.90	-0.03852	-0.03674	-0.03483	-0.03291	-0.03060	-0.02833	-0.02610	-0.02366	-0.02140	-0.01905
0.038	0.95	-0.03884	-0.03703	-0.03512	-0.03315	-0.03088	-0.02860	-0.02637	-0.02397	-0.02168	-0.01937
0.040	1.00	-0.03914	-0.03731	-0.03538	-0.03340	-0.03111	-0.02884	-0.02661	-0.02421	-0.02198	-0.01964
Hole in.	Depth mm	0.022 0.55	0.024 0.60	0.026 0.65	0.028 0.70	0.030 0.75	0.032 0.80	0.034 0.85	0.036 0.90	0.038 0.95	0.040 (in) 1.00 (mm)
0.002	0.05	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.004	0.10	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.006	0.15	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.008	0.20	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.010	0.25	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.012	0.30	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.014	0.35	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.016	0.40	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.018	0.45	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.020	0.50	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.022	0.55	-0.01032	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.024	0.60	-0.01215	-0.00913	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.026	0.65	-0.01353	-0.01081	-0.00805	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.028	0.70	-0.01467	-0.01213	-0.00956	-0.00694	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.030	0.75	-0.01550	-0.01314	-0.01074	-0.00832	-0.00588	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.032	0.80	-0.01599	-0.01391	-0.01166	-0.00941	-0.00720	-0.00497	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
0.034	0.85	-0.01646	-0.01431	-0.01234	-0.01028	-0.00822	-0.00618	-0.00414	0.00000	0.00000	0.00000
0.036	0.90	-0.01684	-0.01476	-0.01270	-0.01091	-0.00898	-0.00707	-0.00522	-0.00344	0.00000	0.00000
0.038	0.95	-0.01718	-0.01508	-0.01310	-0.01121	-0.00953	-0.00777	-0.00605	-0.00440	-0.00278	0.00000
0.040	1.00	-0.01746	-0.01537	-0.01342	-0.01149	-0.00990	-0.00826	-0.00667	-0.00514	-0.00365	-0.00221

Tabela A.3: Matriz de calibração \bar{b} ponderada pelo diâmetro do furo realizado na amostra 1A (autoria própria)

