



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA DE PRODUÇÃO

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO AÇO
ABNT H13 SUBMETIDO À OPERAÇÃO DE FRESAMENTO
FRONTAL

MICHELE LISBOA SILVEIRA

Belo Horizonte, 12 de fevereiro de 2021

Michele Lisboa Silveira

**AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO AÇO
ABNT H13 SUBMETIDO À OPERAÇÃO DE FRESAMENTO
FRONTAL**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção da Universidade Federal de Minas Gerais como requisito ao título de doutora em Engenharia de Produção.

Área de concentração: Processos de Fabricação e Materiais

Orientador: Professor Dr. Paulo Eustáquio de Faria

Coorientador: Professor Dr. Alexandre Mendes Abrão

Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2021

S587a	<p>Silveira, Michele Lisboa. Avaliação da integridade superficial do aço ABNT H13 submetido à operação de fresamento frontal [recurso eletrônico] / Michele Lisboa Silveira. - 2021. 1 recurso online (185 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Paulo Eustáquio de Faria. Coorientador: Alexandre Mendes Arão.</p> <p>Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Anexo: f.182-183. Apêndice: f. 163-181. Bibliografia: f.29-58.</p> <p>1. Engenharia de produção - Teses. 2. Fresagem (Trabalhos em metal) - Teses. 3. Asperidade de superfície – Teses. 4. Tensões residuais – Teses. 5. Usinagem – Teses. I. Faria, Paulo Eustáquio de. II. Arão, Alexandre Mendes. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 658.5(043)</p>
-------	---

Ficha catalográfica elaborada pela Bibliotecária Leticia Alves Vieira - CRB-6/2337
Biblioteca Prof. Mário Werneck - Escola de Engenharia da UFMG



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE PRODUÇÃO

FOLHA DE APROVAÇÃO

AVALIAÇÃO DA INTEGRIDADE SUPERFICIAL DO AÇO ABNT H13 SUBMETIDO À OPERAÇÃO DE FRESAMENTO FRONTAL

MICHELE LISBÔA SILVEIRA

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós- Graduação em ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, como requisito para obtenção do grau de Doutor em ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, área de concentração PESQUISA OPERACIONAL E INTERVENÇÃO EM SISTEMAS SOCIOTÉCNICOS, linha de pesquisa Processos de Fabricação e Materiais.

Aprovada em 12 de fevereiro de 2021, pela banca constituída pelos membros:

Prof(a). Paulo Eustáquio de Faria - Orientador
UFMG

Prof(a). Alexandre Mendes Abrao
UFMG

Prof(a). Marcelo Araújo Câmara
UFMG

Prof(a). Frederico de Castro Magalhaes
UFMG

Prof(a). Luiz Leite da Silva
CDTN

Prof(a). Leonardo Roberto Silva
CEFET MG

Belo Horizonte, 12 de fevereiro de 2021.



Documento assinado eletronicamente por Paulo Eustaquio de Faria, Professor do Magistério Superior, em 17/03/2021, às 20:45, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcelo Araujo Camara, Professor do Magistério Superior**, em 19/03/2021, às 09:27, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Mendes Abrao, Professor do Magistério Superior**, em 19/03/2021, às 11:50, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Frederico de Castro Magalhaes, Professor do Magistério Superior**, em 08/04/2021, às 12:57, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Luiz Leite da Silva, Usuário Externo**, em 19/04/2021, às 15:57, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Leonardo Roberto da Silva, Usuário Externo**, em 20/04/2021, às 12:30, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Mauricio Cardoso de Souza, Professor do Magistério Superior**, em 13/08/2021, às 17:12, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **0607602** e o código CRC **B6E73C48**.

Dedico este trabalho aos meus pais Daniel e Maria das Graças, que nunca mediram esforços para que eu chegasse até aqui.

“Assim implorei e a inteligência me foi dada, supliquei e o espírito da sabedoria veio a mim. Eu a preferi aos cetros e tronos, e avaliei a riqueza como um nada ao lado da sabedoria” (Sb 7: 7-8).

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus por ter me guiado até aqui e a todos os santos que intercederam por essa vitória. Aos meus pais Daniel e Maria das Graças, obrigada por terem me ensinado o verdadeiro sentido da fé, do amor e da dedicação para o bem.

Aos meus irmãos Victor e Rafaela pela parceria e companheirismo. Especialmente ao Victor que sempre me incentivou aos estudos, um irmão em quem me inspiro como pessoa e profissional.

Ao meu marido Ednei que durante este percurso me apoiou com todo carinho, paciência e amor. Obrigada por me mostrar que juntos somos mais fortes e temos provado isso a cada etapa vencida.

Ao professor Paulo Eustáquio Faria, que durante seis anos esteve ao meu lado, me orientou para que eu me tornasse mestra e agora doutora. Obrigada por cada palavra, cada ensinamento, levarei por toda a vida.

Ao professor Alexandre Mendes Abrão, por acreditar no trabalho realizado, pelos ensinamentos que permitiram o anseio por aprender cada vez mais e me fazer entender o quão valioso é este título em minha carreira. Obrigada por me inspirar na busca pelo conhecimento e por tantas vezes ter me mostrado que sou eu a autora e responsável de minha trajetória.

Aos professores Marcelo Araújo Câmara, Juan Carlos Campos Rubio e Frederico de Castro Magalhães, pelos ensinamentos, tanto em sala de aula quanto nas inúmeras orientações, e por estarem sempre dispostos a me atender.

Ao Dr. Luiz Leite da Silva por sempre me receber de portas abertas com alegria e entusiasmo no CDTN. Obrigada pelas conversas que tanto me ajudaram a aprimorar os conhecimentos sobre as tensões residuais.

Aos colegas do Laboratório de Usinagem que me ajudaram diretamente com a elaboração desse trabalho: Augusto, Deibe, Anderson, Diogo, Matheus, Airton e Douglas. A vocês agradeço pelo tempo dedicado e por todas as contribuições nesta pesquisa. A minha amiga Bruna, agradeço por ter se tornado uma pessoa tão especial em minha vida. Por fim, a todos os colegas que conheci na UFMG, agradeço pela convivência.

Agradeço às empresas parceiras Kampmann do Brasil LTDA, Combustol Minas e ao Laboratório de Ensaio e Análises em Materiais – LAMAT do SENAI Itaúna.

À Universidade Federal de Minas Gerais, um sonho realizado levar esse nome em meus títulos de mestrado e doutorado. O caminho e a distância que eu percorria todos os dias para estar ali, se tornavam gratificantes diante de tantos aprendizados.

À CAPES, pela oportunidade que me foi dada para prosseguir meus estudos por meio da concessão de bolsa.

De todas as situações vividas durante o doutorado, pude reconhecer a mim mesma, traçar objetivos e conquistar resultados. Sei que o caminho não termina aqui, pelo contrário, mais uma escada da vida é alcançada. Obrigada a todos que de alguma forma contribuíram para esta conquista.

SUMÁRIO

NOMENCLATURA	13
LISTA DE FIGURAS	16
LISTA DE GRÁFICOS	18
LISTA DE TABELAS	23
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	25
RESUMO	26
ABSTRACT	27
1 INTRODUÇÃO	28
1.1 OBJETIVO GERAL	30
1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS	30
1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO	30
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	32
2.1 APLICAÇÕES DO AÇO ABNT H13	32
2.2 FORÇAS NO FRESAMENTO	34
2.3 TEMPERATURA DE USINAGEM	39
2.3.1 Termografia	41
2.4 INTEGRIDADE SUPERFICIAL	43
2.4.1 Rugosidade	44
2.4.2 Tensões residuais	49
2.4.2.1 Método do furo cego incremental	51
2.4.2.2 Influência das condições de fresamento sobre as tensões residuais	54
3 METODOLOGIA	62
3.1 MATERIAIS	63
3.2 EQUIPAMENTOS	66
3.2.1 Máquina universal de ensaios	66
3.2.2 Centro de usinagem	67
3.2.3 Medição dos componentes da força de usinagem	67
3.2.4 Medição da temperatura de fresamento do aço ABNT H13	68
3.2.5 Rugosímetro	69
3.2.6 Medição das microdeformações	69
3.3 MÉTODOS	70

3.3.1 Tratamento térmico dos corpos de prova	70
3.3.2 Ensaio de tração	70
3.3.3 Preparação dos corpos de prova	72
3.3.4 Medição dos componentes da força de usinagem	73
3.3.5 Medição da temperatura da peça	73
3.3.6 Medição da rugosidade	75
3.3.7 Medição das tensões residuais	75
3.3.7.1 Preparação da superfície do aço ABNT H13	75
3.3.7.2 Fixação da roseta de extensômetros e ligação ao leitor de microdeformações	76
3.3.7.3 Posicionamento da turbina de alta rotação	78
3.3.7.4 Ajuste do leitor de microdeformações	78
3.3.7.5 Execução do furo	79
3.3.7.6 Tratamento dos dados	79
3.4 PLANEJAMENTOS DOS EXPERIMENTOS	80
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	83
4.1 ENSAIOS DE TRAÇÃO	83
4.2 COMPONENTES DAS FORÇAS DE FRESAMENTO	84
4.2.1 ANOVA para as forças de usinagem durante o fresamento com insertos de metal duro	84
4.2.1.1 ANOVA para a força de avanço (F_f) durante o fresamento com insertos de metal duro	84
4.2.1.2 ANOVA para a força de apoio (F_{ap}) durante o fresamento com insertos de metal duro	87
4.2.1.3 ANOVA para a força passiva (F_p) durante o fresamento com insertos de metal duro	90
4.2.2 ANOVA para as forças de usinagem durante o fresamento com insertos de cermet	92
4.2.2.1 ANOVA para a força de avanço (F_f) durante o fresamento com insertos de cermet	92
4.2.2.2 ANOVA para a força de apoio (F_{ap}) durante o fresamento com insertos de cermet	96
4.2.2.3 ANOVA para a força passiva (F_p) durante o fresamento com insertos de cermet	98
4.2.3 Comparação dos resultados para as forças de usinagem geradas pelos insertos de metal duro e cermet	100
4.3 TEMPERATURA DA SUPERFÍCIE USINADA	103
4.3.1 Efeito da velocidade de corte	103
4.3.3 Efeito do avanço por dente	105
4.3.4 Efeito da profundidade de usinagem	107
4.3.1 Efeito do material do inserto	109

4.4 RUGOSIDADE	111
4.4.1 ANOVA para a rugosidade após fresamento com insertos de metal duro	111
4.4.1.1 ANOVA para o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a) após fresamento com insertos de metal duro	111
4.4.1.2 ANOVA para o desvio médio quadrático (R_q) após fresamento com insertos de metal duro	114
4.4.1.3 ANOVA para a altura total do perfil (R_t) após fresamento com insertos de metal duro	116
4.4.1.4 ANOVA para a altura máxima do perfil (R_z) após fresamento com insertos de metal duro	117
4.4.2 ANOVA para a rugosidade após fresamento com insertos de cermet	120
4.4.2.1 ANOVA para o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a) após fresamento com insertos de cermet	120
4.4.2.2 ANOVA para o desvio médio quadrático (R_q) após fresamento com insertos de cermet	122
4.4.2.3 ANOVA para a altura total do perfil (R_t) após fresamento com insertos de cermet	124
4.4.2.4 ANOVA para a altura máxima do perfil (R_z) após fresamento com insertos de cermet	126
4.4.3 Comparação dos resultados para a rugosidade gerada pelos insertos de metal duro e cermet	128
4.5 TENSÕES RESIDUAIS	131
4.5.1 Análise estatística para as tensões residuais	131
4.5.1.1 ANOVA para as tensões residuais induzidas pelo fresamento utilizando insertos de metal duro	132
4.5.2 Efeitos dos parâmetros de usinagem sobre o comportamento das tensões residuais	136
4.5.2.1 Condições brandas de usinagem utilizando insertos diferentes	136
4.5.2.2 Influência da velocidade de corte	138
4.5.2.3 Variação do avanço por dente	141
4.5.2.4 Variação da profundidade de usinagem	144
4.5.2.5 Uso de fluido de corte	147
4.5.3 Comparação dos resultados de tensão residual	150
5 CONCLUSÃO	154
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	156
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	157

APÊNDICE A	166
A.1 CÁLCULO DAS TENSÕES RESIDUAIS NÃO UNIFORMES	166
A.1.1 Cálculo das tensões residuais não uniformes pelo método integral	168
APÊNDICE B	173
B.1 ANÁLISE DE VARIÂNCIA	173
B.1.1 Resultados interpretados na ANOVA	175
B.1.1.1 Valor-p – Fatores	175
B.1.1.2 Valor-p – Curvatura	175
B.1.2 Teste t para duas amostras	176
B.1.3 Análise Boxplot	176
APÊNDICE C	177
APÊNDICE D	178
APÊNDICE E	183
E.1 CÁLCULO DO DIÂMETRO DOS FUROS	183
E.2 PLANILHA PADRÃO	184
ANEXO A	185

NOMENCLATURA

\bar{a}	Constante adimensional
\bar{b}	Constante adimensional
A_0	Área inicial da seção transversal compreendida pelo comprimento útil [mm ²]
a_e	Penetração de trabalho [mm]
a_p	Profundidade de usinagem [mm]
D	Diâmetro da roseta [mm]
D_o	Diâmetro do furo [mm]
E	Módulo de elasticidade [MPa]
e_{ij}	Resíduo de ordem ij
F	Força máxima antes da falha [N]
F_{ap}	Força de apoio [N]
F_{aq}	Frequência de aquisição [Hz]
F_c	Força de corte [N]
F_f	Força de avanço [N]
F_i	Força de usinagem i [N]
F_n	Força de compressão [N]
F_p	Força passiva [N]
(F_p/F_z)	Força Passiva/Força no eixo Z [N]
F_{TR}	Força ativa [N]
F_U	Força resultante de usinagem [N]
F_x	Força no eixo X [N]
F_y	Força no eixo Y [N]
F_z	Força no eixo Z [N]
f	Avanço [mm/rev]
f_z	Avanço por dente [mm/aresta]
H_0	Hipótese nula
H_1	Hipótese alternativa
k	Número de parâmetros
l	Comprimento [mm]

MOE_t	Módulo de elasticidade na tração (<i>tensile modulus of elasticity</i>) [MPa]
MOR_t	Tensão verdadeira no momento da fratura (<i>tensile modulus of Resistance</i>) [MPa]
MOR_{te}	Limite de resistência à tração, considerando a tensão de Engenharia (<i>tensile modulus of Resistance</i>) [MPa]
n	Número de conjuntos de dados de deformação nos vários passos de profundidade do furo
P	Limite de proporcionalidade
p/p	porcentagem em massa
R_a	Desvio aritmético médio do perfil avaliado [μm]
R_t	Altura total do perfil [μm]
R_z	altura máxima do perfil
R_q	desvio médio quadrático
$SQ_{\text{tratamentos}}$	Soma dos quadrados dos tratamentos
SQ_T	Soma de quadrados total
Std	Erro médio (<i>standard</i>)
T_{amb}	Temperatura do ambiente
v_c	Velocidade de corte [m/min]
v_e	Velocidade efetiva [m/min]
v_f	Velocidade de avanço [m/min]
W_{CN}	radiação emitida por um corpo negro
W_{CR}	radiação emitida por um corpo real
$W_{\text{resultante}}$	radiação resultante
W_ε	radiação emitida
W_ρ	radiação refletida
W_τ	radiação transmitida
\bar{x}_i	Média do tratamento i
x_{ij}	Observação de ordem ij
Z	Profundidade do furo [mm]
$//v_f$	Direção paralela à velocidade de avanço
$\#v_f$	Direção perpendicular à velocidade de avanço
β	Ângulo entre eixo x e $\sigma_{\text{máx}}$ [°]
e	Deformação de engenharia na tensão máxima [mm/mm]

ε	Microdeformações [$\mu\epsilon$]
ε_v	Deformação verdadeira na tensão máxima [mm/mm]
φ	ângulo da direção de avanço
σ_e	Limite de escoamento
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão residual máxima [MPa]
$\sigma_{m\acute{i}n}$	Tensão residual mínima [MPa]
$(\sigma_x)_k$	Tensão residual não uniforme no eixo x [MPa]
$(\sigma_y)_k$	Tensão residual não uniforme no eixo y [MPa]
σ_x	Tensão residual no eixo x [MPa]
σ_y	Tensão residual no eixo y [MPa]
θ	Ângulo do extensômetro a partir do eixo x [°]
λ	Condutividade térmica [cal/cm s °C]
ν	Módulo de Poisson
μ	valor médio
σ	Tensão predefinidas no diagrama de tensão-deformação [MPa]
$\tau_{m\acute{a}x}$	Tensão de cisalhamento máxima [MPa]
τ_{xy}	Tensão de cisalhamento nos eixos xy [MPa]
τ	Tensão de cisalhamento [MPa]
Φ_{amb}	Umidade relativa do ar [%]

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 - Aplicações do aço ABNT H13: a) matrizes para forjamento, b) cilindros, c) moldes para fundição com cavidade única e d) moldes para fundição com cavidade múltipla.	33
FIGURA 2.2 - Componentes da força de fresamento (adaptado de Ferraresi, 1977).	35
FIGURA 2.3 - Zona de calor em usinagem (adaptado de Machado <i>et al.</i> 2015).	40
FIGURA 2.4 - Principais fatores que influenciam a rugosidade, adaptado de Çolak, Kurbanoglu e Kayacan (2007).	45
FIGURA 2.5 - Topografia de superfície do aço AISI H13 (DING <i>et al.</i> 2011).	45
FIGURA 2.6 - Diferentes tipos de roseta para aplicação do método furo cego: a) tipo A, b) tipo B e c) tipo C (ASTM E837, 2013).	52
FIGURA 2.7 - Furação e extensômetros posicionados sobre a amostra (Adaptado de Schajer, 1996).	53
FIGURA 2.8 - Geometria do furo e tensões residuais: a) tensões residuais uniformes e b) Tensões residuais não uniformes (ASTM E837, 2013).	53
FIGURA 2.9 - Representação das tensões residuais durante a operação de usinagem (SHAW, 2005).	55
FIGURA 3.1- Fluxograma das atividades desenvolvidas no trabalho.	62
FIGURA 3.2 - a) Fresa Mitsubishi ASX 445-050A03R , b) Inserto de metal duro e c) inserto de cermet.	65
FIGURA 3.3 –Roseta de extensômetros PA 06 060 RF.	65
FIGURA 3.4 - a) Máquina universal de ensaios e b) corpo de prova durante o ensaio de tração.	67
FIGURA 3.5 - Dinamômetro Kistler 9272 (KISTLER, 2020).	68
FIGURA 3.6 - Câmera termográfica FLIR SC 660.	68
FIGURA 3.7 - Configuração do sistema de medição das tensões residuais: a) RS – 200 Milling Guide e b) P3 Strain Indicator and Recorder.	69
FIGURA 3.8 - Dimensões do corpo de prova (mm) utilizado para o ensaio de tração.	70
FIGURA 3.9 - Configuração do experimento para medição da temperatura.	74
FIGURA 3.10 - Sistema de aquisição da temperatura por termografia.	74
FIGURA 3.11 - Roseta fixada na peça.	76

FIGURA 3.12 - Roseta e terminal de ligação fixados na superfície do corpo.	77
FIGURA 3.13 - Broca centralizada na roseta antes de executar o furo.	78
FIGURA 4.1 - Termogramas de usinagem a) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto metal duro e b) $v_c = 200$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto metal duro.	105
FIGURA 4.2 - Termogramas de usinagem a) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto cermet e b) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,15$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto cermet).	107
FIGURA 4.3 - Termogramas de usinagem a) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/aresta; $a_p = 0,5$; seco; inserto cermet b) $v_c = 150$ m/min; $f_z = 0,1$ mm/aresta; $a_p = 1$; seco; inserto cermet e c) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; cermet.	109
FIGURA 4.4 - Termogramas de usinagem a) $v_c = 200$ m/min; $f_z = 0,15$ mm/ aresta; $a_p = 0,5$; seco; inserto metal duro) e b) $v_c = 200$ m/min; $f_z = 0,15$ mm/ aresta; $a_p = 0,5$; seco; inserto cermet.	111
FIGURA A.1 - Representação esquemática das constantes de calibração ajk (ASTM E837, 2013).	166
FIGURA A.2 - Representação de $\sigma_{m\acute{a}x}$, $\sigma_{m\acute{i}n}$ e ângulo β na roseta extensométrica (ASTM E837, 2013).	168
FIGURA E.1 - Modelo de planilha padrão para inserção dos valores das microdeformações (teste nº 1- $v_c = 200$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/rev sob lubri-refrigeração)	184

LISTA DE GRÁFICOS

GRÁFICO 2.1 -Variação da força de avanço em função do tempo de usinagem no fresamento (DING <i>et al.</i> 2010).	36
GRÁFICO 2.2 - Componentes da força resultante em função dos parâmetros de corte: a) velocidade de corte, b) avanço e c) profundidade de usinagem (KLOCKE, 2011).	37
GRÁFICO 2.3 - Influência de a_p e f_z sobre as forças no fresamento: a) F_f , b) F_{ap} e c) F_p .	38
GRÁFICO 2.4 - Relação entre os parâmetros de corte e o desvio aritmético médio do perfil avaliado R_a : a) velocidade de corte, b) penetração de trabalho, c) avanço por dente e d) profundidade de usinagem (DING <i>et al.</i> 2010).	46
GRÁFICO 2.5 - Relação entre os parâmetros de corte e o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a): a) profundidade de usinagem, b) penetração de trabalho, c) velocidade de corte e d) avanço por dente (HASSANPOUR <i>et al.</i> 2016).	47
GRÁFICO 2.6 - Influência da penetração de trabalho sobre a) vibrações e b) desvio aritmético médio do perfil avaliado (SHEN <i>et al.</i> 2011).	48
GRÁFICO 2.7 - Influência dos parâmetros de corte sobre R_a : a) avanço por dente e b) velocidade de corte (m/min) (RAHMAN <i>et al.</i> 2003).	49
GRÁFICO 2.8 - Distribuição das tensões residuais no aço AISI 4340, temperado e revenido após o fresamento de topo (FIELD <i>et al.</i> 1977).	56
GRÁFICO 2.9 - Tensões residuais para diferentes condutividades térmicas (HUANG e YANG, 2017).	60
GRÁFICO 3.1 - Determinação do limite de escoamento σ_e a partir do limite de proporcionalidade P (CALLISTER JR; RETHWISCH, 2016).	72
GRÁFICO 4.1- Curva tensão-deformação apresentada pelo aço ABNT H13.	83
GRÁFICO 4.2 - Análise de resíduos para a F_f gerada pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.	85
GRÁFICO 4.3 - Efeito principal do avanço por dente, profundidade de usinagem e fluido de corte sobre F_f gerada pelos insertos de metal duro.	86

GRÁFICO 4.4 - Análise de resíduos para a F_{ap} gerada pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.	88
GRÁFICO 4.5 - Efeito principal do avanço por dente e profundidade de usinagem sobre F_{ap} gerada pelos insertos de metal duro.	89
GRÁFICO 4.6 - Análise de resíduos para F_p gerada pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.	90
GRÁFICO 4.7 - Efeito principal do avanço por dente e profundidade de usinagem sobre F_p gerada pelos insertos de metal duro.	92
GRÁFICO 4.8 - Análise de resíduos F_f gerada pelos insertos de cermet.	93
GRÁFICO 4.9 - Análise de resíduos após transformada de box-cox para F_f gerada pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.	94
GRÁFICO 4.10 - Efeitos principais sobre F_f gerada pelos insertos de cermet.	95
GRÁFICO 4.11 - Análise de resíduos para F_{ap} gerada pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.	97
GRÁFICO 4.12 - Efeito principal do avanço por dente e da profundidade de usinagem sobre F_{ap} gerada pelos insertos de cermet.	98
GRÁFICO 4.13 - Análise de resíduos para F_p gerada pelos insertos de cermet: a) Probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	99
GRÁFICO 4.14 - Efeitos principais sobre a força passiva (F_p) gerada pelos insertos de cermet.	
100	
GRÁFICO 4.15 - <i>Boxplot</i> para as componentes da força de usinagem geradas pelos insertos de metal duro	101
GRÁFICO 4.16 - <i>Boxplot</i> para as componentes da força de usinagem geradas pelos insertos de cermet.	102
GRÁFICO 4.17 - Comparativo entre as forças de avanço F_f geradas pelos insertos de metal duro e cermet	102
GRÁFICO 4.18 - Comparativo entre as forças de apoio F_{ap} geradas pelos insertos de metal duro e cermet	103

GRÁFICO 4.19 - Comparativo entre as forças passivas F_p geradas pelos insertos de metal duro e cermet.	103
GRÁFICO 4.20 - <i>Boxplot</i> para a temperatura da superfície usinada induzida por diferentes velocidades de corte.	104
GRÁFICO 4.21 - <i>Boxplot</i> para a temperatura da superfície usinada induzida por diferentes valores de avanço por dente.	106
GRÁFICO 4.22 - <i>Boxplot</i> para a temperatura da superfície usinada induzida por diferentes profundidades de usinagem.	108
GRÁFICO 4.23 - <i>Boxplot</i> para a temperatura da superfície usinada gerada pelos insertos de metal duro e cermet.	110
GRÁFICO 4.24 - Análise de resíduos para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	112
GRÁFICO 4.25 - Efeito principal do avanço por dente sobre o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de metal duro.	113
GRÁFICO 4.26 - Análise de resíduos para o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	114
GRÁFICO 4.27 - Efeito principal do avanço por dente sobre o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de metal duro.	115
GRÁFICO 4.28 - Análise de resíduos para a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	116
GRÁFICO 4.29 - Efeito principal do avanço por dente sobre a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de metal duro.	117
GRÁFICO 4.30 - Análise de resíduos para a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de metal duro: a) Probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	118
GRÁFICO 4.31 - Efeito principal do avanço por dente sobre a altura máxima do perfil (R_z) gerado pelos insertos de metal duro.	119
GRÁFICO 4.32 - Análise de resíduos para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	121

GRÁFICO 4.33 - Efeito principal do avanço por dente e do fluido de corte sobre o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de cermet.	122
GRÁFICO 4.34 - Análise de resíduos para o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de cermet: a) Probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	123
GRÁFICO 4.35 - Efeito principal do avanço por dente e do fluido de corte sobre o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de cermet.	124
GRÁFICO 4.36 - Análise de resíduos para a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	125
GRÁFICO 4.37 - Efeito principal do fluido de corte sobre a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de cermet.	126
GRÁFICO 4.38 - Análise de resíduos para a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	127
GRÁFICO 4.39 - Efeito principal do avanço por dente e do fluido de corte sobre a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de cermet.	128
GRÁFICO 4.40 - <i>Boxplot</i> para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de metal duro e cermet .	130
GRÁFICO 4.41 - <i>Boxplot</i> para o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de metal duro e cermet.	130
GRÁFICO 4.42 - <i>Boxplot</i> para a altura total do perfil (R_t) gerado pelos insertos de metal duro e cermet .	131
GRÁFICO 4.43 - <i>Boxplot</i> para a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de metal duro e cermet.	131
GRÁFICO 4.44 - Análise de resíduos para as tensões residuais geradas pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.	133
GRÁFICO 4.45 - Efeito principal da velocidade de corte sobre a tensão residual induzida pelos insertos de metal duro.	134
GRÁFICO 4.46 - <i>Boxplot</i> para as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro e cermet na profundidade de 17 μm .	135
GRÁFICO 4.47 - Tensões residuais sob $v_c = 100 \text{ m/min}$, $f_z = 0,05 \text{ mm/aresta}$, $a_p = 0,5 \text{ mm}$ com lubri-refrigeração e insertos de metal duro (teste n° 12).	136

GRÁFICO 4.48 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 0,5$ mm com lubri-refrigeração com insertos de cermet (teste nº 28).	137
GRÁFICO 4.49 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 8).	138
GRÁFICO 4.50 - Tensões residuais sob $v_c = 200$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 4).	139
GRÁFICO 4.51 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 24).	140
GRÁFICO 4.52 - Tensões residuais sob $v_c = 200$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 20).	140
GRÁFICO 4.53 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 8).	142
GRÁFICO 4.54 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,15$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 7).	142
GRÁFICO 4.55 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 0,05$ mm sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 24).	144
GRÁFICO 4.56 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,15$ mm/aresta, $a_p = 0,05$ mm sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 23).	144
GRÁFICO 4.57 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 0,5$ mm sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 9).	145
GRÁFICO 4.58 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 8).	145
GRÁFICO 4.59 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 0,5$ mm sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 25).	147
GRÁFICO 4.60 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 24).	147
GRÁFICO 4.61 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 0,5$ mm com lubri-refrigeração com insertos de metal duro (teste nº 12).	148
GRÁFICO 4.62 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 0,5$ mm sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 9).	148
GRÁFICO 4.63 - Tensões residuais sob $v_c = 150$ m/min, $f_z = 0,1$ mm/aresta, $a_p = 1$ mm com lubri-refrigeração com insertos de cermet (teste nº 29).	149
GRÁFICO 4.64 - Tensões residuais sob $v_c = 150$ m/min, $f_z = 0,1$ mm/aresta, $a_p = 1$ mm sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 30).	150