Hole in.	Depth mm	0.002 0.05	0.004 0.10	0.006 0.15	0.008 0.20	0.010 0.25	0.012 0.30	0.014 0.35	0.016 0.40	0.018 0.45	0.020 (in) 0.50 (mm)
0.002	0.05	-0.030090	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.004	0.10	-0.035101	-0.032192	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.006	0.15	-0.039625	-0.037076	-0.033657	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.008	0.20	-0.043638	-0.041472	-0.038435	-0.034486	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.010	0.25	-0.047184	-0.045400	-0.042725	-0.039157	-0.034698	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.012	0.30	-0.050221	-0.048819	-0.046505	-0.043319	-0.039242	-0.034273	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.014	0.35	-0.052769	-0.051750	-0.049817	-0.047014	-0.043298	-0.038711	-0.033212	0.000000	0.000000	0.000000
0.016	0.40	-0.055423	-0.054086	-0.052217	-0.050433	-0.046611	-0.042406	-0.037565	-0.032065	0.000000	0.000000
0.018	0.45	-0.057653	-0.056400	-0.054595	-0.052642	-0.049499	-0.045740	-0.041345	-0.036291	-0.030578	0.000000
0.020	0.50	-0.059585	-0.058396	-0.056697	-0.054383	-0.051813	-0.048480	-0.044530	-0.039901	-0.034634	-0.028731
0.022	0.55	-0.061327	-0.060159	-0.058502	-0.056570	-0.053448	-0.050221	-0.047248	-0.042640	-0.037947	-0.032829
0.024	0.60	-0.062813	-0.061709	-0.060095	-0.058184	-0.055169	-0.052026	-0.048798	-0.044997	-0.040750	-0.036078
0.026	0.65	-0.064108	-0.063025	-0.061454	-0.059628	-0.056613	-0.053533	-0.050327	-0.046420	-0.043107	-0.038563
0.028	0.70	-0.065234	-0.064193	-0.062643	-0.060817	-0.057908	-0.054871	-0.051707	-0.047927	-0.044360	-0.040559
0.030	0.75	-0.066168	-0.065149	-0.063663	-0.061879	-0.058991	-0.056018	-0.052896	-0.049180	-0.045422	-0.041960
0.032	0.80	-0.067060	-0.065998	-0.064512	-0.062771	-0.059925	-0.056995	-0.053916	-0.050242	-0.046759	-0.042937
0.034	0.85	-0.067782	-0.066742	-0.065255	-0.063493	-0.060711	-0.057823	-0.054786	-0.051176	-0.047715	-0.043978
0.036	0.90	-0.068398	-0.067379	-0.065913	-0.064172	-0.061390	-0.058524	-0.055551	-0.051898	-0.048564	-0.044848
0.038	0.95	-0.068950	-0.067952	-0.066487	-0.064724	-0.061985	-0.059139	-0.056167	-0.052557	-0.049201	-0.045570
0.040	1.00	-0.069396	-0.068419	-0.066975	-0.065276	-0.062516	-0.059670	-0.056719	-0.053109	-0.049732	-0.046144
Hole in.	Depth mm	0.022 0.55	0.024 0.60	0.026 0.65	0.028 0.70	0.030 0.75	0.032 0.80	0.034 0.85	0.036 0.90	0.038 0.95	0.040 (in) 1.00 (mm)
0.002	0.05	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.004	0.10	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.006	0.15	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.008	0.20	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.010	0.25	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.012	0.30	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.014	0.35	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.016	0.40	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.018	0.45	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.020	0.50	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.022	0.55	-0.027287	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.024	0.60	-0.031003	-0.025524	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.026	0.65	-0.033891	-0.029028	-0.023911	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.028	0.70	-0.036312	-0.031831	-0.027138	-0.022212	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.030	0.75	-0.038117	-0.034040	-0.029750	-0.025227	-0.020471	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.032	0.80	-0.039200	-0.035781	-0.031704	-0.027584	-0.023359	-0.019005	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.034	0.85	-0.040325	-0.036715	-0.033275	-0.029517	-0.025631	-0.021638	-0.017519	0.000000	0.000000	0.000000
0.036	0.90	-0.041238	-0.037777	-0.034146	-0.030982	-0.027351	-0.023677	-0.019961	-0.016181	0.000000	0.000000
0.038	0.95	-0.042024	-0.038584	-0.035038	-0.031704	-0.028646	-0.025291	-0.021872	-0.018390	-0.014865	0.000000
0.040	1.00	-0.042640	-0.039242	-0.035760	-0.032298	-0.029495	-0.026438	-0.023316	-0.020131	-0.016903	-0.013612

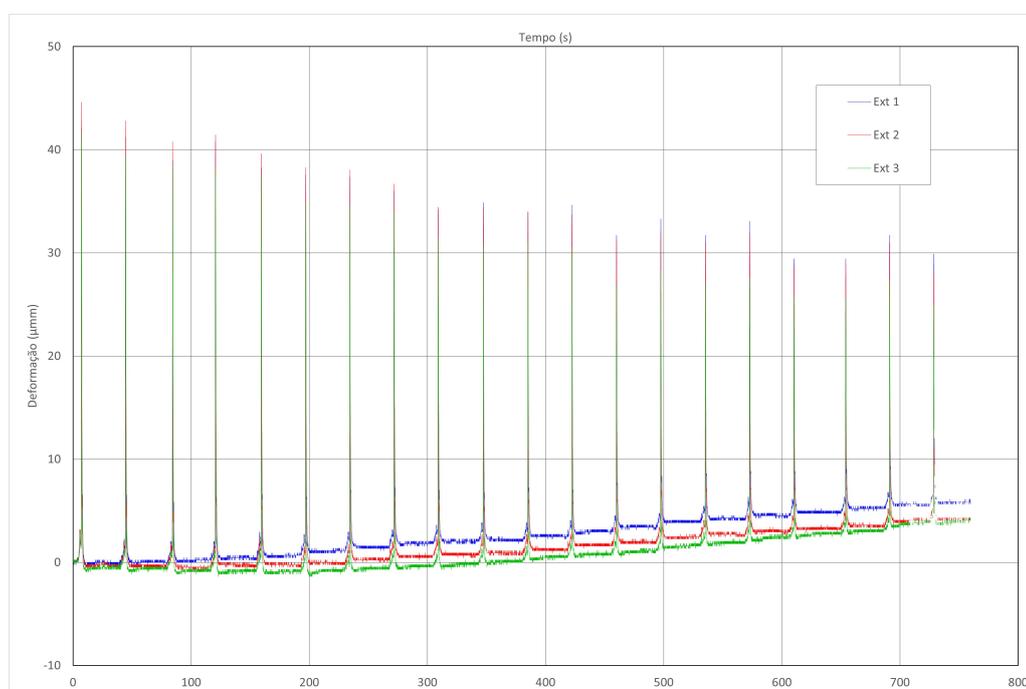
APÊNDICE B – TABELAS AUXILIARES

UTILIZADAS PARA O MÉTODO INTEGRAL

Para a execução do método de [Schajer \(2007\)](#), o procedimento de cálculo descrito na Seção 4.2 foi realizado parcialmente no Microsoft Excel[®].

O Spider8-01/DC da HBM[®], através do software CatmanAP, faz a leitura das deformações de forma contínua, com a frequência padrão de 25Hz. A Figura B.1 traz um exemplo desta coleta dos dados. Na Figura, cada pico acontece no momento onde a fresa toca na peça, continuando a usinagem do próximo passo.

Figura B.1: Exemplo dos dados brutos de deformação para a amostra 7B (autoria própria)



Porém, para o cálculo das tensões residuais pelo método integral, são necessários valores individuais de deformação dos três extensômetros para todos os vinte incrementos de profundidade. Desta forma, a partir dos dados brutos foi feita uma média de 250 pontos (equivalente à 10 segundos de medição contínua do aquisitor de dados) em cada um dos patamares mostrados na Figura B.1. Para a mesma amostra 7B, a Figura B.2 mostra um gráfico da microdeformações calculadas ao longo da profundidade do furo.

As deformações calculadas são então combinadas nos vetores **p**, **q** e **t**, de acordo com as equações 4.12. Também são computados os erros-padrão da amostragem, para cada amostra. A Tabela B.1 apresenta os valores dos vetores de combinação das deformações e os erros-padrão para os três

vetores.

Figura B.2: Exemplo da microdeformações calculadas em função da profundidade do furo (autoria própria)

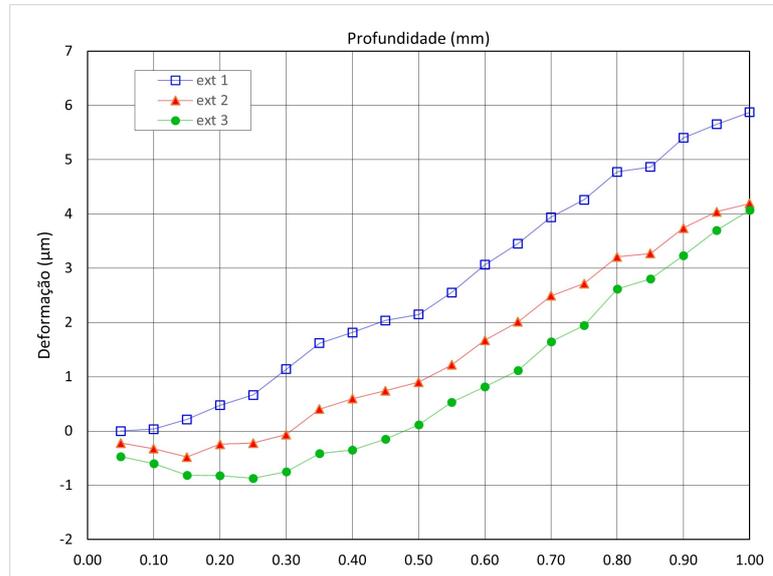


Tabela B.1: Vetores-combinação das deformações residuais e os erros-padrão de cada amostragem para a amostra 7B (autoria própria)