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 Classificação dos aços ferramenta e aplicações (SILVA e MEI, 2006).	32
TABELA 2.2 Tratamentos térmicos, temperatura e aplicações para aços ferramenta (ASM, 1990; SILVA e MEI, 2006).	34
TABELA 3.1 Composição química dos corpos de prova.	64
TABELA 3.2 Dimensões da roseta utilizada, modelo EXCEL PA 06 060 RF 120L.	66
TABELA 3.3 Especificações da câmara termográfica.	68
TABELA 3.4 Parâmetros de corte utilizados nos ensaios e seus níveis de variação.	81
TABELA 3.5 Pontos centrais no experimento Plackett-Burman.	82
TABELA 4.1 Valores p da ANOVA para F_f gerada pelos insertos de metal duro.	86
TABELA 4.2 Valores p da ANOVA para F_{ap} gerada pelos insertos de metal duro.	89
TABELA 4.3 Valores p da ANOVA para F_p gerada pelos insertos de metal duro.	91
TABELA 4.4 Valores p da ANOVA para F_f gerada pelos insertos de cermet.	94
TABELA 4.5 Valores p da ANOVA para F_{ap} gerada pelos insertos de cermet.	97
TABELA 4.6 Valores p da ANOVA para F_p gerada pelos insertos de cermet.	99
TABELA 4.7 Valores p da ANOVA para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de metal duro.	113
TABELA 4.8 Valores p da ANOVA para o desvio médio quadrático (R_q), gerado pelos insertos de metal duro.	115
TABELA 4.9 Valores p da ANOVA para altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de metal duro.	117
TABELA 4.10 Valores p da ANOVA para altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de metal duro.	119
TABELA 4.11 Valores p da ANOVA para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de cermet.	121
TABELA 4.12 Valores p da ANOVA para o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de cermet.	123
TABELA 4.13 Valores p da ANOVA para a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de cermet.	125
TABELA 4.14 Valores p da ANOVA para a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de cermet.	127

TABELA 4.15 Valores p da ANOVA para as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro na profundidade 75 μm .	133
TABELA 4.16 Resumo dos efeitos dos parâmetros de corte sobre as tensões residuais.	152
TABELA B.1 Gráficos para análise de resíduos (Werkema <i>et al.</i> 1996).	174
TABELA C.1 Sequência de testes utilizados no experimento.	177
TABELA D.1 Medidas das forças F_f , F_{ap} e F_p .	178
TABELA D.2 Temperatura ambiente e umidade durante a realização dos testes de temperatura da superfície usinada.	179
TABELA D.3 Temperatura da superfície usinada.	179
TABELA D.4 Medidas do desvio aritmético médio (R_a) e do desvio médio quadrático (R_q) do perfil avaliado.	180
TABELA D.5 Medidas da altura total do perfil (R_t) e da altura máxima do perfil (R_z) avaliado.	181
TABELA D.6 Resultados das tensões residuais na direção paralela à velocidade de avanço para a profundidade de 75 μm induzidas pelos insertos de metal duro.	182
TABELA E.1 Dâmetro dos furos.	183

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
APC	Aresta Postiça de Corte
AD	Estatística Anderson-Darling
ANOVA	Análise de variância (<i>analysis of variance</i>)
ASTM	Sociedade americana para testes e materiais (<i>American Society for Testing and Materials</i> ,
FC	Fluido de corte
ISO	Organização Internacional de Padronização (<i>International Standard Organization</i>)
LAMAT	Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais
RMS	Valor quadrático médio (<i>Root Mean Square</i>)
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais

RESUMO

O aço ABNT H13 é um aço ferramenta normalmente utilizado em moldes e matrizes para injeção, conformação mecânica e fundição. Uma das formas de usinagem deste aço é por meio da operação de fresamento. Em decorrência da operação de usinagem, a integridade superficial passa a ser uma característica de qualidade crítica para o desempenho do componente produzido. O presente trabalho consistiu no estudo da influência das condições de fresamento sobre os esforços de corte, temperatura, acabamento e tensões residuais induzidas no aço ABNT H13 recozido. Buscou-se variar os parâmetros velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de usinagem e utilização de fluido de corte utilizando insertos de metal duro e cermet. Os esforços de corte foram medidos por um dinamômetro e a temperatura da superfície usinada foi monitorada utilizando-se uma câmera termográfica. A rugosidade foi avaliada por meio da medição do desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a), desvio médio quadrático (R_q), da altura total do perfil (R_t) e da altura máxima do perfil (R_z). As tensões residuais foram medidas pelo método do furo cego incremental. Os resultados indicaram que os parâmetros que induziram aos maiores esforços de corte foram a profundidade de usinagem e o avanço por dente e que a intensidade dos esforços de corte não dependeu do tipo de inserto utilizado. O único fator que apresentou influência sobre a temperatura foi a profundidade de usinagem (quanto maior a profundidade de usinagem, mais alta a temperatura da superfície usinada). Com relação à rugosidade, o fluido de corte exerceu influência sobre todos os parâmetros de rugosidade avaliados. Comparando-se os dois insertos sob as mesmas condições de usinagem, observou-se os insertos de cermet propiciaram menores valores médios para a rugosidade. Os resultados das tensões residuais indicaram que na camada imediatamente abaixo da superfície prevaleceram tensões residuais de tração, as quais podem ser prejudiciais ao desempenho mecânico do componente.

Palavras-chave: fresamento, força de usinagem, temperatura, rugosidade, tensões residuais.

ABSTRACT

AISI H13 hot work tool steel is normally used in inject molds and dies. One of the ways of processing this work material is through milling. As a result of machining, surface integrity becomes a critical characteristic for the performance of the produced component. The present work consists on the study of the influence of milling conditions on the process forces and temperature, machined surface roughness and residual stresses induced on annealed AISI H13 steel. It was sought to vary the parameters cutting speed, feed per tooth, depth cutting and cutting fluid using carbide and cermet inserts. Cutting forces were measured by a dynamometer and the machined surface temperature was measured using a thermographic camera. Roughness was evaluated by measuring the mean arithmetic deviation of the evaluated profile (R_a), mean squared deviation (R_q), the total profile height (R_t) and maximum profile height (R_z). Residual stresses were measured using the incremental blind hole method. The results indicated that the parameters that led to the highest cutting forces were axial depth of cut and the feed per tooth and that the intensity of the cutting forces did not depend on the insert grade. The only factor that affected temperature was the axial depth of cut (the larger the depth of cut, the higher the temperature on the machined surface). Regarding surface, cutting fluid influenced all roughness parameters. Comparing the two inserts under the same machining conditions, it was observed that the cermet inserts promoted lower roughness mean values. The results for residual stresses indicated that in the layer immediately below the surface, tensile residual stresses prevailed, which can be detrimental to the performance of the component.

Keywords: milling, machining forces, temperature, roughness, residual stress.

1 INTRODUÇÃO

Na indústria metal mecânica estão disponíveis diversos materiais que se diferenciam uns dos outros pelo custo de fabricação, desempenho, composição química, formas de processamento e microestrutura. A escolha do material mais indicado para uma determinada aplicação depende de suas características físicas e químicas. Além da escolha do tipo de material, a compreensão dos processos de fabricação, como a usinagem, permite às indústrias alcançarem ganhos em produtividade e qualidade.

Os quesitos de produtividade buscam aumentar a quantidade produzida, enquanto os quesitos de qualidade estão relacionados ao acabamento, uniformidade, desempenho, confiabilidade e durabilidade dos produtos para aplicação à qual são destinados. Diversos equipamentos presentes na indústria dispõem de tecnologia suficiente para produzir em grandes quantidades sob diferentes condições de trabalho, entretanto, para que se possa avaliar a qualidade do produto final, o estudo das condições de usinagem fornece subsídios para que os ganhos produtivos possam ocorrer tanto em número quanto em qualidade.

O aço ABNT H13 tem sido utilizado na fabricação de moldes para injeção e matrizes para conformação mecânica e fundição. Os moldes e matrizes devem garantir um bom desempenho para serem aplicados na produção de bens de consumo duráveis, tais como os produtos automotivos e aeroespaciais. Propriedades importantes como resistência mecânica sob temperaturas elevadas e resistência ao desgaste permitem que o aço ABNT H13 seja escolhido dentre os diversos materiais disponibilizados pela indústria metal-mecânica para operar em condições severas que requerem qualidade e confiabilidade.

Dentre os diversos processos de fabricação, o aço ABNT H13 é submetido ao fresamento devido à possibilidade que o fresamento oferece em gerar cavidades em moldes e matrizes. Isto se deve ao fato de a fresa poder apresentar as mais variadas formas e dimensões, permitindo que a operação de fresamento ofereça maior versatilidade na geração de superfícies.

Durante o fresamento, o conhecimento dos esforços de usinagem é de fundamental importância, uma vez que podem afetar características de integridade superficial e temperatura geradas durante a operação. A redução dos esforços de usinagem permite menor gasto de energia, melhor acabamento e vida de ferramenta mais longa. As forças de usinagem resultantes do fresamento variam ciclicamente, gerando vibrações durante a operação. O material a ser usinado, o material e geometria da ferramenta de corte; os parâmetros de corte; o ciclo térmico;

o atrito e as tensões geradas na remoção do cavaco são fatores que podem afetar as componentes das forças de usinagem na operação de fresamento. Dessa forma, o estudo das forças de fresamento é útil para prever o desempenho do processo e melhorar os resultados da operação.

A operação de fresamento pode provocar alterações mecânicas e térmicas sobre a peça devido a deformações plásticas não uniformes, vibração, aumento da temperatura na interface ferramenta-peça-cavaco, entre outros fenômenos. Um dos desafios durante a usinagem é a medição da temperatura da superfície recém usinada. A maioria dos estudos de usinagem são com relação à medição da temperatura do cavaco, ou da interface ferramenta cavaco.

O material usinado pode assumir diferentes condições de integridade superficial, que vão depender das condições em que foi processado. Quando se discute a integridade superficial, esta característica pode estar relacionada tanto ao acabamento e irregularidades geométricas da superfície (rugosidade), quanto pelas alterações metalúrgicas da camada superficial (tensões residuais, variação de dureza, alterações microestruturais, etc.).

A rugosidade é uma característica importante de qualidade, pois é a primeira camada da superfície do material a ser observada e cuja avaliação está relacionada ao acabamento gerado pelo processo de fabricação. Além disso, diferentes atributos do produto estão associados a características de rugosidade, tais como aspectos de estética, resistência à corrosão, aspectos tribológicos, vida em fadiga, entre outros. Dessa forma, a rugosidade é um ponto de referência para determinar a estabilidade da operação de usinagem.

Assim como a rugosidade, as tensões residuais existentes nas camadas subsuperficiais são um aspecto importante da integridade superficial. As tensões residuais podem ser entendidas como as tensões remanescentes dentro de um material ou corpo após seu processamento na ausência de forças externas. As tensões residuais podem ocorrer em diferentes intensidades e assumir dois tipos de comportamento quanto à sua natureza: tensões residuais de compressão ou tensões residuais de tração. As tensões residuais de compressão são geralmente benéficas, uma vez que aumentam a resistência à fadiga, por outro lado, as tensões residuais de tração são geralmente indesejáveis, pois podem contribuir para a falha por fadiga, rachaduras e surgimento de trincas.

A determinação do estado de tensão residual é importante para a qualidade, integridade e desempenho de serviço dos componentes e estruturas. Quase todos os processos de fabricação causam quantidades consideráveis de tensão residual; portanto, qualquer processo ou projeto de produto que o ignore envolve um risco de distorção ou falha precoce.

Diante do exposto, é de grande interesse a compreensão dos fatores que possuem maior influência sobre os esforços de usinagem, temperatura da superfície usinada e características de integridade superficial. É necessário entender como a interação de diferentes condições de usinagem podem impactar a qualidade e a durabilidade do aço ABNT H13.

1.1 OBJETIVO GERAL

O objetivo geral desta pesquisa foi estudar as forças de corte, analisar a temperatura da superfície usinada, avaliar a rugosidade e as tensões residuais induzidas pelo fresamento frontal do aço ABNT H13 no estado recozido. Considerou-se a influência dos parâmetros de fresamento (velocidade de corte, avanço por dente, profundidade de usinagem e a presença ou não de fluido de corte) bem como a influência do material do inserto (metal duro ou cermet) utilizado sobre cada parâmetro estudado.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Os objetivos específicos foram:

- Caracterizar o aço ABNT H13 a fim de determinar seu módulo de elasticidade, limite de resistência à tração, limite de escoamento, dureza e composição química.
- Estabelecer a influência dos parâmetros velocidade de corte (v_c), avanço por dente (f_z), profundidade de usinagem (a_p) e utilização de fluido de corte sobre os esforços de corte, temperatura, rugosidade e tensões residuais induzidas pelo fresamento com insertos de metal duro e cermet, empregando a análise de variância.
- Avaliar o comportamento das tensões residuais induzidas no aço ABNT H13 fresado sob diferentes condições de usinagem.

1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO

O restante deste trabalho está dividido em cinco capítulos, de acordo com os tópicos a seguir.

No Capítulo 2 é apresentada uma revisão bibliográfica sobre o tema estudado, e são abordadas as principais características do aço ABNT H13. Em seguida, são apresentados conceitos de forças no fresamento, temperatura de usinagem e integridade superficial, considerando características de rugosidade e tensões residuais. Apresenta-se a técnica do furo

cego para medição das microdeformações para o cálculo das tensões residuais bem como uma análise da influência das condições de fresamento sobre as tensões residuais.

No Capítulo 3 são apresentados os materiais, equipamentos e métodos para realização dos testes e o planejamento dos experimentos.

No Capítulo 4 são apresentados os resultados e discussões, por meio de análises qualitativas e quantitativas.

No Capítulo 5 são apresentadas as conclusões da pesquisa, destacando a importância dos resultados obtidos.

No Capítulo 6 são apresentadas propostas para continuidade deste trabalho.

Por fim, são disponibilizadas as referências bibliográficas, os apêndices e o anexo.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta os conceitos sobre o aço ABNT H13 e a operação de fresamento. São apresentados os conceitos de forças no fresamento, temperatura de usinagem, rugosidade e tensões residuais. Também é apresentado o método do furo cego incremental utilizado nesta pesquisa. Por fim, identifica-se a influência das condições de fresamento sobre as tensões residuais, buscando detalhar como diferentes temperaturas, parâmetros de corte, materiais da ferramenta e sentidos do fresamento podem afetar o comportamento das tensões residuais.

2.1 APLICAÇÕES DO AÇO ABNT H13

Diferentes classificações podem ser feitas para os aços, sendo estas baseadas em características da liga, como por exemplo propriedades mecânicas, composição química, ou classificações baseadas na aplicação industrial, como aços para ferramentas, para construção mecânica, etc. Os aços classificados como aços ferramenta são aços utilizados para fabricar ferramentas, entretanto, diversos aços considerados aços ferramenta pelos produtores são vendidos para aplicações diversas. Aços para aplicações em ferramentas estão entre os aços sujeitos a rigorosas solicitações térmicas e mecânicas, portanto as propriedades desejadas para aplicação e o estudo da microestrutura não podem ser negligenciados (SILVA e MEI, 2010).

A Associação Brasileira de Normas Técnicas classifica os aços ferramenta conforme apresenta-se na TAB 2.1.

TABELA 2.1

Classificação dos aços ferramenta e aplicações (SILVA e MEI, 2010).

Classe	Aplicação
ABNT H	Aços para trabalho a quente
ABNT S	Aços resistentes ao choque
ABNT A, D, O, ou W	Aços para trabalho a frio
ABNT P	Aços para moldes de plásticos
ABNT M ou T	Aços rápidos

O aço ABNT H13 é da classe H, assim denominado por ser um aço para trabalho a quente (*hot working*). Resistência mecânica sob altas temperaturas é, portanto, uma propriedade importante para aços desta classe. Os aços para trabalho a quente destinam-se ao uso em

ferramental que trabalhe em contato com material aquecido a temperaturas que podem chegar a 1100 °C ou mais. Para que resista a tais condições de trabalho mantendo dureza e resistência ao desgaste, o aço ABNT H13 apresenta teores elevados de cromo, tungstênio, molibdênio e vanádio (RAUTER,1974).

Devido ao alto teor de cromo e molibdênio, os aços da classe H possuem boa temperabilidade. As ferramentas de H13 podem ser refrigeradas à água com segurança durante operações de trabalho a quente. Possuem resistência a choques térmicos e mecânicos, o que é imprescindível ao seu desempenho, fazendo com que não apresentem trincas profundas e sejam resistentes à formação de trincas superficiais (ASM, 1990). Dessa forma, aços ferramenta da classe H podem ser submetidos a ciclos alternados de aquecimentos e resfriamentos sucessivos, como fresamento.

Propriedades tais como resistência à erosão, ao desgaste, ao impacto, boa usinabilidade e capacidade de fornecer baixa rugosidade tornaram o aço ABNT H13 um material preferido para matrizes de fundição de alumínio e magnésio. Outras aplicações típicas deste aço incluem matrizes para fundição, extrusão, insertos, machos, pinos ejetores, êmbolos, lâminas, matrizes de forjamento e moldes para injeção de plástico. Também pode ser aplicado em ferramentas estruturais que incluem punções, eixos, vigas, barras de torção, proteções e catracas (ASM, 1990 e ZHANG, DING e LI, 2012). Na Figura 2.1 são expostas algumas aplicações do aço ABNT H13 (CFS MACHINERY, 2018; VIRAT SPECIAL STEELS, 2018; A & B DIE CASTING, 2018).

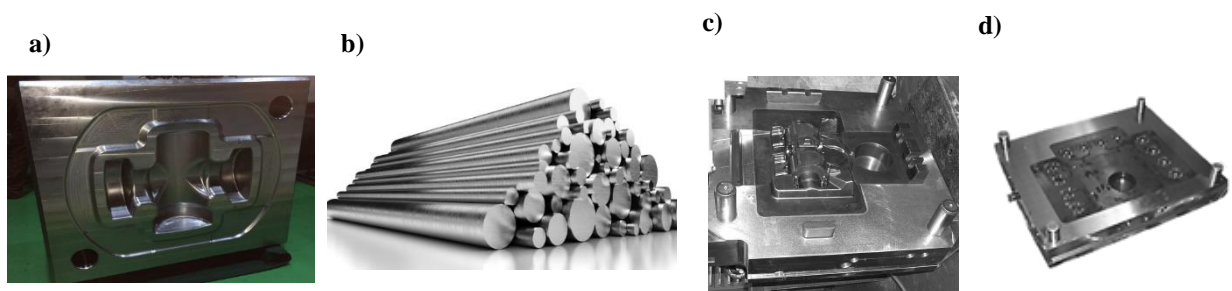


FIGURA 2.1 - Aplicações do aço ABNT H13: a) matrizes para forjamento, b) cilindros, c) moldes para fundição com cavidade única e d) moldes para fundição com cavidade múltipla.

O aço ABNT H13 pode ser submetido a diferentes tratamentos térmicos, tais como normalização, recozimento, endurecimento, têmpera e nitretação e que têm por objetivo uma melhoria de propriedades em função da aplicação, conforme apresenta-se na TAB 2.2.

TABELA 2.2

Tratamentos térmicos, temperatura e aplicações para o aço ABNT H13 (ASM, 1990; SILVA e MEI, 2010).

Tratamento térmico	Temperatura	Aplicação
Normalização	Pré-aquecimento a 790 °C seguido de aquecimento lento e uniforme a 1065 °C. Em seguida, resfriamento.	Melhorar usinabilidade, promover refino do grão e homogeneização da estrutura.
Recozimento	Aquecimento uniforme a 900 °C. Resfriamento lento ao forno a 480 °C e posterior resfriamento rápido até a temperatura ambiente.	Visa reduzir a dureza do aço, aumentar a usinabilidade, facilitar o trabalho a frio, promover alívio de tensões residuais.
Têmpera	Aquecimento lento e uniforme a 1025 °C e posterior resfriamento.	Aumentar a resistência mecânica e a resistência ao desgaste.
Revenimento	Aquecimento a 510 °C, resfriamento e posterior aquecimento.	Aumento da resistência e tenacidade.
Nitretação	Aquecimento entre 500 °C e 570 °C	Aumento da dureza superficial, resistência ao desgaste, melhora da resistência à fadiga e corrosão.

Entre os tratamentos térmicos citados, o tratamento utilizado para o material deste estudo foi o recozimento para alívio de tensões, também denominado recozimento subcrítico, ou recozimento baixo. Este tratamento é aplicado quando se deseja reduzir tensões residuais em estruturas ou componentes após soldagem, usinagem, lixamento, dobramento, resfriamento brusco (têmpera), etc. Segundo Silva e Mei (2010), um tratamento térmico para alívio de tensões visa garantir que amostras previamente usinadas apresentem propriedades mecânicas similares, além de estarem livres de tensões residuais.

2.2 FORÇAS NO FRESAMENTO

Muitas pesquisas sobre forças no fresamento têm sido feitas a fim de reduzir a potência necessária de corte, evitar danos desnecessários na operação e melhorar a qualidade da usinagem, conforme serão citadas durante esta seção. A força de usinagem depende de uma série de fatores, como material da peça, geometria, material e afiação da ferramenta, velocidade de corte entre outros (FERRARESI, 1977).

Segundo DINIZ *et al.* (2012), a norma DIN 6584 (1982) descreve os termos técnicos de usinagem como força, energia, trabalho e potência. Nesta norma, além de apresentada a decomposição da força de usinagem, F_U (N), cuja decomposição no plano de trabalho é denominada força ativa (F_{TR}) e em uma componente perpendicular a este plano, denominada força passiva (F_p). A força ativa (F_{TR}) contribui para a determinação da potência de usinagem pelo fato de se posicionar no plano onde os movimentos de usinagem são realizados; esta força se decompõe em força de apoio (F_{ap}), que é a projeção da força de usinagem sobre a direção perpendicular à direção de avanço, e em força de avanço (F_f), que é a projeção da força de usinagem sobre a direção de avanço.

A Figura 2.2 ilustra a decomposição da força de usinagem (F_U) no fresamento, por meio da qual podem ainda ser observadas a força de corte (F_c), cuja direção muda constantemente com a direção instantânea de corte e que por este motivo é de difícil obtenção, e a força de compressão (F_n), que é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular à superfície principal de corte. Na FIG 2.2, v_e , v_f e v_c representam a velocidade efetiva, velocidade de avanço e a velocidade de corte, respectivamente.

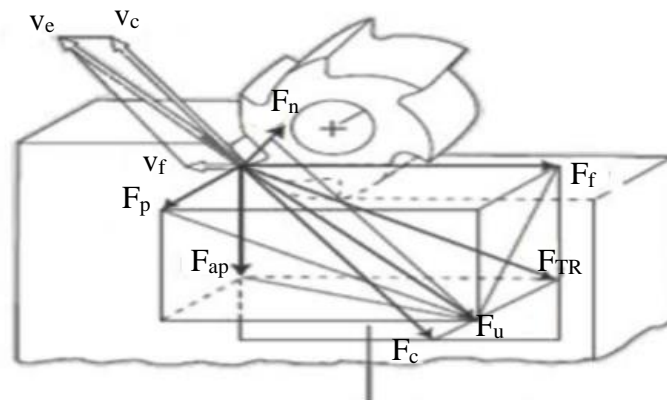


FIGURA 2.2 - Componentes da força de fresamento (adaptado de Ferraresi, 1977).

De acordo com Ribeiro *et al.* (2016), como nas operações de fresamento o ângulo de direção de avanço φ se encontra em constante variação (diferentemente do torneamento, cujo valor é constante e igual a $\varphi = 90^\circ$, fazendo com que a força F_{ap} coincida com F_c), a força ativa resultante F_{TR} é expressa como a resultante da soma vetorial das componentes F_{ap} , F_f e F_p , por meio da Equação 2.1:

$$\overline{F_{TR}} = \overline{F_{ap}} + \overline{F_f} + \overline{F_p} \quad (\text{N}) \quad (2.1)$$

A força passiva ou de profundidade (F_p) é a projeção da força de usinagem em um plano perpendicular ao plano de trabalho e não contribui para a potência de usinagem, uma vez que é perpendicular aos movimentos exercidos neste plano, onde ocorrem os movimentos de corte e de avanço. Entretanto, deve ser estudada pois é responsável pela deflexão elástica da peça e da ferramenta durante o corte e, dessa forma, responsável pelas tolerâncias de forma e dimensionais (RIBEIRO *et al.* 2016).

Pode-se resumir, assim, que a força de usinagem será a resultante da soma vetorial da força passiva (F_p) e da força ativa (F_{TR}), representada pela EQ 2.2 como:

$$F_U = \sqrt{F_p^2 + F_{TR}^2} \quad (2.2)$$

A operação de fresamento caracteriza-se pelo corte interrompido, no qual a espessura do cavaco varia de acordo com as fases ativa ou inativa da ferramenta. Durante o corte, a espessura do cavaco varia a cada revolução da ferramenta. Assim, as variações da espessura do cavaco resultam em mudanças periódicas das forças de usinagem. Portanto, a oscilação periódica das forças de corte causada pelas variações na espessura do cavaco e pela periodicidade de entrada/saída dos dentes é uma característica essencial do fresamento (DING *et al.* 2010).

O Gráfico 2.1 apresenta os resultados para a força de avanço obtidos por Ding *et al.* (2010), que estudaram os esforços de usinagem no aço AISI H13. No GRA 2.1, a força de avanço (F_f) é apresentada em função do tempo, e pode ser observado que nos momentos inativos das arestas de corte a força de avanço assume valor igual a zero e varia de um valor mínimo a um máximo a cada ciclo de corte. O mesmo fenômeno acontece para as forças de corte (F_c) e passiva (F_p).

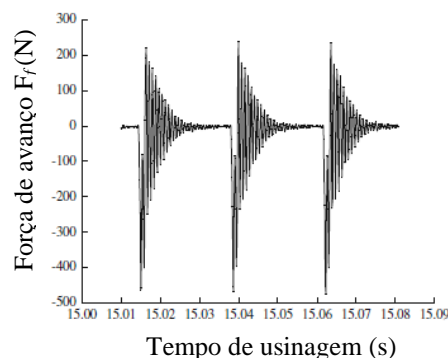


GRÁFICO 2.1 -Variação da força de avanço em função do tempo de usinagem no fresamento (DING *et al.* 2010).

Klocke (2011), Ding *et al.* (2010), Silva (2014), Chuangwen *et al.* (2016) e Ribeiro *et al.* (2006) constataram que a intensidade e a direção da força de usinagem são fortemente influenciadas pelos parâmetros de corte. No GRA 2.2 representa-se a dependência da força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva (F_p) em função da velocidade de corte (v_c), avanço (f) e profundidade de usinagem (a_p) para a operação de fresamento, conforme as pesquisas de Klocke (2011).

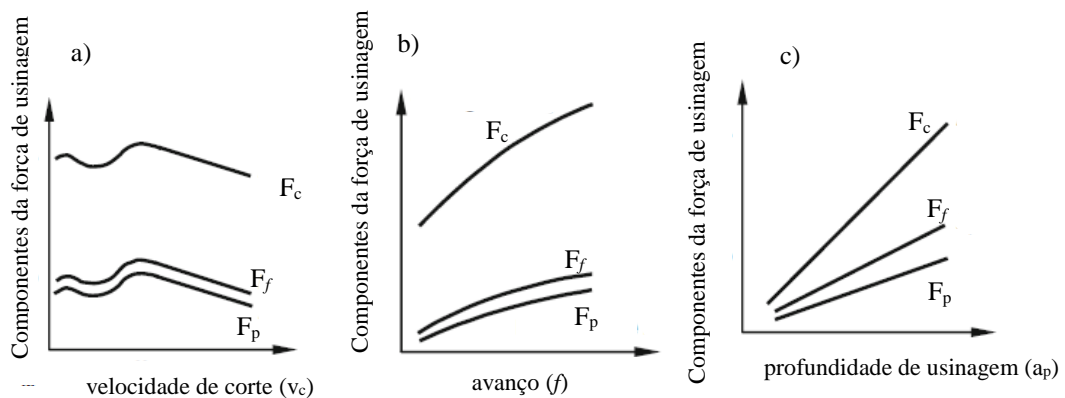


GRÁFICO 2.2 - Componentes da força resultante em função dos parâmetros de corte: a) velocidade de corte, b) avanço e c) profundidade de usinagem (KLOCKE, 2011).

No Gráfico 2.2a Klocke (2011) considera que a redução de forças com o aumento da velocidade de corte é causada pela redução da resistência do material a temperaturas altas. No Gra 2.2a observa-se o fenômeno de vales para velocidades de corte baixas, devido ao surgimento e desaparecimento de arestas postiças de corte (APC). Ai (2003) considera ainda que o aumento da velocidade de corte diminui o atrito entre a ferramenta e o cavaco, reduzindo os esforços. Com relação ao avanço, observa-se por meio do GRA 2.2b que o aumento deste parâmetro tende a aumentar a força resultante. Ding *et al.* (2010) obtiveram resultados semelhantes e associaram este fenômeno ao aumento da área da seção de corte para maiores valores de avanço por dente. Silva (2014) estudou as forças de usinagem no fresamento do aço ABNT 1045 e também identificou aumento dos esforços de usinagem com o incremento do avanço por dente. O autor defende que o avanço por dente em níveis superiores forma cavacos com maiores áreas de seção transversal, exigindo assim maiores forças de usinagem. Por fim, no GRA 2.2c os componentes da força resultante aumentam proporcionalmente em função da profundidade de usinagem (a_p), o que também está associado ao aumento da área da seção de corte. Além disso, a profundidade de usinagem também afeta a forma do cavaco (Machado *et*

al. 2015). Profundidades de usinagem altas aumentam a área de contato entre a ferramenta e o cavaco, exigindo maiores esforços de usinagem.

Chuangwen *et al.* (2016) realizaram testes de fresamento do aço inoxidável 1Cr13 para avaliar os efeitos dos parâmetros de corte sobre as componentes das forças de usinagem F_f , F_{ap} e F_p . Os autores constataram que o parâmetro mais influente sobre os esforços de usinagem foi a profundidade de usinagem, cujo aumento elevou os esforços devido ao maior volume de cavacos e material retirado, o que pode ser observado no Gra 2.3. Também pode ser observada a influência do avanço por dente sobre os componentes da força, de modo que seu incremento elevou os esforços de usinagem.