Profundidade (mm)	p (m)	q (m)	t (m)
0.05	-2.354E-07	-2.336E-07	-1.082E-08
0.10	-2.819E-07	-3.153E-07	4.555E-08
0.15	-3.013E-07	-5.160E-07	1.795E-07
0.20	-1.745E-07	-6.490E-07	7.081E-08
0.25	-1.042E-07	-7.681E-07	1.177E-07
0.30	1.948E-07	-9.454E-07	2.607E-07
0.35	6.017E-07	-1.018E-06	2.003E-07
0.40	7.325E-07	-1.081E-06	1.362E-07
0.45	9.454E-07	-1.092E-06	2.039E-07
0.50	1.131E-06	-1.015E-06	2.314E-07
0.55	1.539E-06	-1.012E-06	3.220E-07
0.60	1.939E-06	-1.125E-06	2.657E-07
0.65	2.284E-06	-1.167E-06	2.733E-07
0.70	2.793E-06	-1.146E-06	3.026E-07
0.75	3.104E-06	-1.156E-06	3.897E-07
0.80	3.696E-06	-1.078E-06	4.871E-07
0.85	3.835E-06	-1.029E-06	5.642E-07
0.90	4.316E-06	-1.085E-06	5.791E-07
0.95	4.673E-06	-9.781E-07	6.349E-07
1.00	4.971E-06	-9.014E-07	7.781E-07
	$p_{std}^2 (m^2)$	$q_{std}^2 (m^2)$	$t_{std}^2 (m^2)$
	6.931E-15	8.747E-16	1.654E-15

Os dados da Tabela B.1 são lidos pelo algoritmo do Apêndice C, todo o método integral é executado e o algoritmo gera as tensões principais (σ_1 e σ_2) e o ângulo da direção de σ_1 (β). Este ângulo é diferente para cada incremento na profundidade e mede a direção em relação ao extensômetro

l da roseta, onde um ângulo positivo indica uma rotação no sentido horário, e um negativo, no sentido anti-horário (ASTM E837, 2013). Para analisar o perfil de tensões de maneira adequada, é necessário calcular as magnitudes de tensão no mesmo plano. Neste estudo, foi escolhido calcular as tensões nas direções do avanço e da velocidade de corte.

$$\sigma_f = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cdot \cos 2\theta \quad (\text{B.1a})$$

$$\sigma_{Vc} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cdot \cos 2\theta \quad (\text{B.1b})$$

Sendo:

- a tensão de cisalhamento $\tau_{xy} = 0$;
- σ_f é a tensão na direção do avanço;
- σ_{Vc} é a tensão na direção da velocidade de corte;
- σ_1 é a maior tensão principal encontrada;
- σ_2 é a menor tensão principal encontrada;
- $\theta = 135^\circ + \beta$ é a diferença angular entre a orientação de σ_1 e σ_f

A Tabela B.2 traz os valores fornecidos como saída no algoritmo utilizado e as tensões axiais nas direções do avanço e da velocidade de corte, calculados segundo as equações de transformação de tensão B.1. Os valores resultantes estão representados graficamente na Seção 6.2.1.

Tabela B.2: Tensões principais calculadas pelo método integral e as tensões nas direções do avanço e velocidade de corte (autoria própria)

Profundidade (mm)	σ_1 (MPa)	σ_2 (MPa)	β (°)	σ_f (MPa)	σ_{Vc} (MPa)
0.05	2.93	-0.19	-89	1.47	1.27
0.10	1.03	0.09	64	0.57	0.55
0.15	0.99	-1.40	71	-1.37	0.95
0.20	0.00	-1.74	-60	-0.24	-1.51
0.25	-0.98	-1.80	72	-1.21	-1.57
0.30	-0.74	-2.79	65	-1.69	-1.84

0.35	-1.51	-2.53	-47	-1.61	-2.43
0.40	-1.79	-2.68	-46	-2.55	-1.92
0.45	-2.00	-3.01	28	-2.01	-3.01
0.50	-2.08	-3.73	5	-3.56	-2.25
0.55	-2.81	-4.03	38	-2.94	-3.90
0.60	-3.07	-5.00	-71	-3.90	-4.16
0.65	-4.57	-4.82	-86	-4.81	-4.58
0.70	-4.90	-5.85	15	-5.26	-5.50
0.75	-5.26	-6.85	41	-5.26	-6.85
0.80	-5.44	-8.01	21	-7.05	-6.40
0.85	-6.65	-8.12	25	-6.80	-7.97
0.90	-7.38	-8.71	-85	-7.40	-8.69
0.95	-7.23	-10.16	10	-7.41	-9.98
1.00	-7.22	-11.48	30	-11.46	-7.25