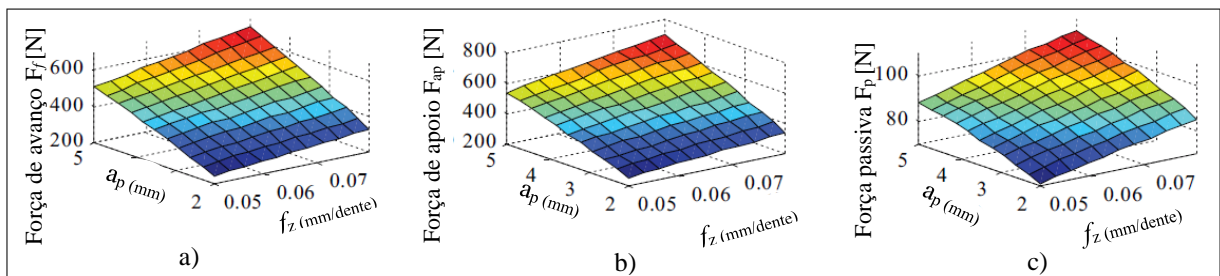


GRÁFICO 2.3 - Influência de a_p e f_z sobre as forças no fresamento: a) F_f , b) F_{ap} e c) F_p .

Ribeiro *et al.* (2006) estudaram as forças de usinagem no fresamento de aços para matrizes sob diferentes condições de usinagem e identificaram que o avanço foi o parâmetro mais influente sobre as forças de usinagem, cujo aumento contribuiu especialmente para o incremento da força passiva.

Quanto à influência do fluido de corte sobre as forças de usinagem, Oliveira, Fonseca e Araujo (2017) analisaram as forças de corte durante o fresamento do Inconel 718 sob lubri-refrigeração com aplicação de mínima quantidade de fluido. Os autores constataram que não ocorreu alteração significativa sobre as forças de usinagem considerando-se a variação das condições de refrigeração/lubrificação. Entretanto, Li *et al.* (2019) identificaram que a concentração, a vazão e a pressão do fluido de corte apresentaram um efeito significativo sobre as forças de fresamento de uma liga de titânio. Os autores associaram a redução dos esforços de usinagem com a utilização do fluido de corte devido às propriedades de lubrificação facilitarem a operação, gerando menores esforços.

De maneira geral, observa-se que o aumento do avanço por dente e da profundidade de usinagem aumentam os esforços de usinagem, ao contrário do efeito gerado pelo incremento da velocidade de corte. Entretanto, não se pode generalizar estes fenômenos, pois de acordo

com Afazov, Ratchev e Segal (2011), geralmente o aço AISI H13 se comporta de maneira distintas em diferentes durezas que podem influenciar nas forças de usinagem e no comportamento geral do processo.

2.3 TEMPERATURA DE USINAGEM

As temperaturas de corte são apresentadas como uma das principais limitações nos processos de usinagem (GROOVER, 2010). A temperatura excessiva pode reduzir a resistência ao desgaste e a dureza de uma ferramenta, e pode causar alterações dimensionais e/ou microestruturais na peça de trabalho, afetando as propriedades do material.

Temperaturas elevadas também podem ter efeitos negativos na produtividade e eficiência geral dos processos de manufatura. Portanto, as temperaturas de corte são muito importantes para os processos de usinagem, porque, embora a maior parte do calor gerado passe para o cavaco, o resto é transferido para a ferramenta e a peça de trabalho (COZ *et al.*, 2011).

A maior parte da potência consumida na usinagem dos metais é convertida em calor próximo à aresta cortante da ferramenta e muitos problemas técnicos e econômicos são causados direta ou indiretamente por conta desse aquecimento (TRENT, 1988). O fresamento é uma operação de corte interrompido, sendo que cada aresta da ferramenta experimenta uma fase ativa, período em que ocorre formação do cavaco e, portanto, aquecimento da ferramenta, e uma fase inativa, sem corte, período em que ocorre o resfriamento (MACHADO *et al.*, 2015). Desta forma, as variáveis de saída do processo (forças de usinagem, desgaste da ferramenta, temperatura, rugosidade, tensões residuais, etc.) podem sofrer grandes variações durante o movimento cíclico da ferramenta.

Durante o corte dos metais existem quatro zonas de geração de calor, identificadas de acordo com a FIG 2.3. As zonas de calor em usinagem são definidas como zona do plano de cisalhamento ou zona primária de cisalhamento (zona A), zona secundária de cisalhamento (zona B-C), presentes na interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, e zona terciária de cisalhamento (zona D), presente na interface de contato da peça com a superfície de folga da ferramenta (MACHADO *et al.* 2015).

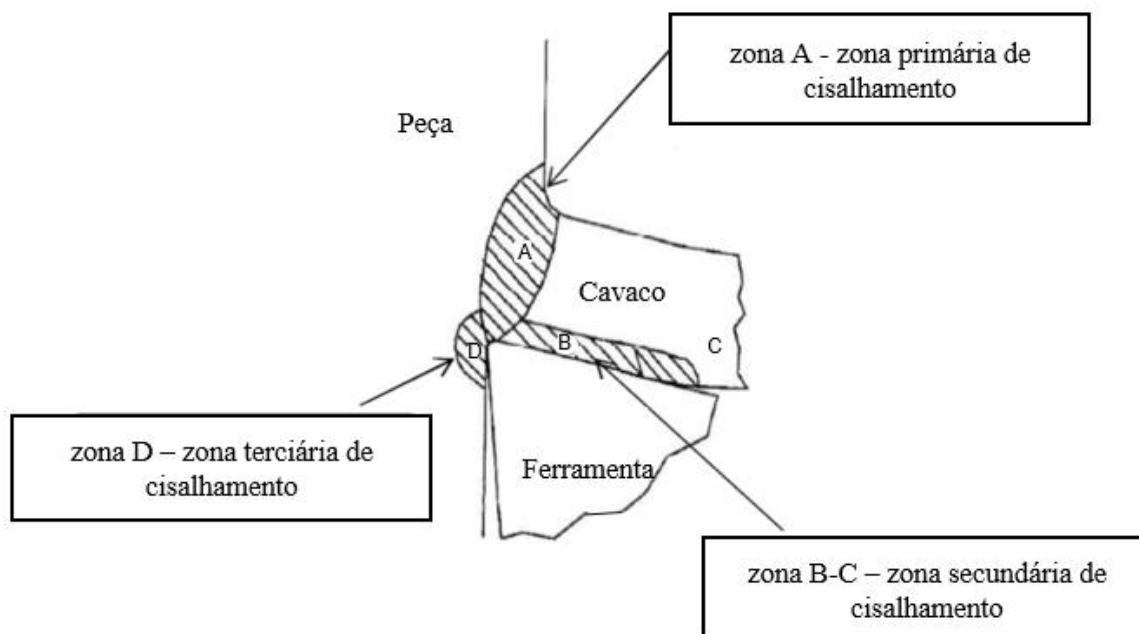


FIGURA 2.3 - Zona de calor em usinagem (adaptado de Machado *et al.* 2015).

O calor gerado na zona A é, em sua maior parte, dissipado pelo cavaco e uma pequena parte é transmitida por condução para a peça, parte esta que não deve ser desprezada visto que pode causar erros de dimensionamento da peça.

Segundo Machado e Silva (2004), a zona secundária de cisalhamento (zona B-C) é a principal fonte de calor responsável pelas altas temperaturas da ferramenta de corte, principalmente durante a usinagem de materiais duros e de alto ponto de fusão (aços, titânio, ligas de níquel, por exemplo).

A temperatura na zona terciária de cisalhamento (zona D) depende da quantidade de trabalho realizado para cisalhar o material e da quantidade de material que passa por ela. Esta pode se tornar uma importante fonte de calor para a ferramenta quando se usina com pequenos ângulos de folga ou com desgaste considerável (TRENT, 1988). Poucas pesquisas sobre medição de temperatura na zona D são realizadas, devido à dificuldade de medição durante o fresamento, devido à natureza intermitente da operação (MEDINA *et al.* 2017).

A maioria das pesquisas sobre a temperatura de usinagem se concentra na zona secundária de cisalhamento (zona B-C), devido à sua maior influência sobre o desempenho da ferramenta e por ser um fator limitante para a taxa de remoção do material, em especial por meio do aumento da velocidade de corte.

De acordo com Hashimoto *et al.* (2016), durante o fresamento de aço ferramenta H13, os efeitos combinados de deformação plástica severa, alta temperatura local e taxa de têmpera rápida fazem com que a superfície usinada sofra mudanças físicas e metalúrgicas. Wang

et al. (2014) realizaram o fresamento do aço AISI H13 sob diferentes parâmetros de corte, utilizando insertos de metal duro revestidos. Os autores avaliaram a microdureza e mudanças na microestrutura da superfície e subsuperfície usinadas. Verificou-se que a microdureza na superfície usinada foi muito maior do que na subsuperfície, o que indica que os materiais da superfície experimentaram endurecimento por deformação severa, induzida por deformação plástica durante o processo de fresamento. Além disso, a dureza superfície usinada diminuiu com o aumento da velocidade de corte e do avanço por dente, devido aos efeitos da temperatura de usinagem.

2.3.1 Termografia

A medição e avaliação da temperatura em usinagem é de extrema importância, entretanto, nem todas as técnicas são eficazes ou de simples aplicação (ERIC e NEDIC, 2002). Algumas dificuldades que podem ser encontradas nos processos de medição são estabelecer as condições ambientais adequadas e a emissividade do material analisado (DAVIES *et al.* 2007; ARMENDIA *et al.* 2010).

Segundo definição expressa pela Associação Brasileira de Normas Técnicas NBR 15424 (2016), termografia é uma técnica de sensoriamento remoto que possibilita a medição de temperaturas e a formação de imagens térmicas de um componente, equipamento ou processo, a partir da radiação infravermelha que é naturalmente emitida pelos corpos, em função de sua temperatura. A aplicação deste método é vasta na indústria e em pesquisa e desenvolvimento, pois é possível realizar medições em sem ter que entrar em contato com o objeto (LAURO *et al.* 2013).

Para garantir a operação correta da câmera, alguns parâmetros devem ser levados em consideração, como temperatura ambiente, umidade relativa, distância do objeto e emissividade do material (KUCZMASZEWSKI e ZAGORSKI, 2013). A emissividade de qualquer material pode ser afetada se o trabalho estiver sendo realizado dentro de uma ampla faixa de temperatura. Assim, é necessário estabelecer um procedimento para se determinar a emissividade do material sob diferentes condições.

A emissividade é um fator de emissão de radiação (ϵ) que varia entre 0 e 1. Para a compreensão do parâmetro de emissividade, um corpo negro é definido como um corpo ideal capaz de absorver toda a radiação incidente (VALIORGUE *et al.* 2003). De acordo com Bergman e Lavine (2019), um corpo negro é caracterizado como um absorvedor e emissor perfeito, ou seja, o corpo negro serve como um padrão em relação ao qual as propriedades

radiantes de superfícies reais podem ser comparadas. Um corpo negro possui as seguintes características:

- absorve toda a radiação incidente, independentemente de seu comprimento de onda e de sua direção.
- para uma dada temperatura e comprimento de onda, nenhuma superfície pode emitir mais energia do que um corpo negro.
- embora a radiação emitida por um corpo negro seja uma função do comprimento de onda e da temperatura, ela é independente da direção. Isto é, o corpo negro é um emissor difuso.

Consequentemente, um corpo negro é utilizado para encontrar a emissividade de um material cuja aferição de temperatura ocorrerá pela técnica de termografia (VALIORGUE *et al.* 2003).

Segundo a lei de Kirchhoff, a radiação emitida e absorvida por um corpo real é um equilíbrio térmico; isto é, um objeto sempre emite exatamente a mesma quantidade de calor que recebe. Assim, a quantidade de radiação que resulta de um objeto vem como três diferentes tipos: radiação emitida (W_ϵ), radiação refletida (W_ρ) e radiação transmitida (W_τ), (MINKINA e DUDZIK) conforme Eq 2.3.

$$W_{resultante} = W_\epsilon + W_\rho + W_\tau \quad (2.3)$$

A radiação emitida (W_ϵ) é o parâmetro mais importante na técnica de termografia. A capacidade de um objeto de emitir sua própria energia como radiação depende de sua emissividade. Dessa forma, o valor da emissividade é a razão entre a radiação emitida por um corpo qualquer (W_{CR}) e a radiação emitida por um corpo negro (W_{CN}), de acordo com a Eq. 2.4.

$$\text{emissividade} = \frac{W_{CR}}{W_{CN}} \quad (2.4)$$

Kuczmaszewski e Zagorski (2013) analisaram a eficácia de diferentes métodos para medir a temperatura na zona de corte e concluíram que o uso de termopares não é adequado para os casos em que a profundidade de corte era baixa, portanto, não atenderia às necessidades de conhecimento aplicado em indústrias. Os autores constataram que a utilização de uma câmera termográfica seria adequada para medir valores de temperatura em operações de usinagem.

Pittala e Monno (2011) usaram uma câmera infravermelha para medir e gravar a temperatura de uma peça na operação de fresamento da liga Ti-6Al-4V e constataram que o aumento da velocidade de corte foi o parâmetro de maior influência sobre a temperatura, enquanto que alterações no avanço por dente foram pouco significativas sobre a temperatura.

Medina *et al.* (2017) realizaram o fresamento do aço inoxidável AISI 304 e aplicaram uma metodologia baseada em termografia. Os autores avaliaram a influência dos parâmetros de corte sobre as temperaturas de usinagem e concluíram que a temperatura foi maior para velocidades de corte elevadas, o que esteve associado a uma redução do tempo de dissipação do calor. Os autores também observaram que a utilização de uma maior taxa de avanço por dente e uma velocidade de corte baixa, levou a um aumento mais acentuado da temperatura.

2.4 INTEGRIDADE SUPERFICIAL

A integridade superficial é definida por Field e Kahles (1971) como a condição inerente de uma superfície produzida por um processo de usinagem ou qualquer outro processo de geração de superfície que pudesse ser avaliado por propriedades mecânicas, metalúrgicas, químicas e topológicas da superfície manufaturada.

A integridade superficial de um componente apresenta dois aspectos importantes que precisam ser definidos e controlados. O primeiro se refere às irregularidades geométricas da superfície, ou simplesmente, o acabamento, e o segundo se refere às alterações metalúrgicas da camada superficial.

Kalpakjian (1995) classificou os principais defeitos superficiais, como:

- trincas ou microfissuras;
- crateras e depressões superficiais, que podem ser o resultado de ataques químicos ou físicos;
- dobras causadas por sobreposição de material durante a usinagem;
- zonas termicamente afetadas, ou seja, parte do material submetido a ciclos térmicos sem fusão;
- inclusões (elementos não metálicos embutidos em peças metálicas);
- ataques intergranulares;
- transformações metalúrgicas incluindo transformações de fase, re-solidificação e decarburação;

- deformações plásticas causadas por altas tensões geradas por atrito, geometria e temperatura da ferramenta ou métodos de fabricação;
- tensões residuais superficiais de compressão ou tração, geralmente causadas por deformação não uniforme ou diferentes distribuições de temperatura.

Um exame microscópico de uma superfície após o processo de usinagem geralmente indica camadas com diferentes composições e comportamento mecânico, geralmente resultantes de deformação plástica e encruamento (STIPKOVIC *et al.* 2017). Dessa forma, o estudo da integridade superficial em materiais usinados é importante pois pode prevenir a falha de componentes em serviço, o que é essencial para a segurança.

2.4.1 Rugosidade

A rugosidade de uma superfície é amplamente utilizada como índice de qualidade do produto e está relacionada a critérios de estética, resistência à corrosão, vantagens de processamento, aspectos tribológicos, vida em fadiga, além de permitir melhoria e ajuste preciso para superfícies de contato críticas (KANT e SANGWAN, 2014). Em muitos casos, a rugosidade é utilizada como um parâmetro de controle, impondo restrições críticas para seleção de produtos e parâmetros de planejamento de processo (ASTAKHOV, 1999). Quando aplicado em moldes e matrizes, o aço AISI H13 deve satisfazer requisitos de topografia da superfície, sendo a rugosidade um dos principais métodos de avaliação de qualidade (DING, *et al.* 2011).

Para Çolak, Kurbanoglu e Kayacan (2007), diversos fatores contribuem para o acabamento do produto final. Conforme pode ser visualizado no diagrama espinha de peixe da FIG 2.4, o acabamento de um material usinado depende tanto da ação individual dos fatores, (parâmetros de usinagem, fenômenos de corte, propriedades da ferramenta e do material da peça) quanto da combinação entre eles. Dependendo da escolha dos parâmetros de corte, estes podem aumentar a rugosidade devido à intensificação dos esforços de corte, atrito, vibrações e cavacos. Isso significa que altos valores de velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e penetração de trabalho, além da não utilização do fluido de corte, podem gerar rugosidade mais elevada, uma vez que o sistema trabalha sob condições severas. As propriedades mecânicas e térmicas do material usinado e da ferramenta vão determinar a facilidade ou não da operação, cuja interação na face de contato ferramenta/peça pode contribuir para maiores rugosidades quando se tem alguma dificuldade nesta interação, como por exemplo, alto coeficiente de atrito e ausência de lubrificação.

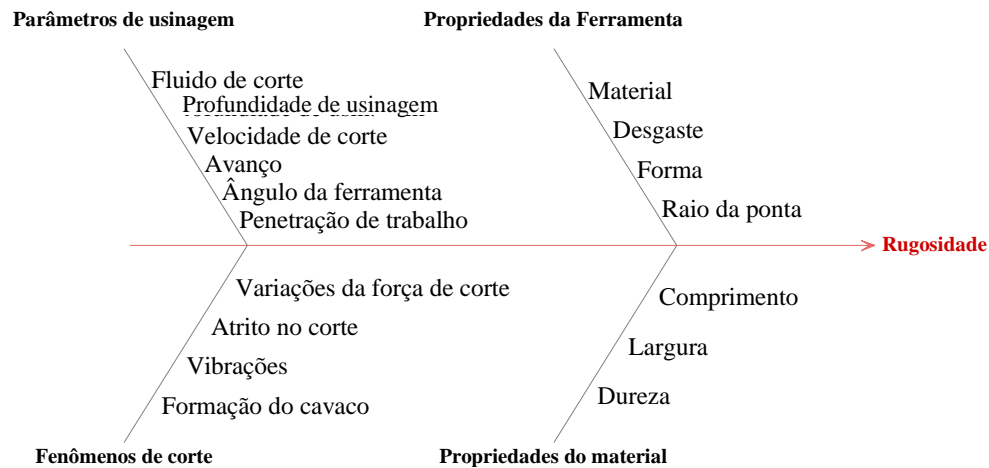


FIGURA 2.4 - Principais fatores que influenciam a rugosidade, adaptado de Çolak, Kurbanoglu e Kayacan (2007).

Diversos autores têm estudado a influência dos parâmetros de corte sobre a rugosidade, embora a definição inicial da literatura relacione a rugosidade como uma consequência direta de marcas de avanço, aresta postiça de corte, desgaste de ferramenta, etc. As marcas de avanço são formadas pela aresta de corte da ferramenta em uma revolução, e a direção relativa da rugosidade está relacionada com a posição da ferramenta. Na Figura 2.5 é ilustrada a topografia da superfície do aço AISI H13 fresado, na qual é possível observar as marcas de avanço e o raio de ponta da ferramenta impresso na superfície (DING *et al.* 2011).

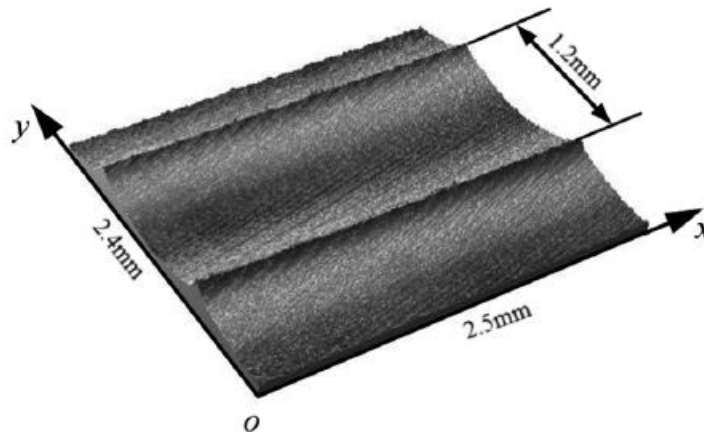


FIGURA 2.5 - Topografia de superfície do aço AISI H13 (DING *et al.* 2011).

DING *et al.* (2010) realizaram testes de fresamento do aço AISI H13 utilizando insertos de metal duro sob diferentes condições de usinagem. Os efeitos principais dos parâmetros de corte sobre a rugosidade são mostrados no GRA 2.4.

De acordo com o GRA 2.4a e 2.4b, o aumento da velocidade de corte e da penetração de trabalho, respectivamente, reduzem a rugosidade, o que pode ser explicado pelo

aumento da temperatura na interface ferramenta-peça, que diminui a resistência ao cisalhamento do material. Por outro lado, o aumento do avanço por dente (GRA 2.4c) e da profundidade de usinagem (GRA 2.4d) provocam o aumento da rugosidade. De fato, é constatado na literatura (Machado *et al.*, 2015) que o avanço é o parâmetro mais influente sobre a rugosidade, pois a altura dos picos e a profundidade dos vales das marcas de avanço tendem a aumentar em proporção quadrática ao avanço. Quanto à profundidade de usinagem, valores altos podem aumentar os esforços de corte e a possibilidade de vibrações, aumentando as ondulações na superfície usinada (MACHADO *et al.* 2015). De acordo com DING *et al.* (2010), a rugosidade obtida sob alguns parâmetros de corte foi menor que $R_a=0,25 \mu\text{m}$, o que constata que a operação de fresamento do aço ABNT H13 é uma excelente operação de acabamento para moldes e matrizes.

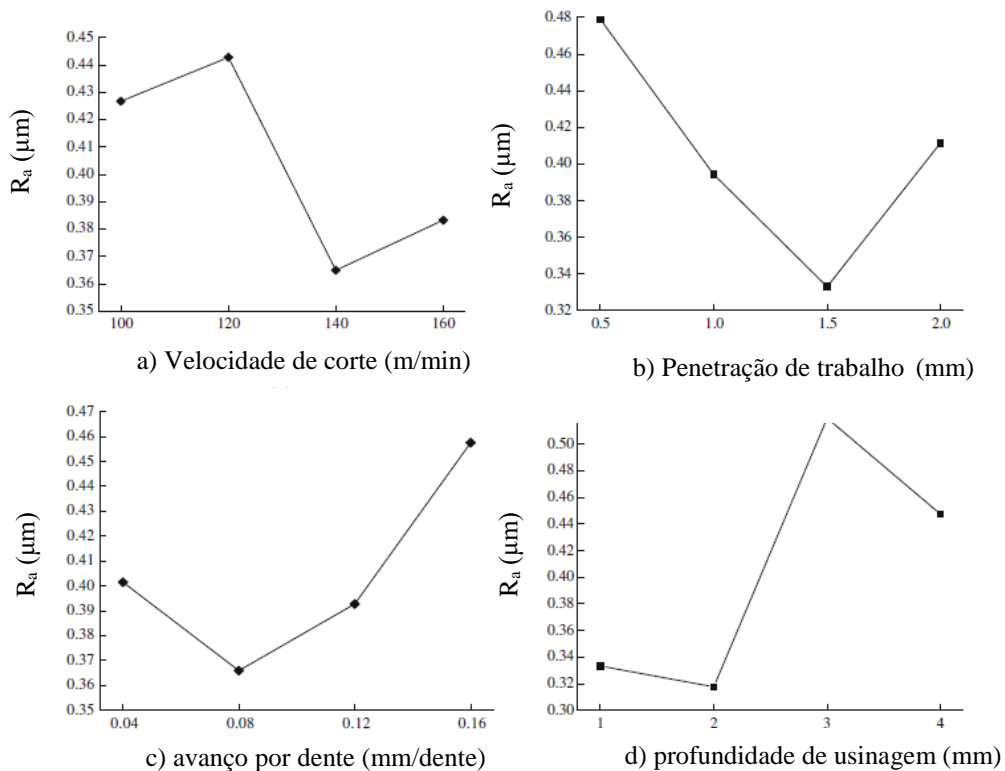


GRÁFICO 2.4 - Relação entre os parâmetros de corte e o desvio aritmético médio do perfil avaliado R_a : a) velocidade de corte, b) penetração de trabalho, c) avanço por dente e d) profundidade de usinagem (DING *et al.* 2010).

Hassanpour *et al.* (2016) analisaram o acabamento superficial do aço AISI 4340 após o fresamento sob diferentes parâmetros de corte com mínima quantidade de lubrificação e empregando insertos de metal duro e cerâmica com revestimento de TiAlN. No GRA 2.5

podem ser observados os efeitos dos parâmetros de corte sobre o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a). O aumento da profundidade de usinagem e da penetração de trabalho aumentaram a rugosidade. O aumento destes parâmetros promove maior taxa de remoção do material e conseqüentemente gera vibrações, o que pode ter aumentado a rugosidade da superfície. O aumento da velocidade de corte melhora o acabamento superficial, possivelmente devido à elevação da temperatura, que pode ter provocado a redução da resistência ao cisalhamento do material da peça, reduzindo os esforços de corte. Quanto ao efeito do avanço, que é o parâmetro de maior influência, sua elevação aumenta a rugosidade, devido ao aumento da distância entre os picos e vales. Além disso, os autores constataram que o aumento do avanço gerou cavacos de mais espessos, e conseqüentemente a rugosidade foi maior devido aos esforços e vibrações elevados durante a operação.

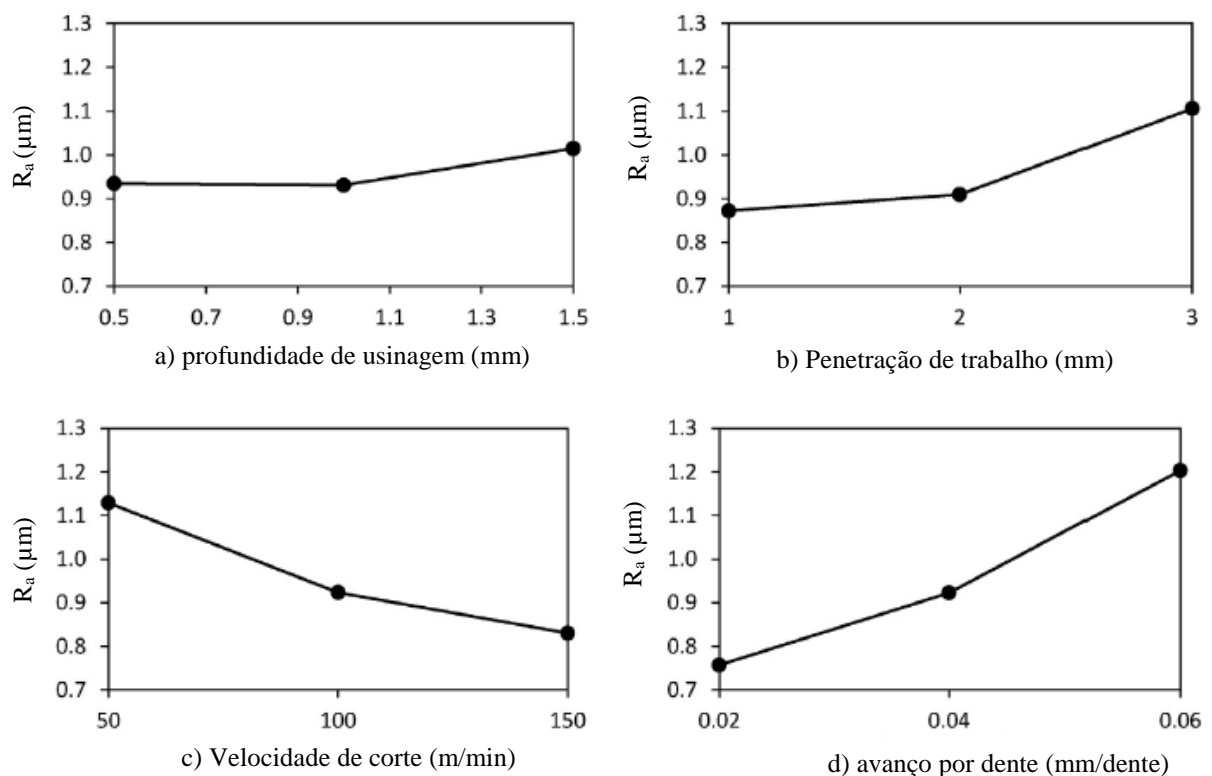


GRÁFICO 2.5 - Relação entre os parâmetros de corte e o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a): a) profundidade de usinagem, b) penetração de trabalho, c) velocidade de corte e d) avanço por dente (HASSANPOUR *et al.* 2016).

Raju *et al.* (2011) também estudaram como as condições de usinagem podem afetar a rugosidade durante o fresamento de uma liga de alumínio AA 6061. Foram utilizadas ferramentas de aço rápido e metal duro sob lubri-refrigeração e a seco. Assim como Hassanpour

et al. (2016) e Ding *et al.* (2010), os autores constataram que o parâmetro mais influente sobre a rugosidade foi o avanço. Além disso, o aumento da velocidade de corte melhorou o acabamento, o que pode ter acontecido pelo aumento da temperatura, que facilitou o corte devido à redução dos esforços, e que a profundidade de usinagem não exerceu nenhuma influência significativa sobre a rugosidade.

Shen *et al.* (2011) realizaram testes de fresamento do aço inoxidável AISI 304 e avaliaram o efeito da penetração de trabalho sobre as vibrações e a rugosidade, conforme apresentado no GRA 2.6. Os autores constataram que o aumento da penetração de trabalho apresentou um efeito significativo sobre as vibrações do sistema (GRA 2.6a) e sobre a rugosidade (GRA 2.6b).

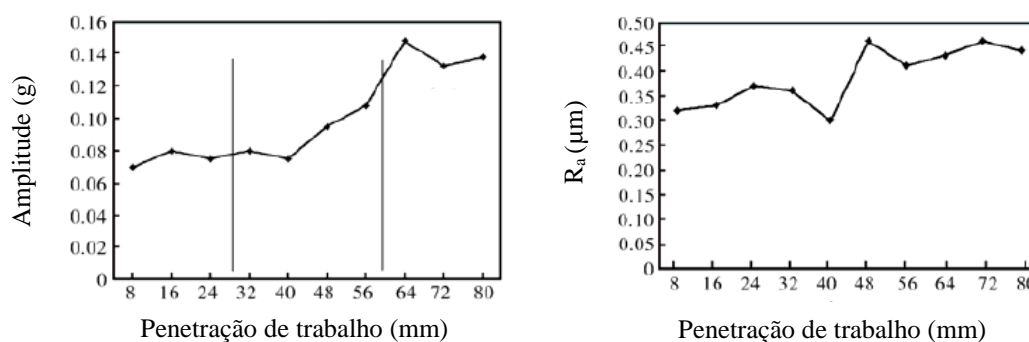


GRÁFICO 2.6 - Influência da penetração de trabalho sobre a) vibrações e b) desvio aritmético médio do perfil avaliado (SHEN *et al.* 2011).

Rahman *et al.* (2003) realizaram testes de fresamento do aço ferramenta ASSAB 718HH buscando avaliar como as condições de fresamento (a seco ou sob refrigeração ou lubrificação) influenciaram a rugosidade. No Gráfico 2.7a pode-se observar que à medida que o avanço aumenta, o valor de R_a também aumenta, conforme esperado para as condições a seco e sob lubrificação. Entretanto, sob refrigeração, à medida que o avanço aumenta, a rugosidade média da superfície inicialmente diminui para, em seguida, gradualmente voltar a aumentar. Isso pode ter acontecido porque à medida em que o avanço foi elevado, a temperatura na zona de corte aumentou, facilitando a retirada de material. No Gráfico 2.7b é apresentado o efeito da velocidade de corte sobre a rugosidade, e constata-se que o aumento da velocidade de corte diminui a rugosidade para os três casos, o que pode ser explicado pela redução da resistência ao cisalhamento do material da peça, reduzindo os esforços de corte, assim como obtido pela pesquisa Hassanpour *et al.* (2016). De maneira geral, observa-se no GRA 2.7 que o fresamento sob refrigeração apresenta as melhores condições de rugosidade somente para valores de avanço

altos. Para velocidades de corte elevadas, a rugosidade média da superfície apresenta valores próximos tanto para condições sob refrigeração quanto sob lubrificação. A condição de usinagem a seco apresenta maiores valores de rugosidade, sendo prejudicial à qualidade da superfície usinada.

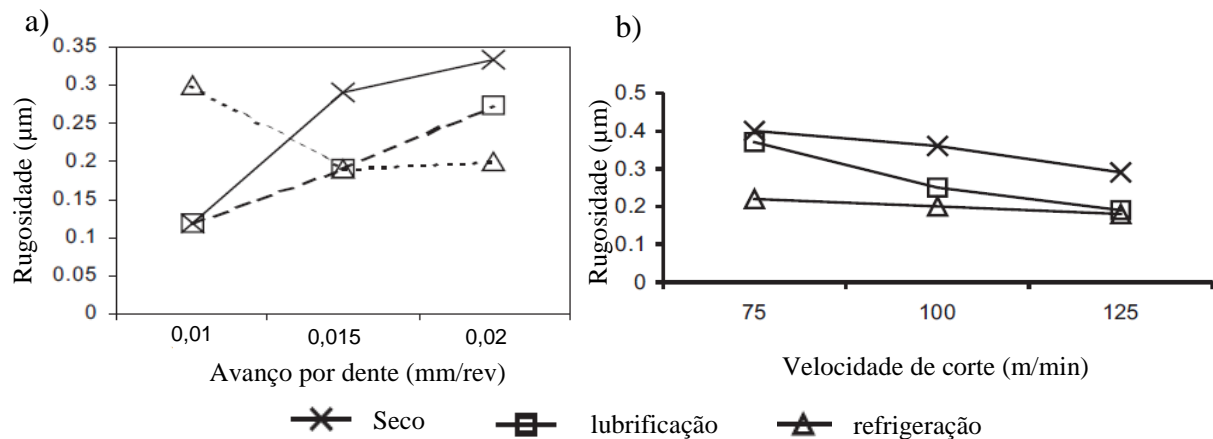


GRÁFICO 2.7 - Influência dos parâmetros de corte sobre R_a : a) avanço por dente e b) velocidade de corte (m/min) (RAHMAN *et al.* 2003).

2.4.2 Tensões residuais

As tensões residuais geralmente são consideradas a característica mais importante ao avaliar a integridade superficial de uma superfície usinada. O estudo das tensões residuais torna-se necessário particularmente quando materiais são usinados com o objetivo de alcançar altos níveis de segurança, como é o caso do aço ABNT H13 (OUTEIRO *et al.*, 2008). Diversos estudos constataram que as tensões residuais exercem influência significativa sobre a vida em fadiga mecânica, desempenho e deformação de um componente (LI, GUO e GUO, 2013; JAWAHIR *et al.*, 2011).

Withers *et al.* (2008) consideram tensão residual a tensão que permanece no interior de um material ou corpo após seu processamento na ausência de forças externas (incluindo a gravidade) ou gradientes térmicos. Todos os sistemas de tensões residuais estão em equilíbrio estático, sendo a sua força resultante e seu momento iguais a zero.

As tensões residuais podem ser prejudiciais ou benéficas para um material, fato que depende dos tipos de solicitações aplicadas (metalúrgicas, mecânicas ou térmicas), da natureza (tensões residuais de tração ou compressão) e da escala da distribuição das tensões (forma como atuam nos grãos do material).

Quanto aos tipos de solicitações aplicadas, os processos de tratamento térmico, soldagem, fundição e operações de conformação de metais são as principais causas de tensões residuais decorrentes de alterações metalúrgicas. Processos de fabricação como a usinagem induzem tensões residuais ocorridas devido a fenômenos mecânicos e térmicos, sendo esta última relacionada ao aquecimento não uniforme, aparecendo no material devido à diferença entre os coeficientes térmicos de expansão das diferentes fases dos constituintes (REDDY, 2004).

Quanto à sua natureza, as tensões residuais podem ser classificadas como tensões residuais de tração ou compressão, sendo que se convencionou na literatura classificar as tensões residuais de tração com o sinal positivo e as tensões residuais de compressão com o sinal negativo (SHAW, 2005).

De acordo com Oliveira *et al.* (2001), as tensões residuais de tração facilitam a nucleação e propagação de trincas e reduzem o desempenho de um componente sob fadiga mecânica, sendo, portanto, indesejáveis. Já as tensões residuais de compressão exercem influência contrária.

Durante a usinagem, o movimento relativo entre a ferramenta e a peça faz com que o material de trabalho se deforme e produza cavacos. A maioria das deformações ocorre na zona primária de cisalhamento (FIG 2.3). As forças na zona de deformação primária são suportadas pelo material ao seu redor. Assim, ocorre um campo de tensão, caracterizado por uma deformação elasto-plástica. Quando um material passa pelo campo de tensão ao longo da direção do corte, é submetido a um ciclo de carregamento. Em geral, o ciclo compreende carga compressiva seguida por um carregamento de tração. Sempre que a tensão no material exceder o limite elástico, ocorre fluxo plástico. No final do ciclo, a tensão elástica desaparece, mas a tensão residual induzida pelo fluxo plástico permanece (WU e MATSUMOTO, 1990).

Algumas pesquisas revelam que as tensões residuais são sensíveis às propriedades do material e dependem especialmente da dureza do material usinado. Por exemplo, ao usinar aço AISI 4340, Matsumoto *et al.* (1986) verificou a presença de tensões residuais de tração, e à medida em que a dureza do material aumentou por meio de tratamentos térmicos, as tensões residuais tornaram-se compressivas.

Quanto à escala de distribuição, as tensões residuais são classificadas em tensões residuais de primeira ordem, de segunda ordem e de terceira ordem. As tensões residuais de primeira ordem, chamadas de tensões residuais macroscópicas, agem sobre vários grãos de um material. As tensões residuais de segunda ordem, ou tensões microscópicas, ocorrem sobre uma pequena distância ou parte de um grão. Por fim, as tensões residuais de terceira ordem, também

denominadas tensões residuais microlocalizadas, existem a nível atômico, podendo ser equilibradas numa pequena parte de um grão (NASIR *et al.* 2016).

2.4.2.1 Método do furo cego incremental

Os primeiros estudos a respeito de tensões residuais foram realizados em 1856 por William Thomson e ficaram conhecidos como princípios de Lord Kelvin (OSGOOD, 1954). Willian Thomson conseguiu medir o efeito causado pelas tensões residuais sobre a variação da resistência de um condutor elétrico e assim constatou-se a presença de tensões residuais diretamente pela medição de microdeformações.

O cálculo das tensões residuais permite o entendimento dos principais efeitos dos processos de fabricação. No caso da usinagem, diferentes parâmetros de corte podem gerar tensões residuais de tração ou de compressão com diferentes intensidades. Para cálculo das tensões residuais podem ser utilizadas técnicas não destrutivas, destrutivas ou semidestrutivas.

O método do furo cego incremental é um dos mais utilizados devido seu menor custo quando comparado com outros métodos de medição das tensões residuais. Trata-se de uma técnica semidestrutiva para medição de microdeformações para o posterior cálculo das tensões residuais. Apesar do menor custo, demanda tempo de preparação e medição significativo quando comparado aos métodos não destrutivos. Este método foi difundido por Mathar na década de 1930 (Mathar *apud* SCHAJER, 2009) e consiste da furação de um pequeno orifício na amostra na região de interesse, medição das deformações resultantes do material em torno do furo e cálculo das tensões residuais correspondentes. A norma ASTM E837 (2013) descreve os princípios do método do furo cego e considera este procedimento eficiente, pois permite a qualidade da medição das microdeformações (OETTEL, 2000). De acordo com Schajer (2009), as características do método furo cego podem ser resumidas como:

- custo moderado do equipamento;
- tempos de preparação e medição elevados;
- pequeno número de medições precisas e confiáveis;
- cálculos das tensões residuais são compactos;
- método robusto adequado para pesquisas em campo;
- sensível a erros de excentricidade de furo.

O método consiste em medir as microdeformações por meio de extensômetros, que podem ser utilizados em diferentes configurações (FIG 2.6). A roseta utilizada nesta pesquisa

foi o do tipo B. A roseta deve ser fixada no local de medição das tensões residuais e é responsável pelo registro das variações dimensionais decorrentes do alívio das tensões nas direções principais da superfície.

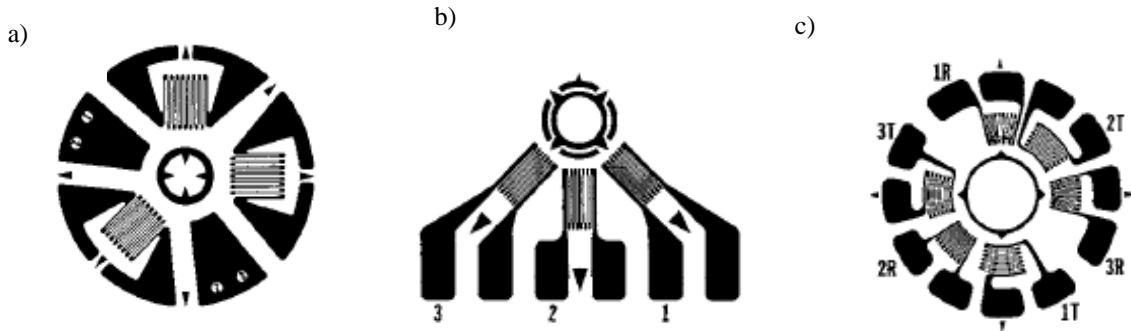


FIGURA 2.6 - Diferentes tipos de roseta para aplicação do método furo cego: a) tipo A, b) tipo B e c) tipo C (ASTM E837, 2013).

A roseta deve ser fixada a uma distância de $1,5 D$ (sendo D o diâmetro da roseta) da borda da superfície onde as microdeformações serão medidas (não só da borda, mas, de todo detalhe construtivo, como ressaltos, entalhes e regiões soldadas). A fixação da roseta na peça deve ser feita por meio de um adesivo e em seguida um furo deve ser usinado no local de interesse. De acordo com Schajer (1991), uma maneira prática de melhorar a precisão da medição é realizar medições de deformação numa série de pequenas profundidades, de zero até a profundidade total determinada.

As tensões residuais no material são parcialmente aliviadas quando o furo for realizado e um instrumento deve ser utilizado para registrar as microdeformações associadas às tensões residuais do material. Na Figura 2.7 é representada a operação de furação para registro das microdeformações, sendo Z a profundidade do furo, D o diâmetro da roseta e D_0 o diâmetro do furo. De acordo com Khaled (2020), para fornecer flexibilidade à roseta de extensômetros, a razão entre D_0 e D deve ser entre 0,3 e 0,5. Para qualquer estado inicial de tensão residual e um diâmetro fixo do furo, as tensões residuais próximas à superfície possuem valor maior, e decrescem à medida que a profundidade do furo aumenta. Portanto, a fim de captar melhor os sinais de tensão, o furo é normalmente usinado a uma profundidade de, no máximo, $Z/D = 0,4$.

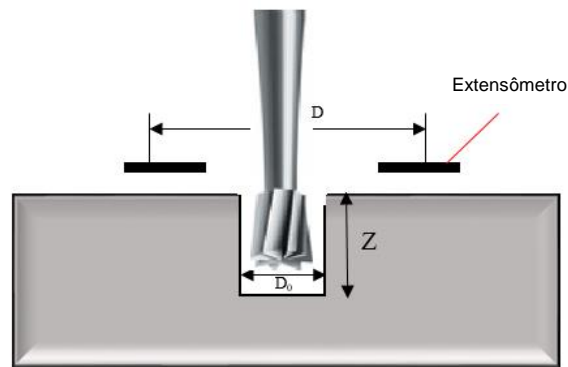


FIGURA 2.7 - Furação e extensômetros posicionados sobre a amostra (Adaptado de Schajer, 1996).

As tensões residuais que atuam em um material podem ser classificadas como uniformes ou não uniformes nas direções X e Y. Na Figura 2.8 o comportamento das tensões residuais atuantes no local de teste é esquematizado.

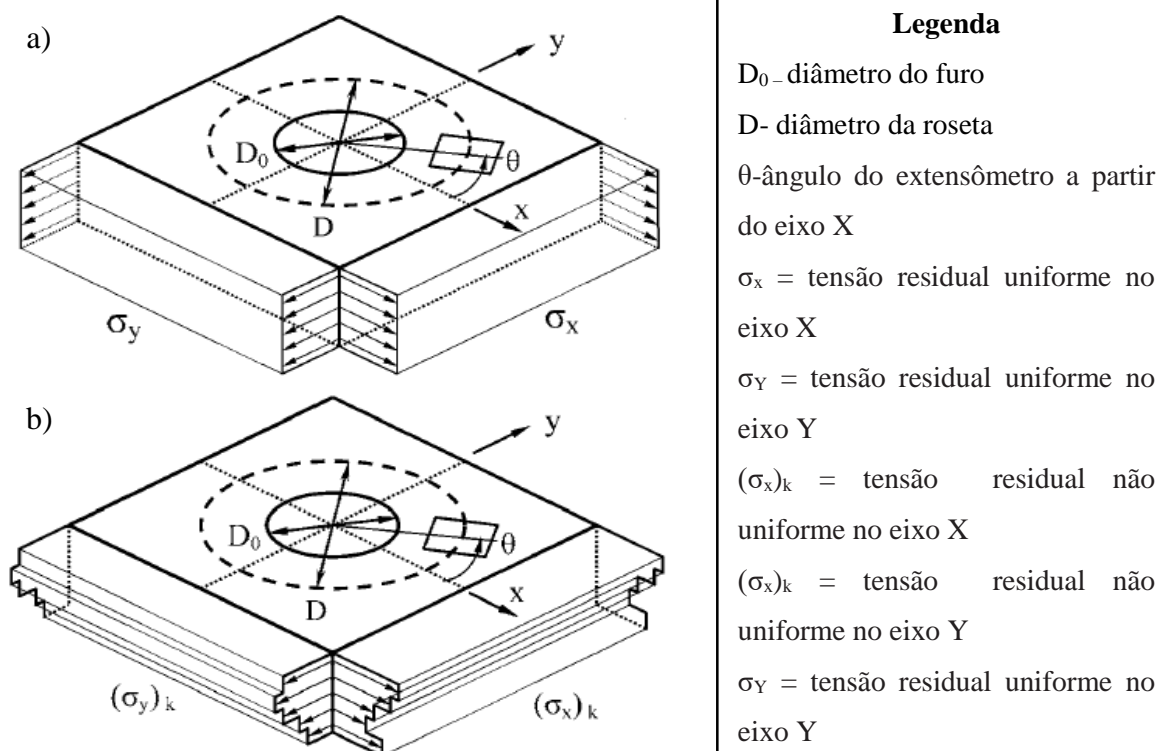


FIGURA 2.8 - Geometria do furo e tensões residuais: a) tensões residuais uniformes e b) Tensões residuais não uniformes (ASTM E837, 2013).

As tensões residuais exibidas na FIG 2.8a são denominadas uniformes pois atuam em toda a região do plano ao redor do local de teste. Na realidade, não é necessário que as tensões residuais sejam uniformes sobre uma região tão extensa. As tensões residuais que serão aliviadas ao realizar um furo dependem apenas das tensões que originalmente existiam nos

limites do furo. As tensões residuais são consideradas uniformes quando a espessura do material é pequena (até 0,2 D para esta pesquisa) em comparação com o diâmetro da roseta.

Na Figura 2.8b é mostrado o caso de tensões residuais não uniformes, que variam na direção da profundidade do furo. Neste caso, a tensão residual apresenta comportamento escalonado no qual os degraus correspondem aos incrementos de profundidade utilizados durante as medições de furação. As medições de tensões residuais não uniformes podem ser feitas utilizando-se peças com espessura elevada quando comparada ao diâmetro da roseta. Para calcular as tensões residuais não uniformes utiliza-se o método da Integral, detalhado no Apêndice A. Em vista do extenso número de cálculos a serem realizados no método Integral, bem como sua complexidade, os cálculos realizados nesta pesquisa foram feitos por meio do *software* H-Drill (*Vishay Precision Group*), que apresenta a opção de calcular as tensões residuais utilizando este método.

2.4.2.2 Influência das condições de fresamento sobre as tensões residuais

O conhecimento das condições ideais de corte e dos materiais adequados para as ferramentas a serem utilizadas durante o fresamento do aço ABNT H13 pode proporcionar a obtenção de superfícies de melhor qualidade e controle dimensional. Algumas condições como velocidade de corte (v_c), avanço por dente (f_z), profundidade de usinagem (a_p), penetração de trabalho (a_e), presença ou não de fluido de corte, material da ferramenta e sentido do fresamento podem afetar diretamente a integridade superficial do material usinado.

As tensões residuais podem ser induzidas por efeitos mecânicos ou térmicos. Os primeiros induzem tensões residuais predominantes de compressão, enquanto os efeitos térmicos induzem tensões residuais predominantes de tração (MA *et al.* 2016).

As tensões residuais de origem mecânica induzidas pela operação de usinagem podem ser explicadas de acordo com Shaw (2005). Na Figura 2.9, mn é o nível da superfície do material submetido a um esforço compressivo antes do corte propriamente dito. Neste caso, uma grande quantidade de tensão encontra-se armazenada. Após o momento do corte, esta energia armazenada é liberada, sendo correspondente à tensão residual compressiva m_1n_1 , situada abaixo da superfície usinada. Entretanto, se a tensão residual de compressão mn for suficientemente alta e a energia armazenada for rapidamente liberada devido a uma velocidade de corte elevada, após a ferramenta ultrapassar a superfície do material durante o corte, a tensão residual de compressão mn , se converte em uma tensão residual de tração $m'n'$. À medida que

a ferramenta se desloca, a tensão residual de tração $m'n'$ reduz sua intensidade até chegar na tensão residual de tração $m'_1n'_1$.

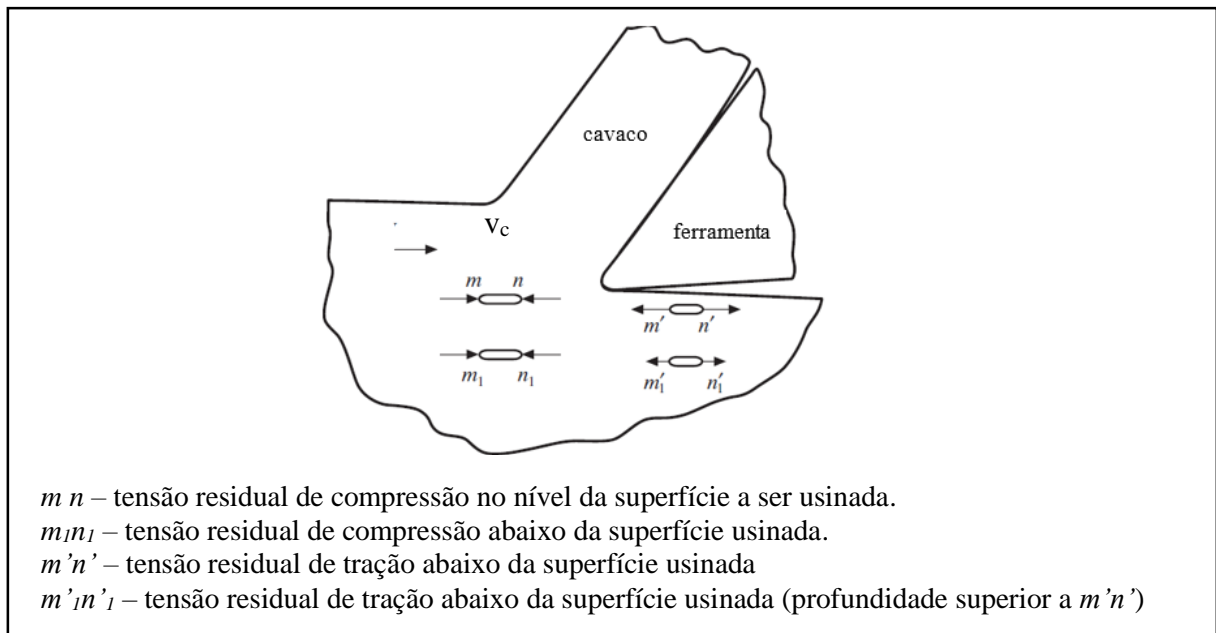


FIGURA 2.9 - Representação das tensões residuais durante a operação de usinagem (SHAW, 2005).

Por outro lado, as tensões residuais de origem térmica induzidas pela usinagem podem ser explicadas baseando-se na análise de Scotti (2014). As tensões térmicas seriam aquelas geradas durante todo o ciclo térmico da peça usinada tanto no aquecimento, quanto no resfriamento. Devido à existência de regiões não aquecidas do material durante a usinagem, que agem como restrição à dilatação e contração da região aquecida, tensões trativas ou compressivas são geradas, tanto na região aquecida, quanto na região não aquecida. Estas tensões térmicas ao final do ciclo térmico (quando o sistema atinge temperatura ambiente) representam as tensões finais distribuídas na região aquecida e não aquecida. Passam, assim, ao final, a serem caracterizadas como tensões residuais.

Fonseca (2000) também associou as tensões residuais à gradientes de temperatura. O autor afirma que a superfície resfria mais rapidamente do que o interior e este gradiente de temperatura pode ocasionar deformação plástica localizada e, conseqüentemente, tensões residuais.

Chen, Rowe e McCormack (2000) evidenciaram os efeitos da temperatura sobre as tensões residuais em processos de fabricação. Os autores associaram a origem das tensões residuais à deformação mecânica, expansão térmica, contração e transformação de fase do material fabricado. Os autores reforçam ainda que o fator mais significativo para a ocorrência

das tensões residuais de tração são a expansão térmica e contração. Os autores concluíram que temperaturas baixas podem reduzir as tensões residuais de tração.

De acordo com Field *et al.* (1977), que realizaram o fresamento do aço AISI 4340 com diferentes tipos de ferramentas, as tensões residuais de tração prevalecem próximas à superfície dos materiais, enquanto tensões residuais de compressão estão presentes nas camadas subsuperficiais, chegando a um equilíbrio das tensões em camadas localizadas a alguns décimos de milímetros da superfície, como pode ser observado no GRA. 2.8.

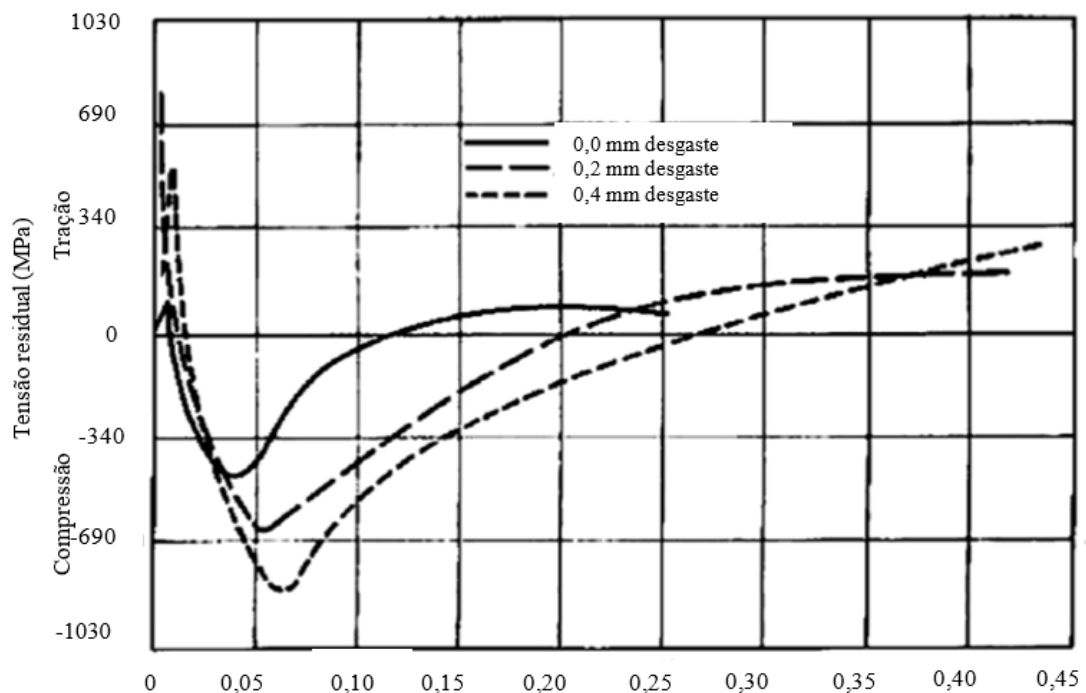


GRÁFICO 2.8 - Distribuição das tensões residuais no aço AISI 4340, temperado e revenido após o fresamento de topo (FIELD *et al.* 1977).

O comportamento apresentado no GRA 2.8 é decorrente de efeitos térmicos e mecânicos, que ocorreram principalmente na camada superficial da peça em usinagem, provocando elevação de sua temperatura com conseqüente dilatação térmica (CHIAVERINI, 1986). As camadas abaixo da superfície não sofrem os mesmos efeitos térmicos da camada superficial, porém são forçadas a uma expansão devido à dilatação térmica da camada da superfície. Após o reequilíbrio das temperaturas, a camada superficial tende a se contrair, mas encontra resistência mecânica das camadas subsuperficiais deformadas plasticamente. Desta forma a camada superficial permanece sujeita a tensões residuais de tração impostas pelas camadas subsuperficiais expandidas, enquanto as camadas subsuperficiais são forçadas pela camada da superfície, que tende a se contrair, apresentando tensões de compressão. À medida

que as camadas se afastam da superfície em profundidade, estes efeitos têm menor intensidade contribuindo para que as tensões residuais tenham a tendência de se estabilizarem.

Semelhante à explicação de Chiaverini (1986), Jiang *et al.* (2013) afirmaram que ao longo da operação de fresamento as tensões residuais decorrentes de efeitos térmicos são determinadas pelo gradiente de tensões induzidas durante a fase de resfriamento. No início do corte o aumento da temperatura promove uma expansão do material, no entanto, o material circundante será submetido a deformações plásticas compressivas. Se uma deformação plástica acontece durante o processo, ocorrerá uma tensão residual de tração próxima à superfície depois que a peça esfriar. Portanto, a tensão residual de origem térmica é influenciada por muitos fatores, como as propriedades mecânicas e térmicas do material, estado de tensões internas e etc. Um aspecto importante é que na operação de fresamento a temperatura oscila ciclicamente, devido às fases ativas e inativas de cada dente da ferramenta. O calor transiente altamente localizado e fortemente não-linear gera gradientes de temperatura em ambos os processos de aquecimento e resfriamento causando efeitos térmicos não uniformes de expansão e contração. Assim, resultam em deformações plásticas não uniformes e consequentes tensões residuais de tração na superfície do material (SOUL e HAMDY, 2012), (MISHUROVA *et al.* 2017).

Diversos estudos constataram que alterações dos parâmetros de corte afetam as tensões residuais. De acordo com Brinksmeier *et al.* (1982), as tensões residuais são influenciadas pelos seguintes parâmetros: condições de usinagem (velocidade de corte, profundidade de usinagem, avanço por dente, condições de resfriamento/lubrificação) e estrutura mecânica do material usinado como dureza, tipo e tamanho de grãos.