APÊNDICE C – CÓDIGO PARA O MÉTODO INTEGRAL DE SCHAJER

Abaixo, segue o algoritmo escrito para a execução do método integral de [Schajer \(2007\)](#). O *script* mostrado é referente à amostra 1A.

```

1 format short e
2
3 E = ...
    xlsread('stress-calculation-set','material-properties','B1')*1e+9;
4 v = xlsread('stress-calculation-set','material-properties','B2');
5
6 e1 = xlsread('stress-calculation-set','16B','G3:G22');
7 e2 = xlsread('stress-calculation-set','16B','H3:H22');
8 e3 = xlsread('stress-calculation-set','16B','I3:I22');
9
10 p = xlsread('stress-calculation-set','16B','L3:L22');
11 q = xlsread('stress-calculation-set','16B','M3:M22');
12 t = xlsread('stress-calculation-set','16B','N3:N22');
13
14 p_std = xlsread('stress-calculation-set','16B','U3');
15 q_std = xlsread('stress-calculation-set','16B','V3');
16 t_std = xlsread('stress-calculation-set','16B','W3');
17
18 a = xlsread('matrizes-calibracao','16B-a','C4:V23');
19 b = xlsread('matrizes-calibracao','16B-b','C4:V23');
20 at = a';
21 bt = b';
22
23 c = xlsread('matrizes-calibracao','tridiagonal-c','B2:U21');
24 ct = c';
25

```

```
26 alfap = 1e-6;
27 alfaq = 1e-6;
28 alfat = 1e-6;
29
30 p_rms = 0;
31 q_rms = 0;
32 t_rms = 0;
33
34 prop = E/(1+v);
35 prop_inv = (1+v)/E;
36 Einv = 1/E;
37
38 while (p_rms/p_std) < 0.95
39     Ap = (at*a) + (alfap*(ct*c));
40     Bp = prop*(at*p);
41     P = Ap \ Bp;
42
43     pmisfit = p - (prop_inv*(a*P));
44
45     p_rms = 0.05*(sum(pmisfit.^2));
46
47     if (p_rms/p_std) < 0.95
48         alfap = alfap*(p_std/p_rms);
49     end
50
51 end
52 while (q_rms/q_std) < 0.95
53     Aq = (bt*b) + (alfaq*(ct*c));
54     Bq = E*(bt*q);
55
56     Q = Aq \ Bq;
57
58     qmisfit = q - (Einv*(a*Q));
```

```

59
60 q_rms = 0.05*(sum(qmisfit.^2));
61
62 if (q_rms/q_std)<0.95
63   alfaq = alfaq*(q_std/q_rms);
64 end
65
66 end
67 while (t_rms/t_std)<0.95
68   At = (bt*b)+(alfat*(ct*c));
69   Bt = E*(bt*t);
70
71   T = At\Bt;
72
73   tmisfit = t-(Einv*(a*T));
74
75   t_rms = 0.05*(sum(tmisfit.^2));
76
77   if (t_rms/t_std)<0.95
78     alfat = alfat*(t_std/t_rms);
79   end
80
81 end
82
83 if ((p_rms/p_std)>0.95 && (q_rms/q_std)>0.95 && (t_rms/t_std)>0.95)
84
85   tensao_max = (1e-6)*(P+sqrt((Q.^2 + T.^2)));
86   tensao_min = (1e-6)*(P-sqrt((Q.^2 + T.^2)));
87
88   X = ((-T)./(-Q));
89   beta = 0.5*(atan2d((-T),(-Q)));
90
91   xlswrite('stress-calculation-set.xlsx',tensao_max,'16B','Z3:Z22');

```

```
92  xlswrite('stress-calculation-set.xlsx', tensao_min, '16B', 'AA3:AA22');
93  xlswrite('stress-calculation-set.xlsx', beta, '16B', 'AB3:AB22');
94  erro = errordlg('Solucao Encontrada!');
95  else
96  erro = errordlg('Convergencia do metodo nao identificada!', ...
    'Erro de Convergencia');
97  end
```