Zhang, Ding e Li (2012) avaliaram as tensões residuais durante o fresamento do aço ABNT H13 utilizando diferentes parâmetros de corte. Foi constatado que as tensões residuais na direção paralela à velocidade de avanço tiveram maior intensidade de compressão do que as geradas na direção perpendicular à velocidade de avanço. Além disso, as tensões residuais na direção perpendicular ao avanço mudaram o comportamento de compressão para tração ou de tração para compressão enquanto as tensões residuais paralelas ao avanço foram todas de compressão. Os autores observaram que no intervalo de velocidades de corte entre 80 - 160 m/min, ocorreram tensões residuais de compressão de maior intensidade e que à medida que este parâmetro aumentou, a compressão aumentou, sendo benéfico para o material. Para faixas de velocidades de corte maiores (160-240 m/min), as tensões residuais de compressão também aumentaram com o incremento da velocidade de corte. Com relação à influência do avanço por dente nas faixas entre 0,05 – 0,15 mm/dente, a tensão residual reduziu a intensidade de compressão à medida em que o avanço aumentou. Por outro lado, para avanços entre 0,15 -

0,25 mm/dente, a intensidade da tensão residual de compressão aumentou com o avanço. A profundidade de usinagem e a profundidade de trabalho não apresentaram efeitos significativos sobre a tensão residual. Como Zhang, Ding e Li (2012) identificaram que o aumento da velocidade de corte e do avanço por dente aumentaram a intensidade da tensão residual de compressão, uma possível interpretação seria que a redução do tempo de usinagem por meio do aumento destes parâmetros de corte pode ter favorecido a ocorrência de deformações plásticas homogêneas, facilitando a operação.

Reimer e Luo (2018) investigaram o fresamento do aço AISI H13 utilizando diferentes condições de usinagem, variando entre valores máximos e mínimos: velocidade de corte (200 – 400 m/min), profundidade de usinagem (0,1 – 0,6 mm), avanço por dente (0,02 – 0,2 mm/dente) e ângulo de posição principal da ferramenta (0 - 45°). A análise de regressão para as tensões residuais mostrou que o avanço por dente teve o efeito mais influente sobre as tensões residuais, seguido da velocidade de corte e profundidade de usinagem. O avanço por dente apresentou o comportamento de uma função quadrática positiva, de modo que seu incremento levou a uma tensão residual de tração de menor intensidade, até atingir um ponto ótimo, quando a intensidade da tensão residual de tração aumentou novamente. A velocidade de corte e a profundidade de usinagem apresentaram uma função quadrática negativa. A elevação destes parâmetros aumentou a intensidade da tensão residual de tração até um certo ponto, quando a tensão residual de tração diminuiu sua intensidade novamente. O ângulo da ferramenta não apresentou variações significativas sobre as tensões residuais.

Com relação à influência do uso de fluidos de corte, algumas pesquisas foram realizadas a fim de compreender sua influência sobre as tensões residuais. Qin, Ye e Wu (2012) compararam a distribuição das tensões residuais após a usinagem com diferentes fluidos de corte e constataram que o fluido com maior capacidade de resfriamento aumentou a intensidade da tensão residual de compressão.

De acordo com Thakur e Gangopadhyay (2016), a aplicação de fluidos de corte sob alta pressão pode reduzir a tensão residual de tração devido à capacidade do fluido de penetrar efetivamente na interface ferramenta/material de trabalho. O modo de aplicação do fluido de corte pode influenciar o comportamento geral das tensões residuais tanto na direção paralela quanto na direção perpendicular à velocidade de avanço.

A integridade superficial é, portanto, sensível às condições experimentais, logo, a investigação de casos específicos torna-se importante para compreender porque as tensões residuais mudam seu caráter de tração para compressão, ou vice-versa, além de se apresentarem em diferentes intensidades abaixo da superfície do material usinado.

De acordo com Huang e Yang (2017), a maioria das pesquisas na área de integridade superficial são limitadas à observação da variação de tensão residual juntamente com mudanças de parâmetros de corte, tais como velocidade de corte, avanço, profundidade usinagem e ângulos diferentes em ferramentas. Entretanto, existem outras variáveis que podem afetar as tensões residuais, como por exemplo, a influência das ferramentas de corte.

Navas, Gonzalo e Bengoetxea (2012) estudaram os efeitos dos parâmetros de corte na tensão residual superficial, no torneamento do aço ABNT 4340 utilizando ferramenta de corte de metal duro, classe ISO P10. Os autores constataram que ferramentas com coberturas produzem melhores valores de rugosidades, porém as tensões residuais tendem a ser mais trativas, pois o revestimento atua como isolante térmico, transferindo o calor gerado para a peça.

Silva *et al.* (2020) realizaram ensaios de torneamento no aço AISI 4340 utilizando 3 tipos de ferramentas de corte: cerâmica mista classe CC650 ($Al_2O_3 + 28\% TiC$) sem revestimento, cerâmica mista classe CC6050 ($Al_2O_3 + 28\% TiC$) com revestimento de TiN e PcBN classe CB7115 com revestimento de TiN. Os autores constataram que no torneamento utilizando ferramentas de corte de cerâmica CC650 e CC6050, as tensões residuais no aço AISI 4340 foram de tração. Por outro lado, nas amostras usinadas com ferramenta de corte de PcBN CB7115, foram induzidas tensões residuais de compressão.

Também são encontradas na literatura pesquisas sobre a integridade superficial da ferramenta após a operação de usinagem. Teppernegg *et al.* (2014) avaliaram as tensões residuais em insertos de metal duro revestidos após a usinagem de um aço 42CrMo4 e identificaram que as amplitudes das cargas térmicas e a magnitude dos choques térmicos tiveram uma grande influência sobre a evolução das tensões residuais e sobre o desgaste dos insertos de metal duro revestidos. Opitz e Lehewald e Ekemar *et al. apud* Teppernegg *et al.* (2014), consideram que a diferença de temperatura entre o aquecimento após o corte e o resfriamento no período inativo em um ciclo de corte é o fator primordial para a indução de tensões residuais de tração.

As tensões residuais induzidas no material usinado também podem estar relacionadas ao desgaste da ferramenta. Yingfei *et al.* (2016) avaliaram a influência dos parâmetros de corte e do desgaste da ferramenta sobre a integridade superficial de uma liga de estelite e cobalto fresada. Os autores constataram que os parâmetros de corte foram mais influentes que o desgaste da ferramenta sobre as tensões residuais. No entanto, um aumento do desgaste da ferramenta promoveu o alongamento dos grãos próximo a superfície usinada, comprometendo sua integridade superficial. Os autores identificaram que ao usinar por mais de

5 minutos, promovendo um desgaste maior da ferramenta, ocorreu uma alteração da tensão residual de compressão para tração, ou seja, foi prejudicial ao material usinado.

Percebe-se que a maioria dos estudos são direcionados à influência da temperatura sobre a alteração da integridade superficial. Assim, a condutividade térmica pode ser um parâmetro que se aproxima para estudar a influência da ferramenta sobre as tensões residuais em um material usinado. Em vista desse fato, Nasr *et al.* (2007) constataram que a condutividade térmica é o fator que tem maior influência na espessura da camada que está sujeita a tensões residuais de tração (quanto maior a condutividade térmica do material, maior será a espessura da camada afetada).

Huang e Yang (2017) estudaram o comportamento das tensões residuais induzidas pelo fresamento com ferramentas de diferentes condutividades térmicas, representadas por λ . A condutividade térmica é usada para caracterizar a velocidade da transferência de calor, se λ for alta, significa velocidade de transferência de calor. Considerando os efeitos da temperatura de corte sobre a tensão residual induzida no material fresado, a influência da condutividade térmica das ferramentas foi estudada. Os resultados da pesquisa são mostrados no GRA 2.9, no qual pode ser observado que as ferramentas com menores condutividades térmicas induzem tensões residuais de compressão de menor intensidade ou tensões residuais de tração de menores intensidades na peça, apresentando benefícios. Isto pode ter acontecido pois as altas temperaturas ocorridas durante a operação ficaram concentradas na superfície da ferramenta, que não conduziu o calor para o material usinado.

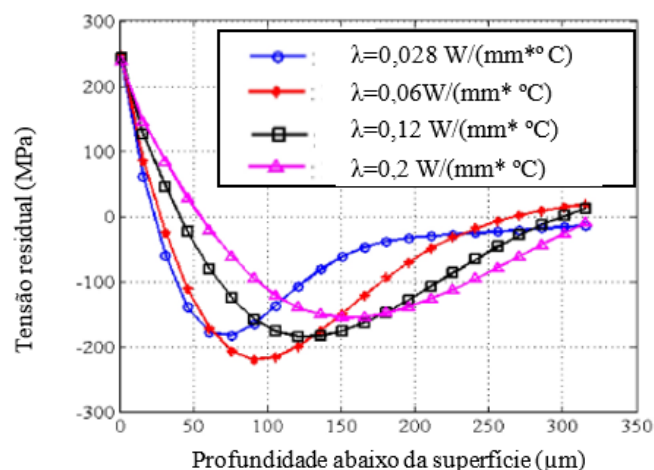


GRÁFICO 2.9 - Tensões residuais para diferentes condutividades térmicas (HUANG e YANG, 2017).

O sentido de corte no fresamento pode ser discordante ou concordante e também pode influenciar a integridade superficial de um material usinado. No fresamento discordante,

a direção de avanço da peça tem sentido oposto à direção de corte. A ferramenta inicialmente desliza sobre a superfície até que uma força suficiente seja aplicada, momento em que engaja na peça e começa a cortar. A espessura do cavaco começa em zero e aumenta gradualmente até o final do corte.

De acordo com Masmiasi *et al.* (2016), no fresamento discordante, esforços de corte intensos atuam na entrada da ferramenta de corte, uma vez que o dente da fresa tem que penetrar sobre a superfície usinada, e trata-se de uma região de atrito e com altas temperaturas associadas. O dente entra em contato com uma superfície encruada pelo dente anterior. Como as tensões residuais são decorrentes de elevadas temperaturas e deformações plásticas não uniformes causadas pela ação mecânica da ferramenta em contato com a peça, espera-se que o sentido discordante induza tensões residuais de tração de maior intensidade próximas à superfície usinada.

No fresamento concordante, o sentido da direção de avanço é o mesmo que da direção do corte, ou seja, a ferramenta entra diretamente na peça iniciando o corte (MASMIATI *et al.* 2016). Neste caso, a espessura do cavaco no início do corte é maior e diminui até chegar a zero no final do corte. O cavaco espesso no início do corte retira maior quantidade de calor do sistema e a possibilidade de encruamento por deformação plástica é mínima. Analisando-se do ponto de vista da espessura do cavaco, espera-se que as tensões residuais de tração próximas à superfície usinada sejam menores no início da operação pelo modo concordante, já que os cavacos absorvem energia na forma de calor.

Li, Yan e Yang (2015) avaliaram os efeitos do fresamento concordante e discordante em uma liga de alumínio. O fresamento concordante gerou tensões residuais de compressão de maior intensidade. Masmiasi *et al.* (2016) avaliaram como reduzir as tensões residuais de tração, esforços de corte e rugosidade em um aço de médio carbono (S50C) utilizando diferentes parâmetros de corte. Os autores constataram que as melhores condições ocorreram para o fresamento concordante com alta velocidade de corte, avanço intermediário e baixa profundidade de usinagem com lubri-refrigeração.

3 METODOLOGIA

Este capítulo apresenta os materiais, equipamentos e métodos utilizados neste trabalho de pesquisa. As atividades foram realizadas no Laboratório de Usinagem e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da UFMG, exceto o tratamento térmico dos corpos de prova, realizados na empresa Combustol Minas. Para alcançar os objetivos propostos, as atividades foram realizadas conforme o fluxograma apresentado na FIG. 3.1.

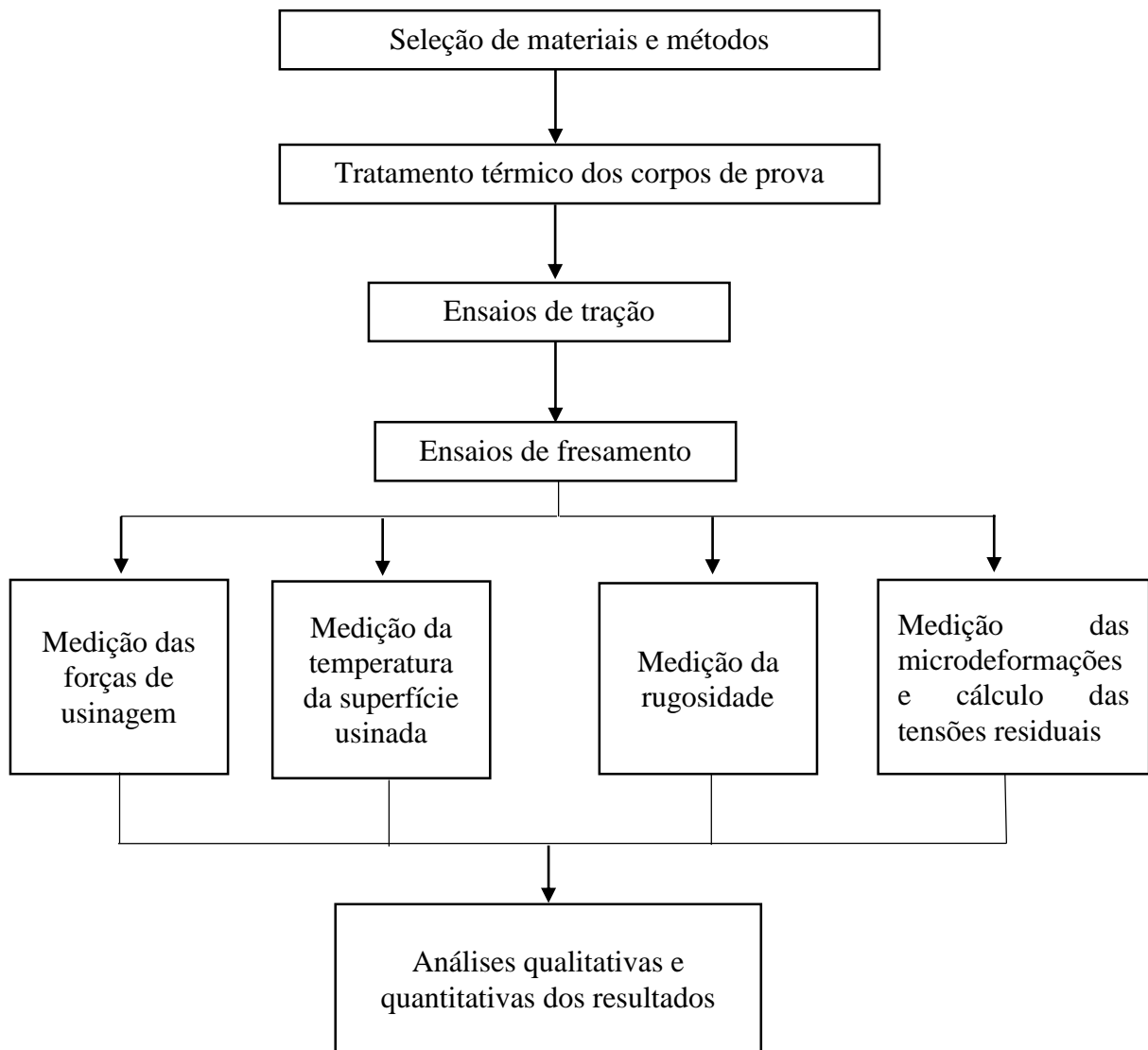


FIGURA 3.1- Fluxograma das atividades desenvolvidas no trabalho.

A primeira etapa da pesquisa foi a seleção de materiais e métodos. Inicialmente foi escolhido como corpo de prova o aço ABNT H13 devido sua vasta aplicabilidade na indústria metal-mecânica, sendo utilizado em moldes e matrizes para processos de conformação mecânica e pela importância da avaliação de sua integridade superficial. Foi realizado um planejamento estatístico para conduzir a pesquisa e selecionou-se os parâmetros de corte e insertos de ferramentas de acordo com manuais técnicos para o fresamento do aço ABNT H13. Também foi estudado o método de medição das microdeformações pelo furo cego, identificando as peculiaridades do sistema de medição e planejando a operação de fresamento de modo que permitisse a posterior aquisição das microdeformações de forma correta.

Considerando-se que as amostras de aço ABNT H13 foram submetidas a operações de fabricação anteriores, foi realizado o tratamento térmico de recozimento a fim de homogeneizar os corpos de prova e garantir que estivessem livres de tensões residuais.

Foram realizados ensaios de tração a fim de obter os valores do módulo de elasticidade na tração e limite de escoamento do aço ABNT H13, valores necessários para o cálculo das tensões residuais.

Guiando-se pelo planejamento estatístico de experimentos, foram realizados ensaios de fresamento sob diferentes condições. Durante o fresamento foram medidas as forças de usinagem e a temperatura da superfície usinada. Para avaliação da integridade superficial do aço ABNT H13 fresado foram realizadas medições da rugosidade e das microdeformações para posterior cálculo das tensões residuais. Colhidos os resultados dos experimentos, foram realizadas análises qualitativas baseadas na observação minuciosa dos dados e análises quantitativas por meio de técnicas estatísticas.

Nas seções 3.1, 3.2 e 3.3 são apresentados, respectivamente, os materiais, equipamentos e métodos para aquisição dos dados nesta pesquisa.

3.1 MATERIAIS

Os corpos de prova utilizados neste estudo são de aço ABNT H13, cuja composição química é apresentada na TAB 3.1, conforme relatório emitido pelo Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais – LAMAT do SENAI Itaúna (ANEXO A). Foram utilizados três blocos com as seguintes dimensões: 302 x 262 x 52 mm.

De acordo com a Tabela 3.1, pode se observar que o aço ABNT H13 possui em sua composição química elementos de vanádio (V), cromo (Cr), molibdênio (Mo) e tungstênio (W), além dos elementos comuns aos aços. De acordo com Silva e Mei (2010), o vanádio é um

importante constituinte para os aços utilizados em altas temperaturas devido à sua capacidade de manter os carbonetos sem coalescimento significativo em temperaturas de até 700 °C. Isto confirma a aplicabilidade do aço ABNT H13 sob altas temperaturas, sendo conhecido como um aço ferramenta para trabalho a quente. Quanto à presença do cromo, este elemento aumenta a temperabilidade do aço e contribui para a resistência ao desgaste e dureza (CIMM, 2019). Por fim, a presença do molibdênio e tungstênio em aços permite a formação de diversos tipos de carbonetos, levando ao endurecimento do material.

TABELA 3.1
Composição química dos corpos de prova.

Elementos	Concentração (%) p/p	Elementos	Concentração (%)
Carbono (C)	0,3500	Chumbo (Pb)	0,0015
Silício (Si)	0,9508	Estanho (Sn)	0,0051
Manganês (Mn)	0,3135	Arsênio (As)	0,0053
Fósforo (P)	0,0143	Zircônio (Zr)	Não detectado
Enxofre (S)	0,0022	Bismuto (Bi)	0,0071
Cromo (Cr)	4,8898	Cálcio (Ca)	Não detectado
Molibdênio (Mo)	1,1653	Cério (Ce)	0,0023
Níquel (Ni)	0,0950	Antimônio (Sb)	0,0074
Alumínio (Al total)	0,0282	Selênio (Se)	Não detectado
Cobalto (Co)	0,0247	Tântalo (Ta)	Não detectado
Cobre (Cu)	0,0860	Boro (B)	0,0004
Nióbio (Nb)	0,0111	Zinco (Zn)	0,0065
Titânio (Ti)	0,0037	Lantânio (La)	0,0009
Vanádio (V)	0,8464	Nitrogênio (N)	0,0091
Tungstênio (W)	0,0240	Ferro (Fe) Balanço	91,1392

Os ensaios de fresamento foram realizados utilizando uma fresa frontal de 50 mm de diâmetro, três dentes de corte e ângulo de posição de 45° (código Mitsubishi ASX 445-050A03R), conforme FIG 3.2a. Foram utilizados insertos da classe ISO P20 denominados Mitsubishi SEMT13T3AGSN-JM MP 6120 - metal duro revestido com (Al, Ti, Cr)N e Mitsubishi SEMT13T3AGSN-JM NX4545 (cermet). Os insertos possuem ângulo de folga de 20°, conforme geometria apresentada na FIG 3.2 b e c.

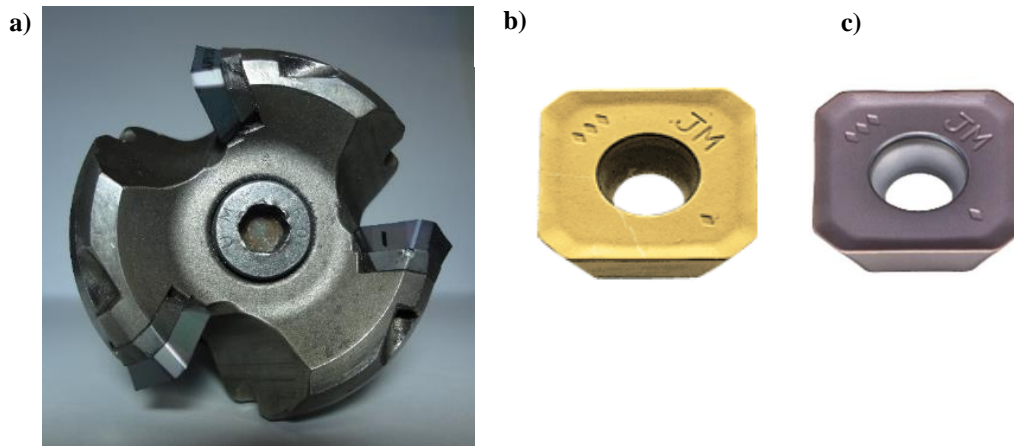


FIGURA 3.2 - a) Fresa Mitsubishi ASX 445-050A03R , b) Inserto de metal duro e c) inserto de cermet.

Para os testes sob lubri-refrigeração foi utilizado o fluido de corte Petronas Mecafluid S (Série 3000) diluído em água a 10%, a uma vazão constante. De acordo com o fabricante, trata-se de um fluido solúvel de base sintética, bioestável, com propriedades anticorrosivas e aditivos de alta performance, isento de óleo mineral e elementos químicos como o boro, nitrito e cloro. O fluido de corte Mecafluid S (Série 3000) é recomendado para operações de usinagem em geral, oferecendo resistência à formação de espuma, resistência à proliferação de microorganismos e alto poder anticorrosivo (PETRONAS, 2019).

A roseta de extensômetros foi utilizada para medir as microdeformações aliviadas após remoção de material pelo método do furo cego, que será explicado na seção 3.3.7. A escolha do modelo da roseta foi baseada no manual da máquina de aquisição das tensões residuais (Vishay, 2007). Foi utilizada a roseta modelo PA 06 060 RF 120L, da marca Excel (FIG 3.3b). Esta foi a roseta de extensômetros que mais se aproximou da proposta pelo fabricante. Na TAB. 3.2 são apresentadas as dimensões da roseta utilizada.

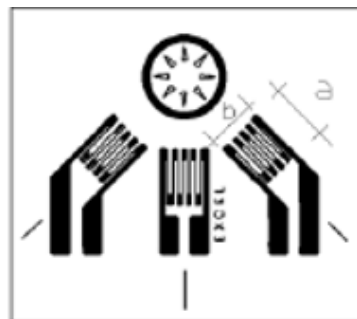


FIGURA 3.3 –Roseta de extensômetros PA 06 060 RF.

TABELA 3.2

Dimensões da roseta utilizada, modelo EXCEL PA 06 060 RF 120L.

Base e Metal	Compensação de temperatura	Tamanho e forma	Resistência Elétrica (OHMS)	Opção adicional	Comprimento da grelha (a) (b) (mm)	Diâmetro da roseta (mm)	Espaço da base (mm)	Diâmetro da broca a utilizar (mm)
PA	06	060 RF	120	Fios de cobre (L)	1,6	5,0	10 x 9	1,59

Considerando-se as recomendações da norma ASTM E837 (2013), de que $0,3 < D_0/D < 0,5$, sendo D o diâmetro da roseta e D_0 o diâmetro do furo, esta relação foi atendida de acordo com a EQ. 3.1.

$$\frac{D_0}{D} = \frac{1,59 \text{ mm}}{5 \text{ mm}} = 0,318 \quad (3.1)$$

3.2 EQUIPAMENTOS

A seguir são descritos os equipamentos utilizados neste trabalho.

3.2.1 Máquina universal de ensaios

Para a realização dos ensaios de tração, utilizou-se a máquina Shimadzu modelo AG-X Plus com capacidade máxima de 100 kN. Na Figura 3.4 são mostrados a máquina e o corpo de prova fixado para realização do ensaio.

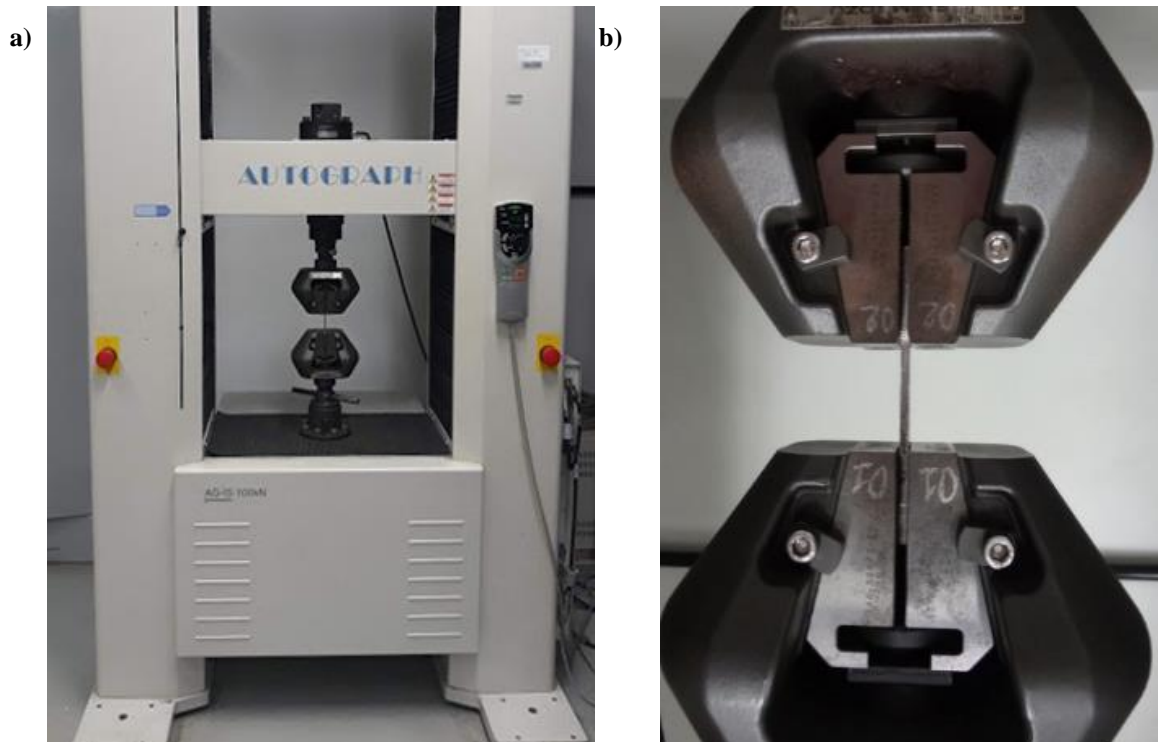


FIGURA 3.4 - a) Máquina universal de ensaios e b) corpo de prova durante o ensaio de tração.

3.2.2 Centro de usinagem

Os ensaios de fresamento foram realizados no centro de usinagem ROMI modelo Discovery 560, equipado com comando numérico computadorizado SIEMENS 810D, com potência máxima de 9 kW e rotação máxima de 7500 rpm.

3.2.3 Medição dos componentes da força de usinagem

Para aquisição das componentes das forças de fresamento nos eixos X, Y e Z, correspondentes às forças de avanço (F_f), força de apoio (F_{ap}) e força passiva (F_p) respectivamente, foi utilizado o dinamômetro Kistler modelo 9272 (FIG 3.5). Utilizou-se uma placa de aquisição de dados National Instruments USB – 6366 conectada a um amplificador Kistler tipo 5073 A e em seguida conectada ao computador equipado com o sistema operacional Windows XP profissional, processador Intel i5-2500 e memória RAM de 4 Gb. Os *softwares* utilizados para aquisição dos sinais de força foram o ManuWare e o NI LabView SignalExpress 2013, sendo que a taxa de aquisição utilizada foi de 1 kHz. Os dados coletados foram exportados para o Microsoft Excel 2007.

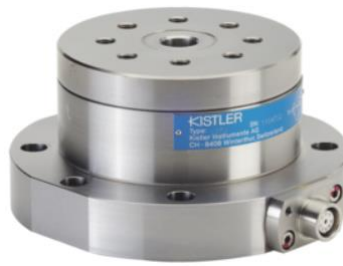


FIGURA 3.5 - Dinamômetro Kistler 9272 (KISTLER, 2020).

3.2.4 Medição da temperatura de fresamento do aço ABNT H13

Para medição da temperatura da peça durante a operação de fresamento foi utilizada a câmera termográfica FLIR modelo SC 660 (FIG 3.6) com uma lente de 19 mm de distância focal, cujas especificações são detalhadas na Tab 3.3. Trata-se de uma câmera caracterizada pela elevada resolução de seus termogramas por meio de uma matriz de 640x480 pixels, pelo baixo peso e pela quantidade de ferramentas auxiliares para análise das imagens com possibilidade de integração com programas do fabricante.



FIGURA 3.6 - Câmera termográfica FLIR SC 660.

TABELA 3.3

Especificações da câmera termográfica.

Característica	Especificação
Resolução	640 x 480 pixels
Sensibilidade térmica	30 mk (a 30°C)
Faixa espectral	7,5 a 13 μ m
Intervalo de medição	- 40 °C a 1500 °C
Intervalo de operação	- 15 °C a 50 °C
Precisão	± 2 °C ou $\pm 2\%$ da leitura
Dimensões	299 mm x 144 mm x 147 mm
Peso	1,8 kg

A temperatura ambiente e umidade relativa do ar foram registradas com o auxílio de um termo-higrômetro digital modelo Texto 622.

3.2.5 Rugosímetro

Para medição dos parâmetros de rugosidade utilizou-se um rugosímetro Taylor Hobson modelo Surtronic 3+.

3.2.6 Medição das microdeformações

Para realização do furo cego incremental foi utilizado o equipamento RS-200 *Milling Guide* (Fig. 3.7a). O equipamento dispõe de uma lupa para alinhamento da turbina ao centro da roseta, uma turbina de alta rotação, um micrômetro para medição dos incrementos do furo e parafusos para permitir o ajuste fino. Uma broca cônica invertida de metal duro Jet FG 38 (diâmetro de 1,59 mm) foi fixada à turbina para execução do furo.

O equipamento P3 *Strain Indicator and Recorder* da marca Vishay Micro Measurements (Fig 3.7b) foi utilizado para que as microdeformações medidas pela roseta pudessem ser lidas, sendo que os dados foram salvos no computador para posterior cálculo das tensões residuais utilizando-se o *software Hdrill*.

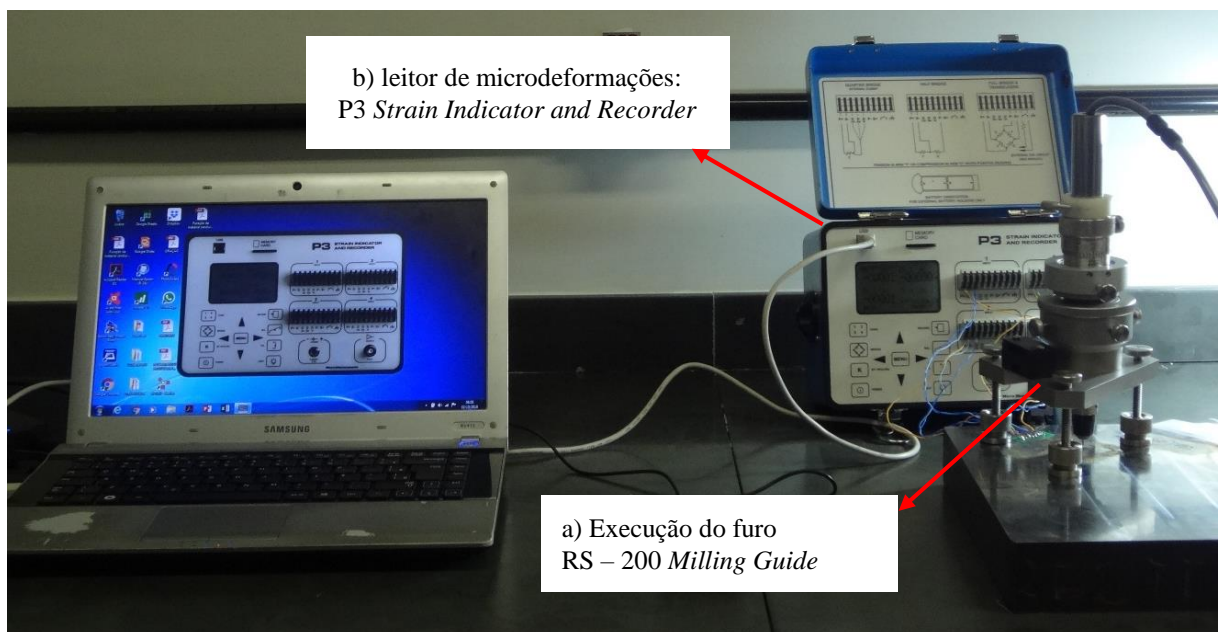


FIGURA 3.7 - Configuração do sistema de medição das tensões residuais: a) RS - 200 Milling Guide e b) P3 Strain Indicator and Recorder.

3.3 MÉTODOS

3.3.1 Tratamento térmico dos corpos de prova

Os corpos de prova foram tratados termicamente pelo processo de recozimento com a finalidade de homogeneizá-los. O procedimento foi feito pela empresa Combustol Minas (Contagem/MG) e consistiu no aquecimento uniforme até a temperatura de 690 °C e mantendo neste patamar por um período de 3,5 horas em forno com atmosfera controlada, para que a descarbonetação fosse evitada. Em seguida, o material foi submetido a resfriamento lento até 480 °C, seguindo resfriamento no forno até temperatura ambiente. Após o tratamento térmico, os corpos de prova em aço ABNT H13 apresentaram dureza média de 178 HV.

3.3.2 Ensaios de tração

Foram utilizados seis corpos de prova cujas dimensões são mostradas na FIG 3.8. Os corpos de prova foram preparados pela empresa Kampmann do Brasil Ltda, pelo método de corte por jato de água com abrasivos. De acordo com Ion (2005), o corte por jato de água tem a característica de não criar zonas termicamente afetadas. Dessa forma o método de preparação dos corpos de prova não alterou as propriedades mecânicas do aço ABNT H13.

Os procedimentos adotados para a realização dos ensaios de tração foram de acordo com a norma ASTM E8/E8M (2013). A velocidade do teste foi de 1 mm/min e foi adotado um comprimento útil de 25 mm.

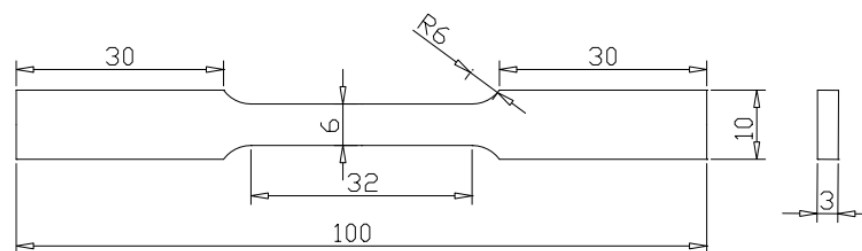


FIGURA 3.8 - Dimensões do corpo de prova (mm) utilizado para o ensaio de tração.

Utilizou-se o *software* TrapeziumX para obtenção do módulo de elasticidade na tração (MOE_t) até uma deformação de 0,002 (EQ. 3.2). Para determinar o valor da tensão verdadeira no momento da fratura (MOR_t), ou seja, a resistência à tração do aço ABNT H13, foram utilizadas as EQ. 3.3; 3.4 e 3.5, enquanto o valor da deformação verdadeira no momento da fraura (ϵ_v) foi calculado pela EQ. 3.6 (CALLISTER, JR e RETHWISCH, 2016).

$$MOE_t = \Delta\sigma\Delta\varepsilon \quad (3.2)$$

Onde:

MOE_t é o módulo de elasticidade na tração [MPa];

$\Delta\sigma$ é a diferença entre duas tensões predefinidas no diagrama de tensão-deformação [MPa];

$\Delta\varepsilon$ é a deformações correspondentes às tensões predefinidas anteriormente, no diagrama de tensão-deformação [mm/mm]

$$MOR_{tE} = \frac{F}{A_0} \quad (3.3)$$

$$e = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (3.4)$$

$$MOR_t = MOR_{tE}(1 + e) \quad (3.5)$$

$$\varepsilon_v = \ln(1 + e) \quad (3.6)$$

Onde:

MOR_{tE} é o limite de resistência à tração, considerando a tensão de engenharia [MPa];

F é a força máxima antes da falha [N];

A_0 é a área inicial da seção transversal compreendida pelo comprimento útil [mm²];

e é a deformação de engenharia na tensão máxima [mm/mm];

Δl é avariação do comprimento inicial até a ruptura [mm];

l_0 é o comprimento original antes de qualquer aplicação de carga [mm];

MOR_t é o limite de resistência à tração, considerando a tensão verdadeira [MPa];

ε_v é a deformação verdadeira na tensão máxima [mm/mm].

O limite de escoamento do material é o nível de tensão onde ocorre a deformação plástica. Para metais que experimentam transição elastoplástica gradual, o ponto de escoamento pode ser determinado como sendo o ponto onde ocorre o afastamento inicial da linearidade na curva tensão-deformação; este é algumas vezes chamado de limite de proporcionalidade, conforme indicado pelo ponto P no GRA 3.1 (CALLISTER, JR e RETHWISCH, 2016).

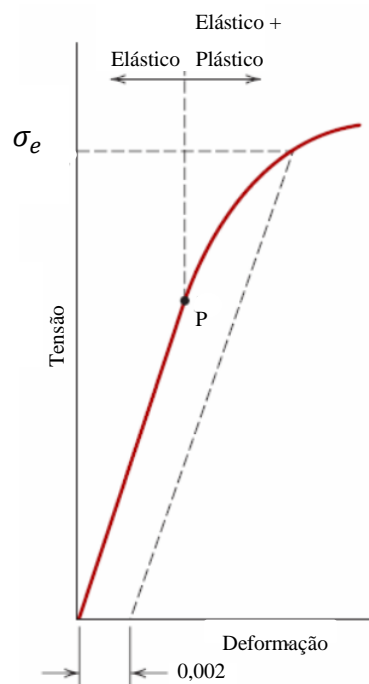


GRÁFICO 3.1 - Determinação do limite de escoamento σ_e a partir do limite de proporcionalidade P (CALLISTER JR; RETHWISCH, 2016).

Foi estabelecida uma convenção em que uma linha reta foi construída paralelamente à porção elástica da curva tensão-deformação, a partir de uma pré-deformação específica de 0,002. A tensão que correspondeu à interseção desta linha com a curva tensão-deformação à medida que esta última se inclinou em direção à região plástica foi definida como a tensão limite de escoamento.

3.3.3 Preparação dos corpos de prova

Inicialmente foi realizada uma usinagem preliminar dos corpos de prova utilizando-se condições brandas com o objetivo de eliminar todos os óxidos superficiais e garantir a homogeneização dos experimentos, afetando minimamente a integridade estrutural dos corpos de prova. Os parâmetros de usinagem utilizados nesta operação foram velocidade de corte de 100 m/min, avanço por dente de 0,05 mm/rev e profundidade de corte de 0,5 mm, sem a presença de fluido de corte.

3.3.4 Medição dos componentes da força de usinagem

Para que o corpo de prova fosse fixado no dinamômetro por meio de parafusos, foram feitos três furos de 8 mm de diâmetro. Após a configuração dos *softwares* ManuWare e o NI LabView SignalExpress 2013, foi feita a verificação das leituras por meio de padrões e iniciados os processos de obtenção dos dados de forças de fresamento nos eixos X, Y e Z correspondentes à força de avanço (F_f), força de apoio (F_{ap}) e força passiva (F_p), respectivamente, empregando uma frequência de aquisição de 319 Hz.

A força na direção X corresponde à força paralela à direção de avanço, denominada força de avanço (F_f). A força na direção Y corresponde à força perpendicular à direção de avanço, denominada força de apoio (F_{ap}). A força da direção Z corresponde à força de reação, ou seja, a força passiva (F_p). As forças F_f e F_{ap} contribuem para remoção de material formando a força de corte, já F_p não é responsável pela remoção de material e sim pela precisão dimensional e deformações da ferramenta ou porta-ferramenta.

Os sinais de força foram adquiridos e tratados a fim de eliminar ruídos e selecionar somente os dados relacionados à usinagem dos corpos de prova. A medição das forças foi feita no decorrer do tempo gasto pela fresa para percorrer o comprimento do corpo de prova em cada experimento e em seguida calculado o valor RMS (*root mean square*- média quadrática) das componentes.

3.3.5 Medição da temperatura da peça

Climatizou-se a sala uma hora antes de dar início ao experimento e a cada teste foram anotadas a temperatura e a umidade do local, conforme disponível na TAB D.2 do Apêndice D. Das 32 condições de usinagem testadas, a aquisição dos dados de temperatura ocorreu apenas para as condições a seco, uma vez que a câmera termográfica não pode ser exposta ao fluido de corte, sob os riscos de comprometer seus componentes.

Posicionou-se a termocâmera sobre um tripé à frente do corpo de prova, a uma distância de 260 mm e com um ângulo de inclinação de 37° (FIG 3.9), apontada para a superfície do aço ABNT H13. A frequência de aquisição dos termogramas foi de 15 Hz e selecionou-se a faixa de medição da temperatura de 0 a 500 °C.



FIGURA 3.9 - Configuração do experimento para medição da temperatura.

A Figura 3.10 apresenta esquematicamente os subsistemas que compõem o termovisor genérico presente na câmera termográfica: o corpo de prova emite radiação infravermelha de acordo com a temperatura da superfície fresada, depois que o sinal de radiação atravessa as lentes da termocâmara, a energia térmica é convertida em um sinal elétrico, que é processado e depois convertido em leituras de temperatura apresentadas na tela para o usuário final.

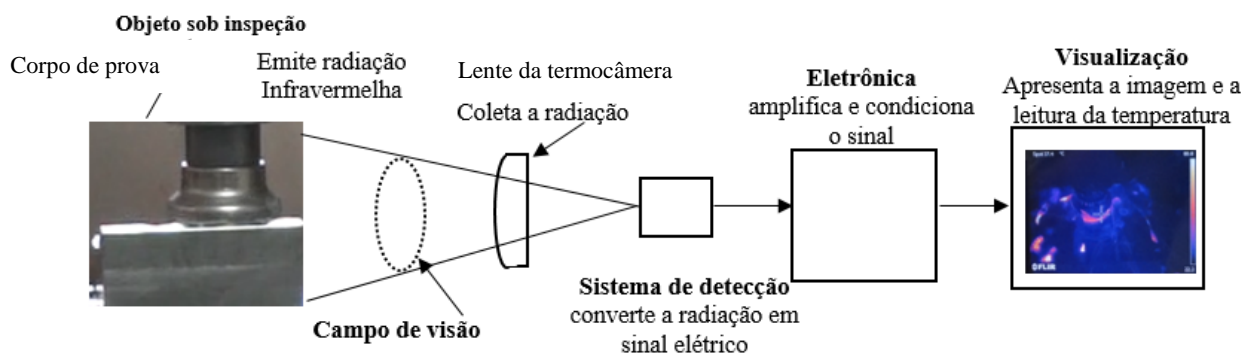


FIGURA 3.10 - Sistema de aquisição da temperatura por termografia.

Os arquivos com os termogramas de cada teste foram processados no programa FLIR *Quick Report 1.2 SP2*. De acordo com Ferreira (2018), este é um programa de pós-processamento de termogramas que permite, dentre outras funções, ajustar novos valores para os parâmetros de medição e aplicar diversas ferramentas de interpretação da matriz de temperaturas.

3.3.6 Medição da rugosidade

Para avaliação da rugosidade, foram utilizados os parâmetros R_a - desvio aritmético médio do perfil avaliado, R_q - desvio médio quadrático, R_t - altura total do perfil e R_z - altura máxima do perfil. R_a representa um valor médio da rugosidade, sendo caracterizado pela sua estabilidade, pois não recebe influência de efeitos ocasionais. R_q representa o desvio padrão da distribuição de alturas do perfil e tem a capacidade de ampliar os valores dos picos e vales esporádicos ou isolados, podendo evidenciar defeitos em superfícies bem-acabadas. O parâmetro R_z apresenta a altura máxima do perfil e o R_t é utilizado para especificar a altura total do perfil. Os dois últimos parâmetros de rugosidade são diretamente influenciados por qualquer defeito ou irregularidade na superfície (MACHADO *et al.* 2015).

O procedimento consistiu em realizar o ajuste do equipamento antes das medições. Em seguida, as medições foram realizadas em três pontos igualmente distribuídos ao longo de uma reta paralela à direção do avanço na região central do corpo de prova e utilizando-se comprimento de amostragem de 0,8 mm. As análises estatísticas dos resultados de rugosidade foram realizadas pelo *software* Minitab® versão 17.

3.3.7 Medição das tensões residuais

Foi utilizado o método do furo cego incremental para calcular as tensões residuais induzidas pela operação de fresamento frontal. Uma sequência pré-estabelecida de etapas foi seguida para obter o melhor cenário possível de medição, cuja sensibilidade ao ambiente e qualquer alteração no método de medição poderia impactar em resultados insatisfatórios. As medições foram realizadas em temperatura controlada de 17 °C. As etapas de medição consistiram na preparação da superfície do aço ABNT H13, fixação da roseta de extensômetros e ligação ao leitor de microdeformações, posicionamento da turbina de alta rotação, ajuste do leitor de microdeformações, execução do furo e tratamento dos dados. As análises estatísticas dos resultados de tensões residuais foram realizadas pelo *software* Minitab® versão 17.

3.3.7.1 Preparação da superfície do aço ABNT H13

De acordo com a norma que regulamenta a determinação de tensões residuais pelo método do Furo Cego (ASTM E837, 2013), a superfície de medição das tensões residuais deve passar por um processo de limpeza, a fim de garantir o desengorduramento antes da fixação da

roseta. A limpeza é importante principalmente para peças que contenham gradientes de tensões próximos da superfície. Nesta pesquisa utilizou-se acetona PA (grau de pureza de 99,8%) para uma limpeza inicial, a fim de retirar impurezas superficiais decorrentes de manuseio e operações no material. A acetona PA foi aplicada na superfície com auxílio de uma gaze embebida na solução e friccionada sobre a superfície até ficar saturada de impurezas. Após isso uma nova gaze foi embebida na acetona e novamente friccionada sobre a superfície, sendo que este processo se repetiu até que a gaze não apresentasse mais sinais de contaminantes. Em seguida, utilizou-se uma solução de nital 10% para o ataque químico da região, a fim de aumentar a aspereza da superfície sem causar influências em seu estado original de tensões, conforme recomendado por Prevéy (1986). O nital 10% foi aplicado em uma gaze e comprimido contra a superfície do aço ABNT H13 por um tempo de dez minutos. Finalizado o processo de limpeza a superfície estava apta para fixação da roseta de extensômetros.

3.3.7.2 Fixação da roseta de extensômetros e ligação ao leitor de microdeformações

A roseta foi fixada à superfície do aço ABNT H13 devidamente higienizado por adesivo instantâneo Permabond 793. Na FIG. 3.11 é mostrada a roseta fixada à peça antes de iniciar a medição das microdeformações.



FIGURA 3.11 - Roseta fixada na peça.

Para garantir fixação correta da roseta, a medição das microdeformações foi feita 24 horas após a colagem. No momento da fixação da roseta na peça, foi tomado o cuidado de identificar os extensômetros 1, 2 e 3, que seriam responsáveis pelo registro das microdeformações nos eixos X, Z e Y, respectivamente, conforme apresentado na FIG 3.12.

Esta orientação foi escolhida de acordo com o manual do *software Hdrill*, responsável pelo posterior tratamento dos dados. Como é encontrado na literatura, e para facilitar a explicação neste trabalho, as microdeformações nos eixos X e Y foram indicadas em função das direções paralela (representada por // v_f) e perpendicular (representada por # v_f) à velocidade de avanço da fresa durante a usinagem do aço ABNT H13. O extensômetro nº 1 (// v_f) foi fixado na direção paralela à velocidade do avanço, a fim de registrar as microdeformações na direção do eixo X, o extensômetro nº 2 registrou as microdeformações na direção do eixo Z e o extensômetro nº 3 (# v_f), com direção perpendicular à velocidade de avanço, registrou as microdeformações no eixo Y.

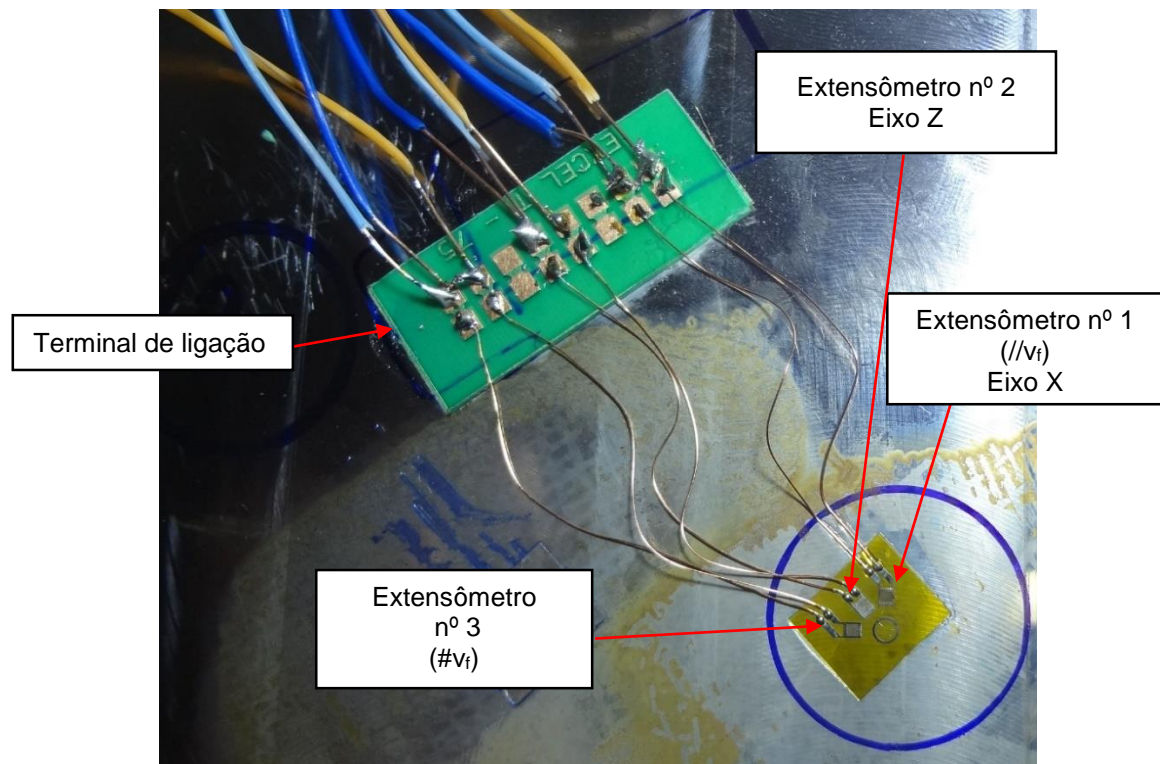


FIGURA 3.12 - Roseta e terminal de ligação fixados na superfície do corpo.

Para proceder à ligação do extensômetro ao leitor de microdeformações (P3 *Strain Indicator and Recorder*), foi fixado um terminal de ligação, conforme pode ser visto na FIG. 3.13. Os fios provenientes dos extensômetros e três conjuntos de cabos triplos, foram soldados ao terminal de ligação utilizando-se uma estação de solda analógica Hikari HK-936, cuja temperatura de solda foi de 300 °C.

As extremidades dos cabos soldados no terminal de ligação foram conectados ao leitor de microdeformações seguindo a mesma ordem dos extensômetros, ou seja, os cabos provenientes do extensômetro número 01 (um) foram acoplados ao canal 01 (um) do leitor de

microdeformações e assim sucessivamente. A verificação do funcionamento dos extensômetros foi realizada ligando-se o equipamento de leitura das microdeformações e conferindo a existência de leituras de microdeformações para cada um dos 03 (três) canais utilizados.

3.3.7.3 Posicionamento da turbina de alta rotação

Utilizou-se a lupa integrante do equipamento RS-200 *Milling Guide* para garantir o alinhamento posterior da turbina ao centro da roseta circular. A lupa foi movimentada por meio de parafusos micrométricos para o ajuste fino do posicionamento nos eixos X e Y, garantindo o perfeito alinhamento do dispositivo de furação com o centro da roseta.

Após o alinhamento retirou-se a lupa e fixou-se a turbina de rotação com a broca cônica invertida. A turbina foi ligada a uma fonte de alimentação de ar comprimido que disponibilizou 276 kPa de pressão, possibilitando à broca atingir rotações da ordem de 210.000 rpm. Na Figura 3.13 é apresentada a última etapa de posicionamento do equipamento, e pode se observar que a broca estava posicionada no centro da roseta circular para a execução do furo.

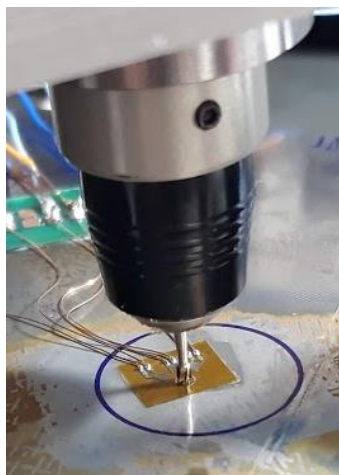


FIGURA 3.13 - Broca centralizada na roseta antes de executar o furo.

3.3.7.4 Ajuste do leitor de microdeformações

Após a configuração final apresentada pela FIG 3.13, o leitor de microdeformações foi ajustado para que a microdeformação registrada no instante da execução do furo fosse nula. Para realizar este ajuste foi feita uma aproximação da broca com a superfície da roseta, porém sem permitir o contato entre as partes. Após esta aproximação inicial a broca foi acionada e teve início a aproximação definitiva com a superfície da roseta. Esta etapa foi executada com bastante atenção e com o auxílio do micrômetro de deslocamento, que possibilitou a

movimentação centesimal da broca na direção perpendicular à superfície do corpo de prova. O micrômetro foi movimentado lentamente até que se observou o contato da broca com a superfície da roseta, que foi percebido pela produção de pequenos cavacos provenientes da resina plástica do material do centro da roseta e também pela alteração do som emitido pela turbina de alta rotação.

Ao ser verificado o contato entre as partes e ainda com a turbina acionada, foi feita a calibração do leitor das microdeformações, cuja interface apresentada pelo equipamento foi disponibilizada no computador por meio de um *software*, permitindo realizar a configuração de zerar as microdeformações sem ser necessário tocar no equipamento, uma vez que nenhum movimento brusco poderia ser feito próximo ao sistema de medição.

3.3.7.5 Execução do furo

Conforme estabelecido pela norma ASTM E837 (2013), a execução do furo respeitou a relação Z/D , que deveria ser de no máximo 0,4. O furo foi executado até a profundidade Z de 1 mm, sendo realizado em 20 etapas com incrementos de 0,05 mm. Os furos com incrementos de 0,05 mm foram realizados com o auxílio do tambor do micrômetro e utilizando um avanço de aproximadamente 0,01 mm/s, ou seja, em um intervalo de cinco segundos, após o qual, mais cinco segundos foram aguardados com a fresa ainda em funcionamento para que a leitura das microdeformações fosse gravada pelo *software* disponibilizado no computador. Durante a usinagem do furo, aplicou-se fluido de corte manualmente na região de contato com o objetivo de minimizar o aumento da temperatura na região de corte e prolongar a vida da microfresa.

3.3.7.6 Tratamento dos dados

Após realizar os 20 incrementos do furo até a profundidade de 1 mm abaixo da superfície, as leituras das microdeformações geradas pelo equipamento P3 *strain indicator* foram salvas no computador para posterior tratamento dos dados, realizado pelo *software Hdrill*.

Ao utilizar o *software*, primeiramente escolheu-se a opção de cálculos na unidade de metros, em seguida especificou-se o tipo de roseta 062 UM, que equivale à roseta do tipo B proposta pela norma ASTM E 813 (2013) (FIG 2.6). O *software* gerou uma planilha Excel (FIG

E.1 do Apêndice E) com as configurações de entrada para transformar microdeformações em tensões residuais pelo método da Integral (Apêndice A).

Considerando-se o diâmetro da broca de 1,59 mm, calculou-se o diâmetro apresentado por cada furo (TAB E.1 do Apêndice E), e o valor correspondente foi preenchido na planilha padrão (FIG E.1) A planilha foi atualizada com os dados do aço ABNT H13, cujas informações de módulo de elasticidade e limite de escoamento foram obtidas por meio de ensaios de tração (conforme item 4.1). Esta planilha foi denominada planilha padrão para todos os testes realizados, cujo preenchimento ocorreu com os dados de microdeformações gerados pelo leitor P3 *strain indicator* e com o valor do diâmetro apresentado pelo furo para cada teste. Geradas as planilhas para cada teste, escolheu-se a configuração de cálculo das tensões residuais pelo método da Integral e o programa disponibilizou os resultados das tensões residuais em função da profundidade abaixo da superfície na forma de gráficos e tabelas.

O *software* Hdrill calculou as tensões residuais no momento intermediário entre o início e o fim de cada incremento de 0,05 mm. Por exemplo, quando o furo foi realizado de 0 a 50 μm , a tensão residual foi registrada para a profundidade de 17 μm ; o próximo furo de profundidade 50 μm até 100 μm , registrou-se a tensão residual para a profundidade intermediária de 75 μm , e assim por diante, até o valor final de 1mm furado abaixo da superfície do aço ABNT H13. Por isso os pontos calculados das tensões residuais em função da profundidade do furo são sempre intermediários aos pontos medidos durante a operação, conforme são disponibilizados nos resultados da seção 4.5.2.

De acordo com as pesquisas de El-Khabeery e Fattouh (1989), as curvas de tensão residual normalmente partem de um valor absoluto máximo próximo à superfície e depois se estabilizam em valores próximos à zero a partir de certa profundidade. Observou-se que a partir da profundidade de 0,225 mm as tensões residuais estabilizaram em zero, portanto, os demais dados não foram mostrados nos gráficos de tensões residuais desta pesquisa.

3.4 PLANEJAMENTOS DOS EXPERIMENTOS

O planejamento experimental utilizado nesta pesquisa é o delineamento de Plackett-Burman, classificado como delineamento fatorial fracionado de dois níveis, ou simplesmente, planejamento do tipo 2^k .

Como regra, os planejamentos Plackett-Burman devem ser construídos com no máximo k fatores, onde $k = (N - 1)$, e N é o total de ensaios realizados. Os experimentos deste tipo podem ser utilizados para $N = 12, 20, 24, 28$ e 36 . Seus arranjos são criados em tamanhos

múltiplos de quatro, compostos de sinais positivos para os níveis superiores (representado por +1), e sinais negativos para os níveis inferiores (representado por -1). No caso de serem adicionados os pontos centrais, considera-se sinal 0 (MONTGOMERY, 2004).

A Tabela 3.4 mostra os fatores e respectivos níveis dos parâmetros investigados nesta pesquisa. Além disso, foram realizados dois planejamentos de testes, um para fresas com insertos de metal duro e outro para as fresas com insertos de cermet, para posterior avaliação dos efeitos do material da ferramenta sobre a usinagem do aço ABNT H13.

TABELA 3.4
Parâmetros de corte utilizados nos ensaios e seus níveis de variação.

Fatores	Símbolo	Unidade	Nível Inferior (-1)	Ponto central (0)	Nível Superior (+1)
Velocidade de corte (m/min)	v_c	m/min	100	150	200
Avanço (mm/aresta)	f_z	mm/aresta	0,05	0,10	0,15
Profundidade de usinagem (mm)	a_p	mm	0,5	1	1,5
Fluido de corte	FC	----	Sim	---	Não

Como o Plackett-Burman é um planejamento do tipo 2^k , ou seja, só permite que os fatores variem em dois níveis, os pontos centrais foram adicionados para os parâmetros numéricos. Os pontos centrais representam valores intermediários entre os níveis inferiores e superiores adotados para os parâmetros, ou seja, $v_c = 150$ m/min, $f_z = 0,10$ mm/aresta e $a_p = 1$ mm. Os níveis inferiores e superiores foram escolhidos em função de dados do catálogo do fabricante das ferramentas, no qual foram recomendadas as melhores faixas de utilização para velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem em função da geometria e classe da ferramenta de corte e também do tipo de material usinado. Conforme o manual do Minitab (2020), adicionar pontos centrais a um experimento fatorial com dois níveis permite detectar a curvatura nos dados ajustados. Se houver uma curvatura que envolve o centro do experimento, a resposta média no ponto central é maior ou menor do que a resposta média de todos os pontos fatoriais (cantos). Destaca-se que foram inclusas no planejamento de Plackett-Burmann réplicas nos pontos centrais.

Devido ao custo e ao tempo associado à medição de tensões residuais, optou-se pela aplicação do planejamento Plackett-Burman de 12 testes duas vezes, um para cada tipo de inserto (metal duro e cermet). O experimento foi criado no Minitab 17, e os fatores v_c , f_z , a_p e

FC foram testados de forma aleatória, conforme gerado pelo *software* na opção de criação de experimentos Plackett -Burman.

Como o *software* Minitab 17 apresenta a opção de réplicas no ponto central, esta ferramenta foi utilizada para complementar o experimento Plackett-Burman, já que trabalha apenas em dois níveis para cada fator. De acordo com a Tabela 3.5, foram adicionados ao planejamento pontos centrais com réplicas. Como o fator fluido de corte é um fator textual, ou seja, tem-se as opções de utilizar ou não o fluido de corte, não há ponto central, logo, considerando todos os testes possíveis e réplicas para este parâmetro, que é a configuração 1,1, -1, -1, para cada parâmetro v_c , f_z e a_p realizaram-se 4 testes no ponto central (0,0,0,0).

TABELA 3.5
Pontos centrais no experimento Plackett-Burman.

Sequência de teste	Fluido de corte	Sinal da Réplica para v_c, f_z e a_p.
1	+	0
2	+	0
3	-	0
4	-	0

O planejamento Plackett-Burman de 12 testes realizado juntamente com réplica no ponto central, resultou em 16 testes para o fresamento com insertos de metal duro e 16 testes para o fresamento com insertos de cermet, totalizando, assim, 32 testes. A sequência dos testes realizados é apresentada no Apêndice C.

À exceção do ensaio de tração, a ferramenta estatística utilizada para análise dos dados foi a análise de variância (ANOVA - *analysis of variance*), descrita no Apêndice B. As análises estatísticas são apresentadas por meio de gráficos de resíduos, gráficos *Boxplot*, gráficos dos efeitos principais sobre a resposta e teste t para duas amostras.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção são apresentados e discutidos os principais resultados da pesquisa. Os resultados decorrentes dos ensaios de tração e as análises estatísticas das forças, temperatura, rugosidade e tensões residuais são apresentados. As análises estatísticas são apresentadas por meio de gráficos de resíduos, análise de variância, gráficos *Boxplot* e gráficos dos efeitos principais sobre a resposta. Análises qualitativas das tensões residuais também são apresentadas com o objetivo de avaliar a influência dos diferentes parâmetros de usinagem. No Apêndice D são apresentados os resultados das medições de forças, temperatura, rugosidade e tensões residuais na direção paralela à velocidade de avanço a uma profundidade de 75 μm abaixo da superfície fresada.

4.1 ENSAIOS DE TRAÇÃO

O módulo de elasticidade na tração (MOE_t) do aço ABNT H13 foi de 183 GPa (desvio padrão = 5,03), enquanto o limite de resistência à tração (MOR_e) foi de 755 MPa (desvio padrão = 5,88). Estes foram os valores médios apresentados pelos seis corpos de prova ensaiados. No Gráfico 4.1 é exibida a curva tensão-deformação de engenharia obtida para um dos corpos de prova, sendo que a linha contínua a partir da deformação 0,002 até a interseção com a curva determina o limite de escoamento, cujo valor médio foi de 354 MPa (desvio padrão = 5,12).

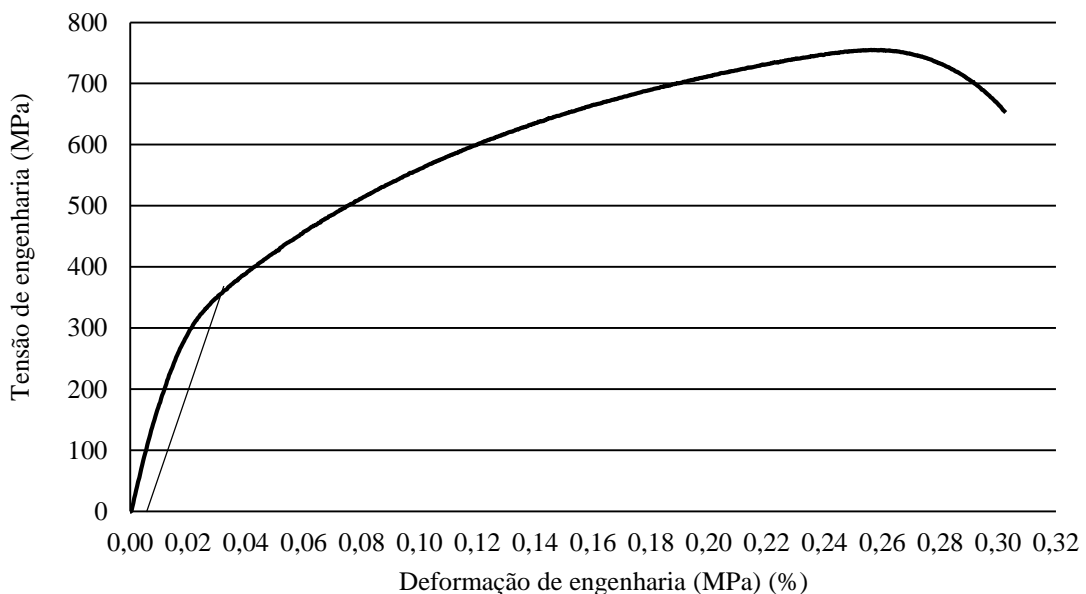


GRÁFICO 4.1- Curva tensão-deformação apresentada pelo aço ABNT H13.

O ensaio de tração foi primordial para fornecer dados para que *software Hdrill* calculasse as tensões residuais. Os valores do módulo de elasticidade na tração e do limite de escoamento do aço ABNT H13 utilizados para o cálculo das tensões residuais, como pode ser observado na Figura E.1 do Apêndice E.

4.2 COMPONENTES DAS FORÇAS DE FRESAMENTO

O objetivo desta seção é analisar a influência dos parâmetros de corte sobre os componentes das forças de fresamento geradas pelos insertos de metal duro e cermet. Os resultados das forças de fresamento são apresentados na TAB D.1 do Apêndice D. As forças de fresamento são denominadas força de avanço (F_f), força de apoio (F_{ap}) e força passiva (F_p). A força de avanço (F_f) é a força paralela à direção do avanço representada por $//v_f$, a força de apoio (F_{ap}) corresponde à força perpendicular à direção do avanço representada por $\#v_f$, enquanto a força passiva (F_p) corresponde a uma força de reação.

4.2.1 ANOVA para as forças de usinagem durante o fresamento com insertos de metal duro

Nesta seção são apresentadas as análises de variância para a força de avanço (F_f), força de apoio (F_{ap}) e força passiva (F_p) induzidas pelos insertos de metal duro.

4.2.1.1 ANOVA para a força de avanço (F_f) durante o fresamento com insertos de metal duro

São apresentados os gráficos dos resíduos para a força de avanço (F_f) gerada pelos insertos de metal duro (GRA 4.2). No gráfico de probabilidade normal (GRA 4.2a) os resíduos são apresentados próximos a uma reta na região central e o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos, uma vez que o valor de p apresentado é maior que 0,05. No GRA 4.2a, N representa o número de testes e AD é a estatística do teste de Anderson-Darling para testar a normalidade dos dados, trata-se de uma medida dos desvios entre a linha ajustada (com base na distribuição selecionada) e a função da etapa não paramétrica (com base nos pontos de dados), conforme MINITAB (2020).

No gráfico de resíduos em função do valor ajustado (GRA 4.2b), é demonstrado que os dados ficaram dispersos em torno da média, não dependendo dela e não seguindo nenhuma tendência específica. No gráfico de resíduos em função da ordem de observação (GRA 4.2c), é constatado que os resíduos são independentes da ordem de observação e não

apresentam sequências de crescimento ou decréscimo. Desta forma, a análise de resíduos apresentada no GRA 4.2 indica a normalidade dos dados da força de avanço (F_f) gerada pelos insertos de metal duro, permitindo aplicação da ANOVA.

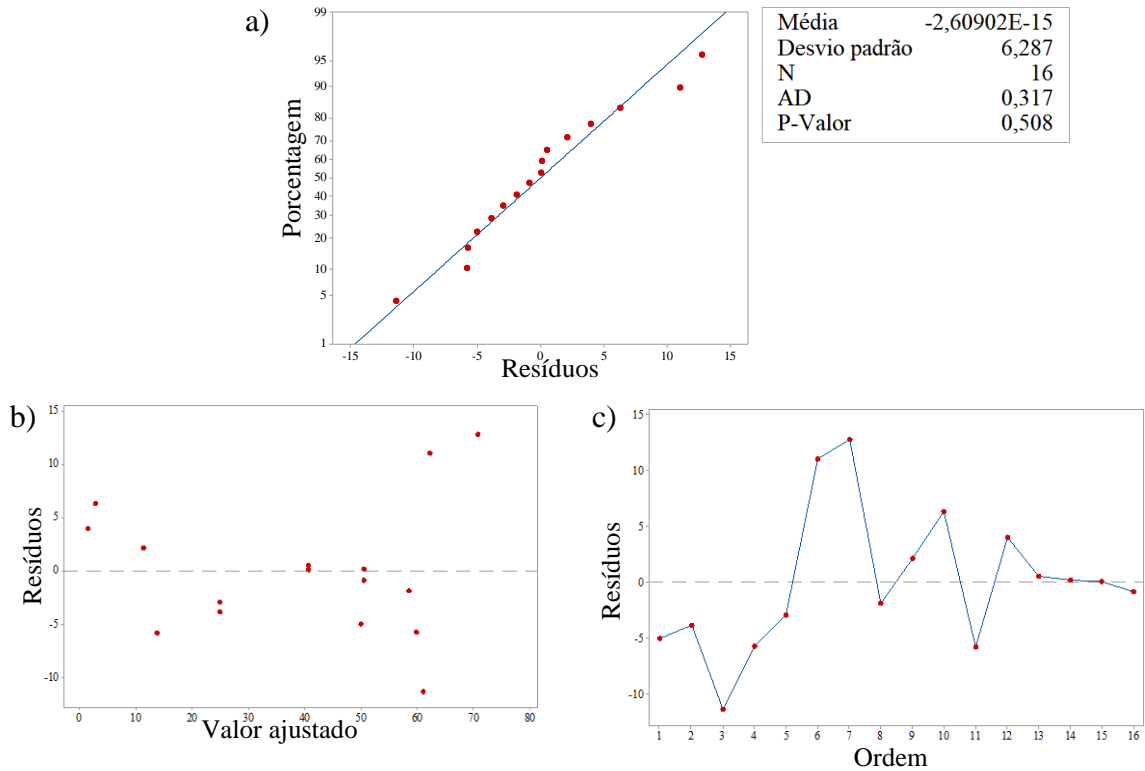


GRÁFICO 4.2 - Análise de resíduos para a F_f gerada pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.

A ANOVA é interpretada quanto aos valores de p apresentados no modelo estatístico (TAB 4.1). Os fatores que apresentam efeito sobre a força de avanço (F_f) são o avanço por dente, profundidade de usinagem e fluido de corte, com contribuições de 5,41%; 79,96% e 4,63%, respectivamente. A curvatura apresenta valor $p > 0,05$, assim não se pode concluir que algum dos fatores teve uma relação curva com a resposta, ou seja, a resposta da força de avanço no ponto central não foi maior ou menor do que a média nas extremidades.

TABELA 4.1

Valores p da ANOVA para F_f gerada pelos insertos de metal duro.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,785	
	f_z (mm/aresta)	0,020	5,41%
	a_p (mm)	0,000	79,96%
	FC	0,028	4,63%
Curvatura		0,074	

No Gráfico 4.3 são apresentados os efeitos principais do avanço por dente, da profundidade de usinagem e do fluido de corte, que foram os fatores influentes sobre o modelo.

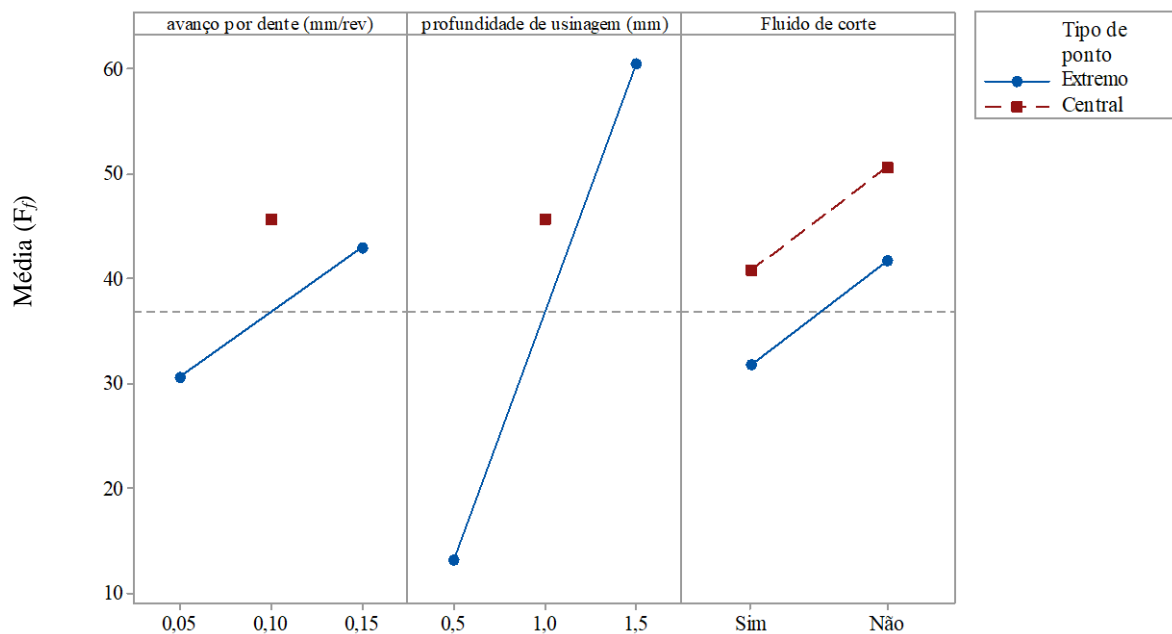


GRÁFICO 4.3 - Efeito principal do avanço por dente, profundidade de usinagem e fluido de corte sobre F_f gerada pelos insertos de metal duro.

Para interpretar os efeitos apresentados no GRA 4.3, deve ser aplicada uma análise de curvatura. Conforme Minitab (2020), o teste de curvatura examina a média ajustada da resposta nos pontos centrais em relação à média esperada se as relações entre os termos do modelo e a resposta são lineares. No GRA 4.3 os pontos centrais ($f_z = 0,10$ mm/aresta, $a_p = 1$ mm, com ou sem fluido de corte) são disponibilizados fora da linha que liga os fatores extremos para indicar a presença ou não do efeito da curvatura, que deve ser confirmada pelo valor p da curvatura (TAB 4.1). Como o valor de p da curvatura foi maior que 5% ($p=0,074$), aceita-se a

hipótese nula de que todas as relações entre os fatores e a resposta são lineares, conforme explicado no teste de hipóteses do Apêndice B.

Assim, observando-se o GRA 4.3, o avanço por dente no ponto central aparentemente induziu maior força de avanço (F_f), mas a estatística não confirma este fenômeno, e a conclusão é de que o aumento do avanço por dente apresenta uma relação linear positiva com a média da força de avanço (F_f). Ou seja, o aumento do avanço leva a maiores forças de avanço (F_f). O fenômeno manifestado no GRA 4.3 para o efeito do avanço provavelmente aconteceu devido ao ponto central no planejamento de Plackett Burman apresentar somente dois testes com duas réplicas, não sendo possível uma análise aprofundada no ponto central.

Para o efeito da profundidade de usinagem, o aumento deste parâmetro também resultou em esforços maiores, assim como aconteceu com o avanço por dente. O incremento dos parâmetros avanço por dente e profundidade de usinagem induziram maior valor médio da força de avanço (F_f), o que pode ser explicado devido ao maior esforço de corte necessário para retirar uma maior seção de corte do material. O efeito da profundidade de usinagem corrobora com os resultados obtidos por Nandi (2012).

Quanto ao efeito do fluido de corte, observa-se que o fresamento sob lubri-refrigeração obteve os menores esforços de corte, o que pode ter acontecido pela redução do coeficiente de atrito e maior facilidade para a remoção dos cavacos, facilitando o corte. Com relação à curvatura, assim como aconteceu com o avanço por dente, aparentemente os esforços de usinagem foram superiores no ponto central, o que não pode ser afirmado pois não houve influência da curvatura no teste. Resultados semelhantes foram obtidos por Ávila *et al.* (2004).

Destaca-se que a variação da velocidade de corte não afetou a força de avanço (F_f), embora sejam encontradas referências na literatura que indiquem que o aumento da velocidade de corte reduz a força de avanço (KLOCKE, 2011; CUI, ZHAO e TIAN, 2012). Nesta pesquisa, o aumento da velocidade de corte não foi suficiente para reduzir a força de avanço provavelmente devido à dureza do aço ABNT H13 (178 HV), que mesmo usinado sob velocidade de corte elevada, não teve sua resistência reduzida. Resultados semelhantes foram obtidos por Ding *et al.* (2010).

4.2.1.2 ANOVA para a força de apoio (F_{ap}) durante o fresamento com insertos de metal duro

São apresentados os gráficos dos resíduos para a força de apoio (F_{ap}) gerada pelos insertos de metal duro (GRA 4.4). A análise dos resíduos apresentada no GRA 4.4 indica a

normalidade dos dados, uma vez que os resíduos são exibidos nas proximidades de uma reta e a estatística de Anderson-Darling apresenta valor p menor que 0,05 (GRA 4.4a). No GRA 4.4b pode ser observado que os resíduos estão aleatoriamente dispersos em torno da média. Além disso, os resíduos apresentam-se independentes da ordem de observação (GRA 4.4c). Dessa forma, a normalidade dos dados confirmada pela análise de resíduos permite a aplicação da ANOVA para a força de apoio (F_{ap}) durante o fresamento com insertos de metal duro.

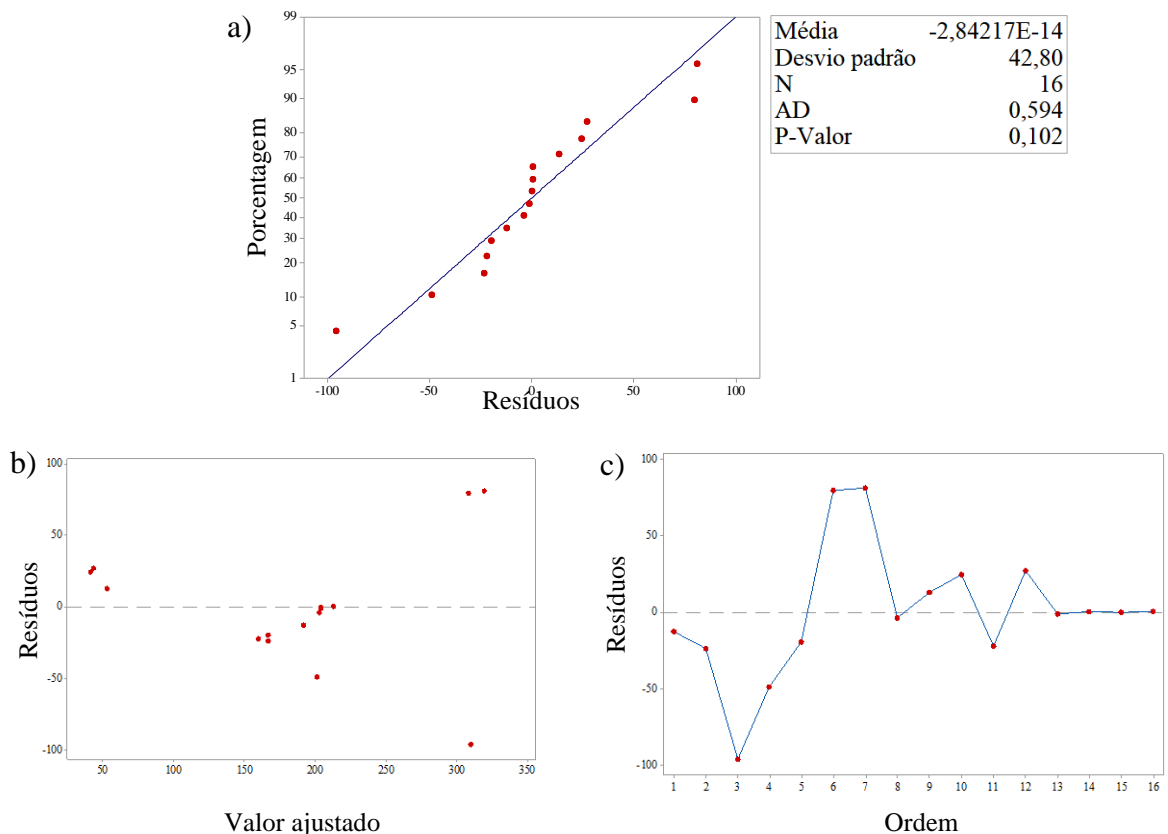


GRÁFICO 4.4 - Análise de resíduos para a F_{ap} gerada pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.

Na Tabela 4.2 são apresentados os valores de p para cada fator do modelo. Nos casos em que o valor p é menor que 0,05, inclui-se a contribuição do parâmetro para a força de apoio (F_{ap}). Observa-se que o avanço por dente e a profundidade de usinagem contribuíram em 29,27% e 48,90% respectivamente, para alterações na força de apoio (F_{ap}). Como o valor p da curvatura foi de 0,377, ou seja, $p > 0,05$, não pode ser afirmado que os fatores nos níveis centrais ($f_z = 0,10$ mm/aresta e $a_p = 1$ mm) contribuíram para valores médios superiores ou inferiores da força de apoio (F_{ap}) quando comparados com os valores médios da força de apoio gerada pelos pontos extremos ($f_z = 0,05$ e $f_z = 0,15$ mm/aresta; $a_p = 0,5$ e $a_p = 1$ mm).

TABELA 4.2

Valores p da ANOVA para F_{ap} gerada pelos insertos de metal duro.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,949	
	f_z (mm/aresta)	<u>0,003</u>	29,27%
	a_p (mm)	<u>0,001</u>	48,90%
	F_C	0,731	
Curvatura		0,377	

Os efeitos principais do avanço por dente e da profundidade de usinagem são indicados no GRA 4.5. Conforme resultado do teste da curvatura, todas as relações entre os fatores e a resposta são lineares.

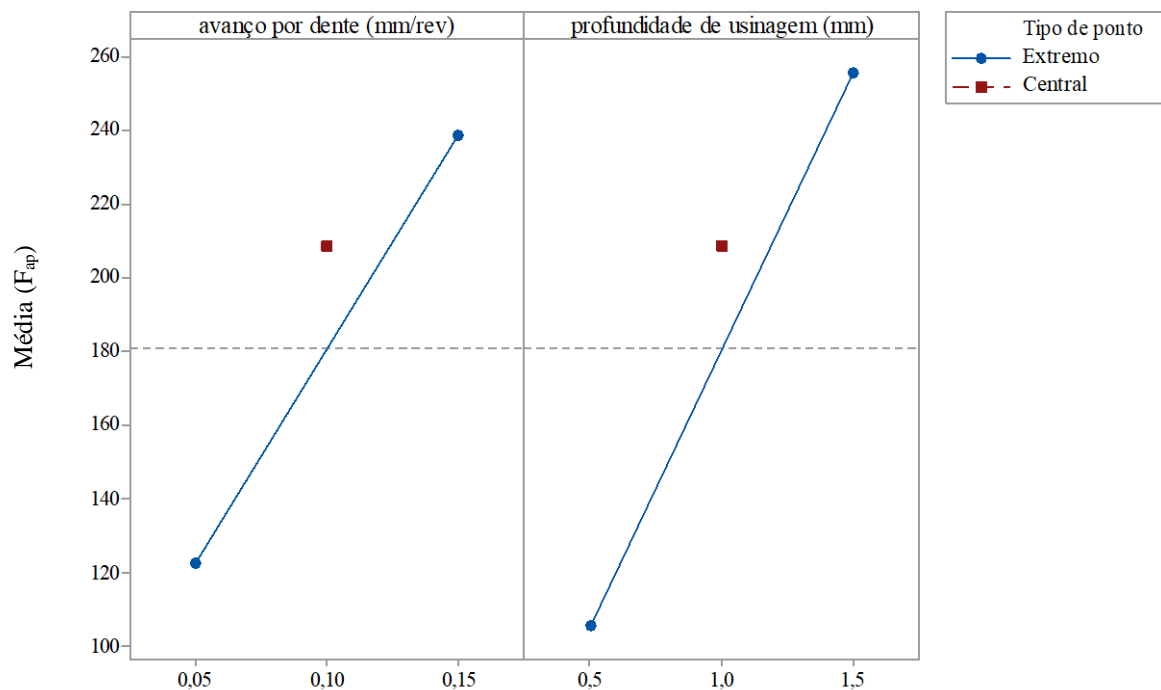


GRÁFICO 4.5 - Efeito principal do avanço por dente e profundidade de usinagem sobre F_{ap} gerada pelos insertos de metal duro.

De acordo com o GRA 4.5, o incremento tanto do avanço por dente quanto da profundidade de usinagem, aumentaram a força de apoio (F_{ap}), assim como ocorreu para a força de avanço F_f provocada pelos insertos de metal duro. Este efeito pode estar associado ao aumento da área da seção de corte quando o avanço por dente e a profundidade de usinagem são aplicados em maior intensidade. Entretanto, observou-se que o fluido de corte não apresentou influência sobre a força de apoio (F_{ap}), ao contrário do que aconteceu com a força

de avanço (F_f). Este fato pode ser explicado devido à força de apoio atuar sobre a direção perpendicular ao avanço, exigindo maior esforço para remoção de material. Dessa forma, a utilização do fluido de corte pode não ter sido eficiente para induzir a redução do esforço de corte nessa direção do corte.

4.2.1.3 ANOVA para a força passiva (F_p) durante o fresamento com insertos de metal duro

Os gráficos de resíduos para a força passiva (F_p) gerada pelos insertos de metal duro (GRA 4.6) indicam a normalidade dos dados, uma vez os resíduos se apresentam próximos a uma reta no gráfico de probabilidade normal (GRA 4.6a). Além disso, como $p > 0,05$, o teste de Anderson-Darling confirma a normalidade dos resíduos. O GRA 4.6b evidencia que os dados se apresentam espalhados em torno da média e o GRA 4.6c indica que os resíduos são independentes da ordem de observação, além de não apresentarem aptidão de crescimento ou decréscimo sucessivos. Constatadas estas premissas, prosseguiu-se com a ANOVA.

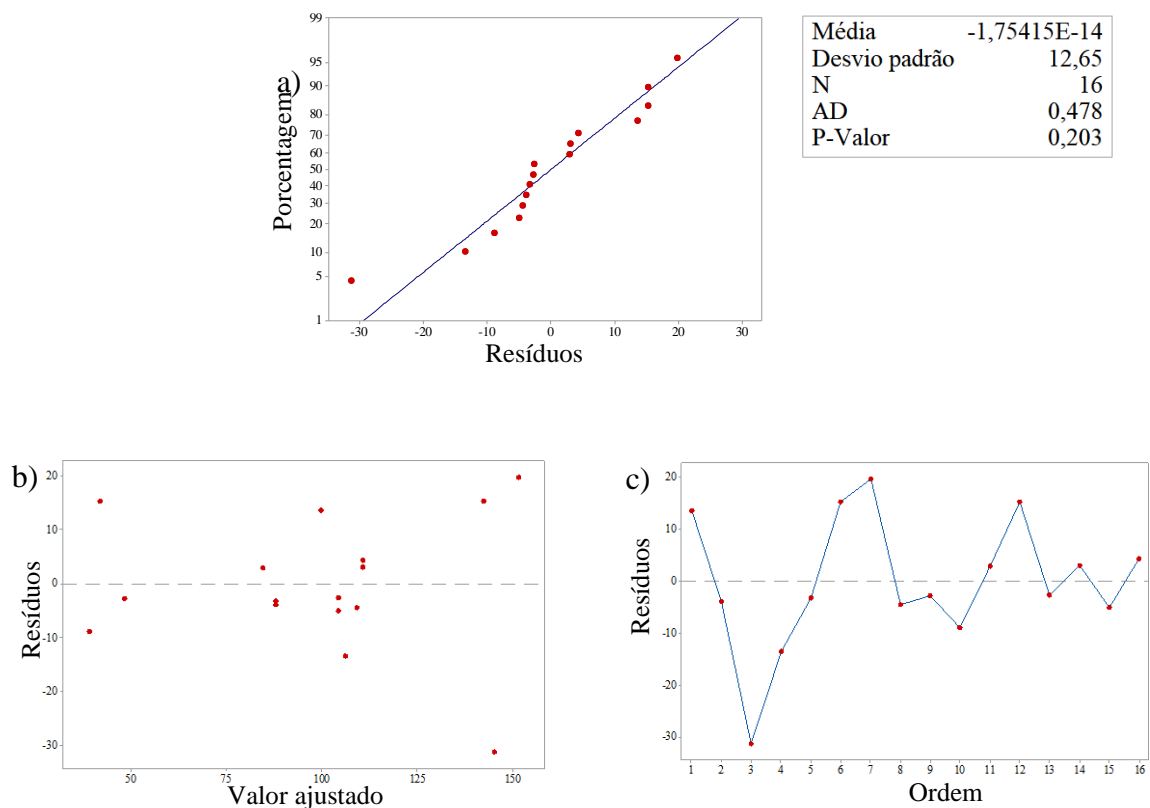


GRÁFICO 4.6 - Análise de resíduos para F_p gerada pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.

Na Tabela 4.3 apresentam-se os valores de p para os fatores avaliados, bem como a contribuição percentual dos fatores significativos para o modelo. Observa-se que o avanço por dente e a profundidade de usinagem contribuíram em 27,83% e 56,61% para alterações sobre a força passiva (F_p). Todas as relações entre os fatores e a resposta são lineares, pois o valor p da curvatura é maior que 5%.

TABELA 4.3

Valores p da ANOVA para F_p gerada pelos insertos de metal duro.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,754	
	f_z (mm/aresta)	<u>0,001</u>	27,83%
	a_p (mm)	<u>0,000</u>	56,61%
	F_C	0,428	
Curvatura		0,201	

No Gráfico 4.7 são apresentados os efeitos principais do avanço por dente e da profundidade de usinagem sobre a força passiva (F_p). Neste caso, o aumento da quantidade de material retirada pelo incremento do avanço por dente e da profundidade de usinagem aumentaram a força passiva (F_p), assim como ocorreu para as forças de avanço (F_f) e de apoio (F_{ap}) geradas pelos insertos de metal duro. Neste caso, a utilização do fluido de corte não afetou a força passiva (F_p), assim como ocorreu para a força de apoio (F_{ap}). Este fato pode ser explicado devido à força passiva atuar apenas como uma força de reação, ou seja, não é responsável pela remoção de material e sim pela precisão dimensional e deformações da ferramenta ou porta-ferramenta. Dessa forma, a utilização do fluido de corte foi indiferente para induzir qualquer efeito sobre a força passiva (F_p).

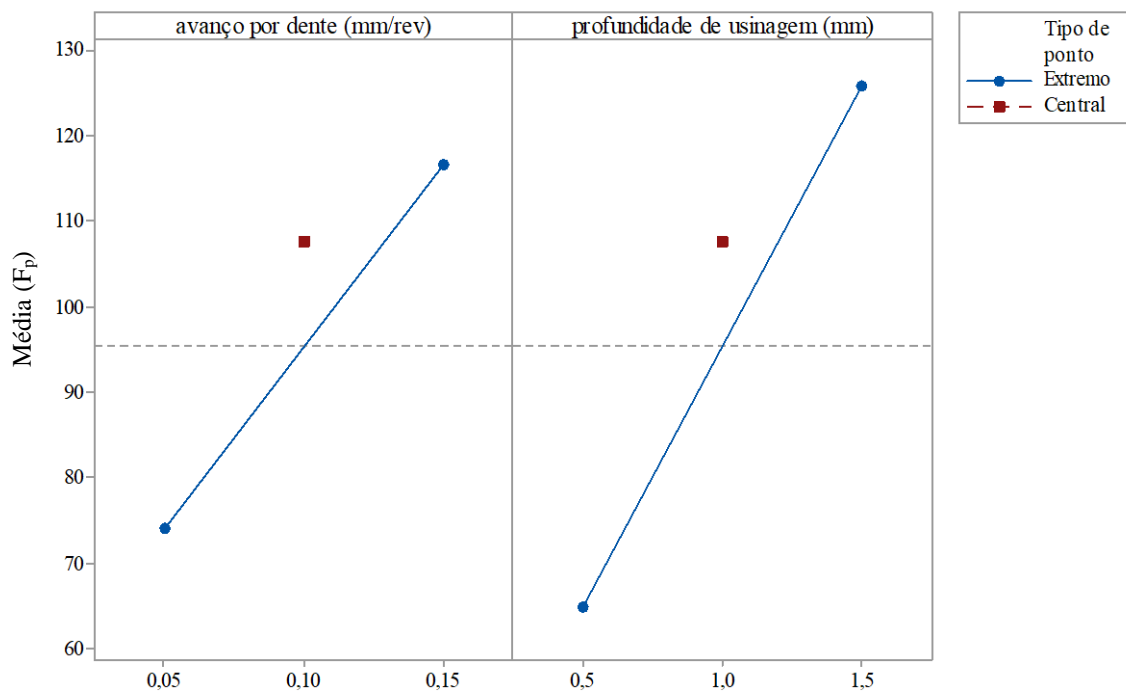


GRÁFICO 4.7 - Efeito principal do avanço por dente e profundidade de usinagem sobre F_p gerada pelos insertos de metal duro.

4.2.2 ANOVA para as forças de usinagem durante o fresamento com insertos de cermet

Nesta seção são apresentadas as análises de variância para os componentes das forças de avanço (F_f), força de apoio (F_{ap}) e força passiva (F_p) induzidas pelos insertos de cermet.

4.2.2.1 ANOVA para a força de avanço (F_f) durante o fresamento com insertos de cermet

Apresenta-se a análise de resíduos para a força de avanço (F_f) durante o fresamento utilizando-se insertos de cermet (GRA 4.8). Como o valor p é menor que 0,05, pelo critério de Anderson-Darling indica-se a rejeição da hipótese nula, portanto, os resíduos não seguem distribuição normal.

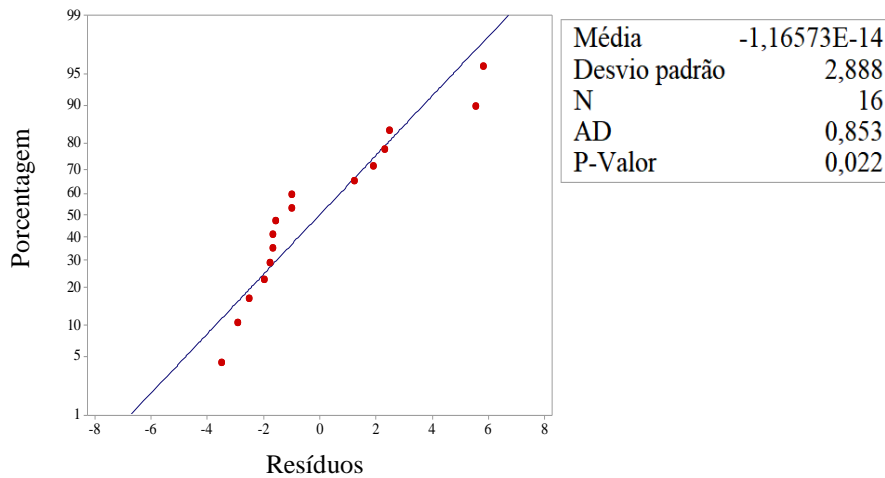


GRÁFICO 4.8 - Análise de resíduos F_f gerada pelos insertos de cermet.

Como alternativa para continuar com a análise, o Minitab oferece a opção de realizar a transformada de Box-Cox a fim de transformar os resíduos não normais em resíduos normais. Utilizou-se a transformada Box-Cox para um valor de $\lambda = 0$ e o novo gráfico de resíduos é apresentado no GRA 4.9. A ANOVA é realizada a partir da aplicação da transformada de Box-Cox, pois o gráfico de probabilidade normal (GRA 4.9a) apresenta valor p maior que 0,05, o que indica aceitar a hipótese nula de que os resíduos seguem uma distribuição normal. Além disso, os resíduos apresentam-se próximos a uma reta e estão dispersos em torno da média, não seguindo nenhuma tendência específica (GRA 4.9b). Por fim, os resíduos apresentam-se independentes da ordem de observação, conforme GRA 4.9c.

A ANOVA é interpretada quanto aos valores de p apresentados no modelo estatístico (TAB 4.4). Os parâmetros que exercem influência sobre a força de avanço F_f são a velocidade de corte, o avanço por dente e a profundidade de usinagem, com contribuições de 2,67%; 1,04% e 90,04%, respectivamente.

De acordo com a TAB 4.4, a curvatura apresenta valor $p < 0,05$, assim pode-se concluir que algum dos fatores teve uma relação curva com a resposta, ou seja, o valor médio da força de avanço F_f medida no ponto central ($v_c = 150$ m/min; $f_z = 0,10$ mm/aresta; $a_p = 1$ mm) foi maior do que a resposta média para os níveis inferiores e superiores dos parâmetros de corte, o que é mostrado no gráfico dos efeitos principais sobre a força de avanço F_f (GRA 4.10).

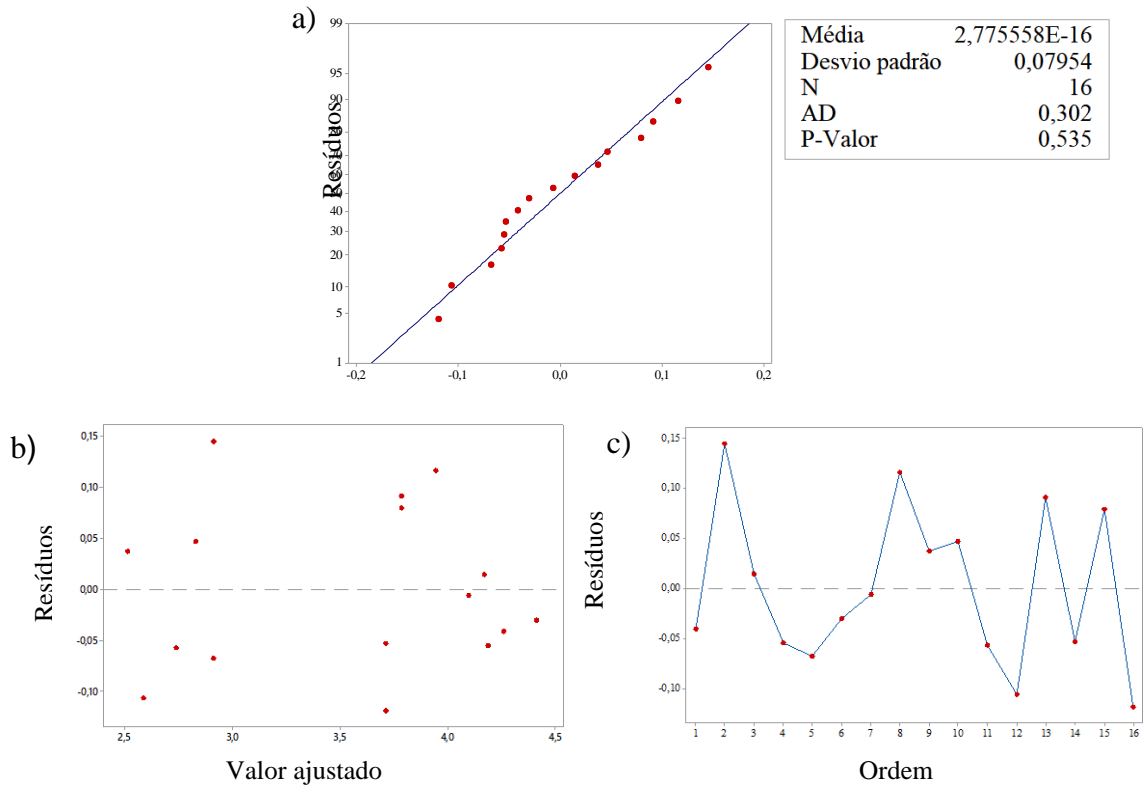


GRÁFICO 4.9 - Análise de resíduos após transformada de box-cox para F_f gerada pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.

TABELA 4.4

Valores p da ANOVA para F_f gerada pelos insertos de cermet.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	<u>0,001</u>	2,67%
	f_z (mm/ aresta)	<u>0,021</u>	1,04%
	a_p (mm)	<u>0,000</u>	90,94%
	F_C	0,171	
Curvatura		<u>0,000</u>	

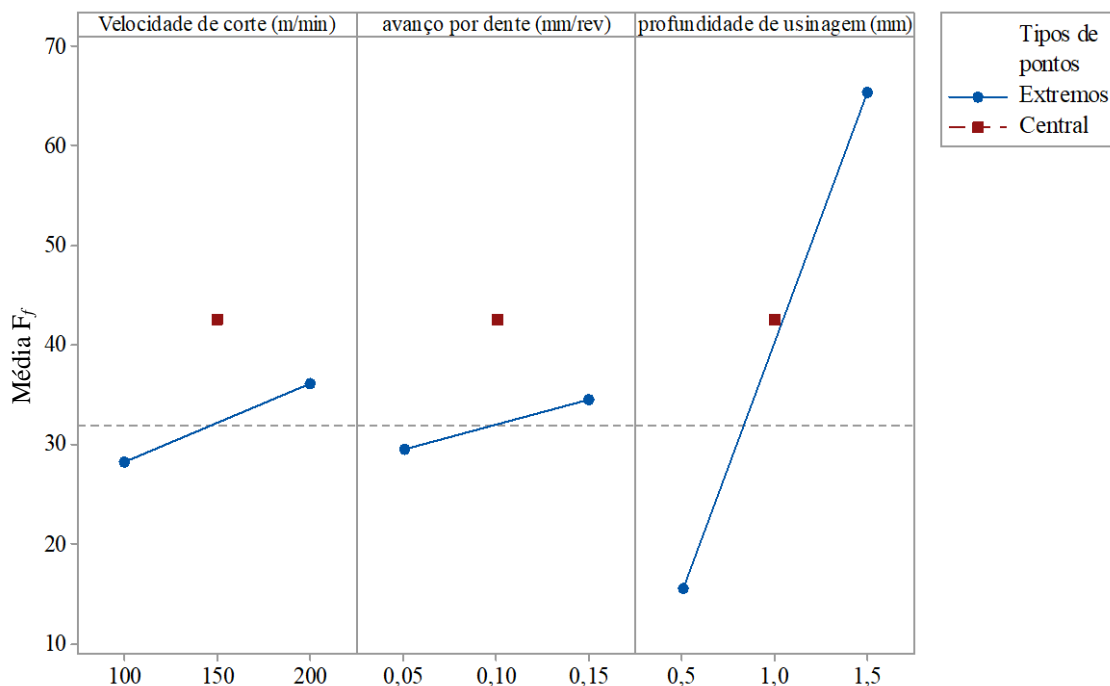


GRÁFICO 4.10 - Efeitos principais sobre F_f gerada pelos insertos de cermet.

De acordo com o GRA 4.10, para a velocidade de corte e o avanço por dente nos pontos centrais ($v_c = 150$ m/min e $f_z = 0,10$ mm/ aresta), a força de avanço F_f apresentou maior valor médio, o que confirma a influência da curvatura sobre o modelo. Nestes casos, o aumento da velocidade de corte e do avanço até o ponto central aumentou a F_f e posteriormente a força diminuiu quando velocidade de corte e avanço por dente assumiram valores máximos ($v_c = 200$ m/min e $f_z = 0,15$ mm/ aresta). Com relação à velocidade de corte, este fenômeno está de acordo com os resultados de Ding *et al.* (2010) e Cui, Zhao e Tian (2012). Ding *et al.* (2010) explicam que a tendência crescente dos esforços de corte com o primeiro incremento da velocidade de corte pode ser atribuída ao aumento da deformação e da taxa de deformação do aço ABNT H13. Por outro lado, a tendência da redução das forças com o segundo incremento da velocidade de corte é causada pelos efeitos combinados da redução da resistência ao cisalhamento na zona de cisalhamento primária, aumento da espessura do cavaco, aumento da área de contato entre ferramenta e cavaco e aumento do ângulo de cisalhamento.

Para o efeito que ocorreu no ponto central do avanço por dente, o primeiro incremento (alteração de $f_z = 0,05$ mm/ aresta para $f_z = 0,10$ mm/ aresta) fez com que os esforços de corte aumentassem. Este fenômeno é devido ao aumento da seção de corte. Entretanto, quando se alterou o avanço por dente para o valor máximo ($f_z = 0,15$ mm/ aresta), os esforços

diminuíram, o que pode ter acontecido pela redução da resistência ao cisalhamento do aço ABNT H13.

Para o efeito da profundidade de usinagem, a cada incremento deste parâmetro os esforços aumentaram proporcionalmente, o que também condiz com as pesquisas de Klocke (2011). Neste caso, o aumento da profundidade de usinagem induziu aos maiores esforços pois a largura de penetração da ferramenta na peça foi superior, exigindo maior esforço para retirar maior quantidade de material.

Também pode ser observado que a influência da profundidade de usinagem sobre a força de avanço (F_f) foi superior à influência exercida pelos parâmetros velocidade de corte e avanço por dente.

4.2.2.2 ANOVA para a força de apoio (F_{ap}) durante o fresamento com insertos de cermet

No GRA 4.11 apresentam-se os gráficos dos resíduos para a força de apoio (F_{ap}) gerada pelos insertos de cermet. No GRA 4.11a os resíduos estão dispostos aproximadamente a uma reta e o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos, dado que $p > 0,05$. O GRA 4.11b demonstra que os resíduos estão dispersos em torno da média e não seguem tendências específicas. Por fim, o GRA 4.11c representa que os resíduos são independentes da observação e não apresentam propensão a crescimento ou decréscimo. Desse modo, a ANOVA é aplicada corretamente pois o GRA 4.11 indica a normalidade dos dados para a força de apoio (F_{ap}).

A ANOVA é interpretada quanto aos valores de p apresentados no modelo estatístico (TAB 4.5). Os fatores que apresentam efeito sobre a força de apoio (F_{ap}) são o avanço por dente e a profundidade de usinagem, com contribuições de 31,4% e 59,3%, respectivamente. Dado que a curvatura apresenta valor $p > 0,05$, todas as relações entre os fatores e as respostas são lineares.

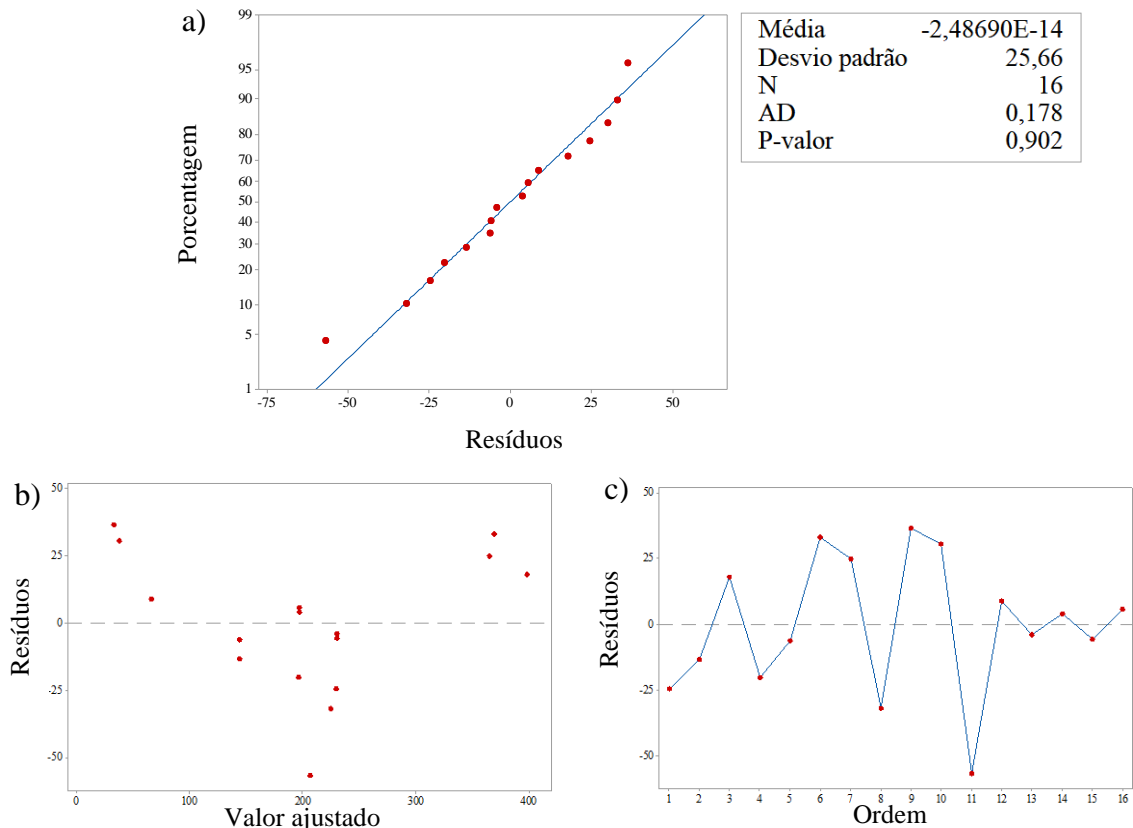


GRÁFICO 4.11 - Análise de resíduos para F_{ap} gerada pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função da ordem.

TABELA 4.5

Valores p da ANOVA para F_{ap} gerada pelos insertos de cermet.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,145	
	f_z (mm/ aresta)	<u>0,000</u>	31,4%
	a_p (mm)	<u>0,000</u>	59,3%
	F_C	0,061	
Curvatura		0,506	

No Gráfico 4.12 são apresentados os efeitos principais do avanço por dente e da profundidade de usinagem sobre a força de apoio (F_{ap}). Constata-se que o aumento do avanço por dente aumenta a força de apoio (F_{ap}), o que pode ser explicado devido ao aumento da área da seção de corte, resultando em maiores esforços gerados. Estes resultados corroboram com os de Klocke (2011) e Ribeiro *et al.* (2016). Quanto à influência da profundidade de usinagem, o incremento desta induziu maiores valores da F_{ap} , o que se justifica pela maior largura de

penetração da ferramenta sobre o aço ABNT H13, exigindo maior esforço, o que também está de acordo com as pesquisas de Klocke (2011).

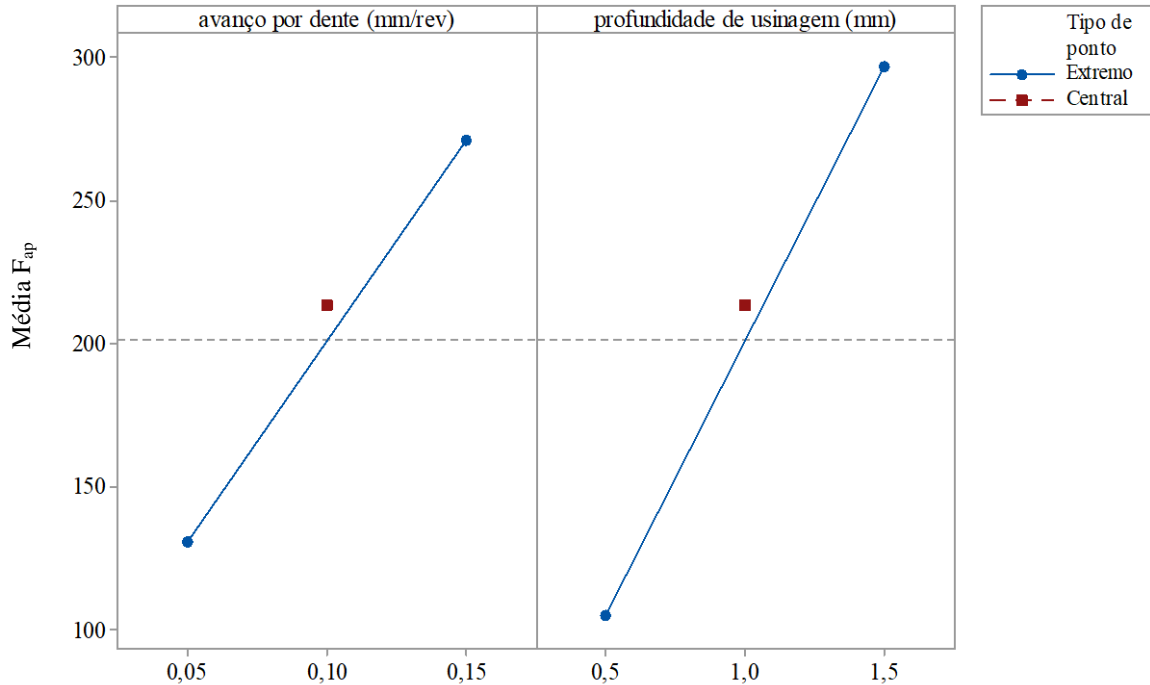


GRÁFICO 4.12 - Efeito principal do avanço por dente e da profundidade de usinagem sobre F_{ap} gerada pelos insertos de cermet.

4.2.2.3 ANOVA para a força passiva (F_p) durante o fresamento com insertos de cermet

Primeiramente são apresentados os gráficos dos resíduos para a força passiva F_p gerada pelos insertos de cermet (GRA 4.13). No gráfico de probabilidade normal (GRA 4.13a) os resíduos encontram-se próximos a uma reta na região central e o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos, uma vez que o valor de p é maior que 0,05. No gráfico de resíduos em função valor ajustado (GRA 4.13b), demonstra-se que os dados estão dispersos em torno da média, não dependendo dela e não seguindo nenhuma tendência específica. No gráfico de resíduos em função da ordem (GRA 4.13c), os resíduos são independentes e não apresentam tendências. Desta forma, a análise de resíduos apresentada no GRA 4.13 indica a normalidade dos dados para a força passiva (F_p), permitindo aplicação da ANOVA.

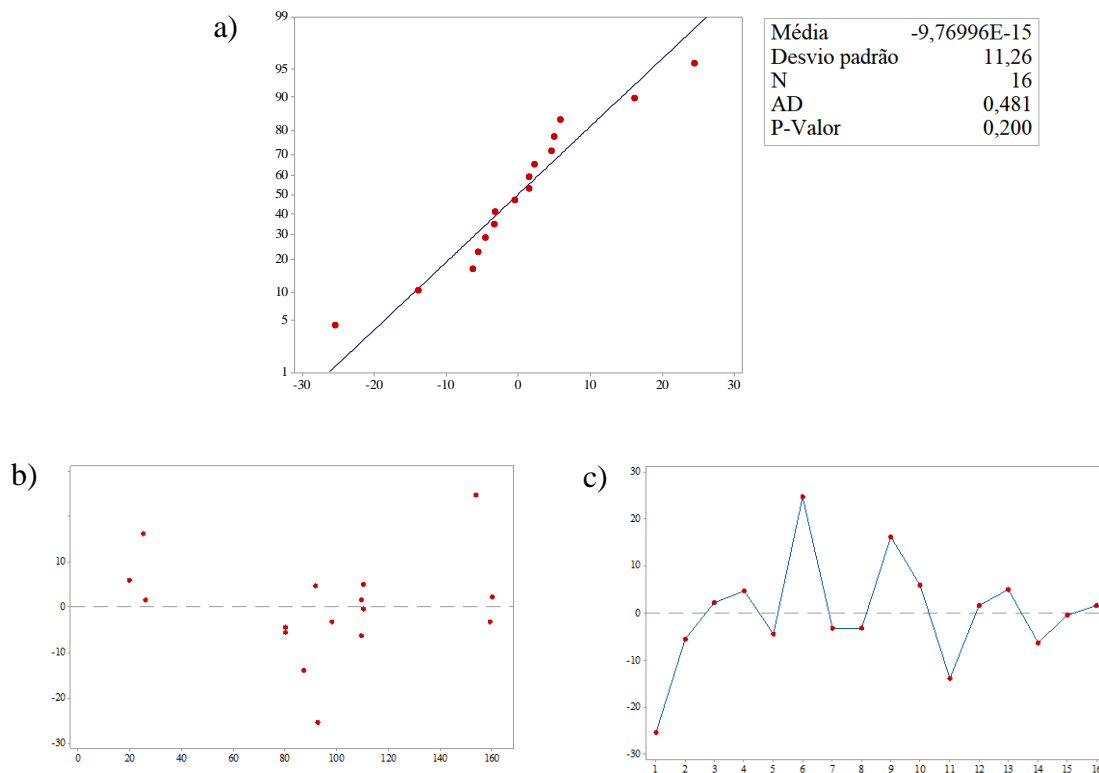


GRÁFICO 4.13 - Análise de resíduos para F_p gerada pelos insertos de cermet: a) Probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

A ANOVA é interpretada quanto aos valores de p apresentados no modelo estatístico (TAB 4.6). Os fatores que apresentam influência sobre a força passiva (F_p) são o avanço por dente e a profundidade de usinagem, com contribuições de 36,89% e 52,3%, respectivamente.

TABELA 4.6

Valores p da ANOVA para F_p gerada pelos insertos de cermet.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,448	
	f_z (mm/ aresta)	<u>0,000</u>	36,89%
	a_p (mm)	<u>0,000</u>	52,3%
	F_c	0,909	
Curvatura		<u>0,028</u>	

De acordo com a TAB 4.6, a curvatura apresentou valor $p < 0,05$ (TAB 4.6), assim pode-se concluir que as relações entre os fatores e a resposta não são lineares, o que é demonstrado no GRA 4.14

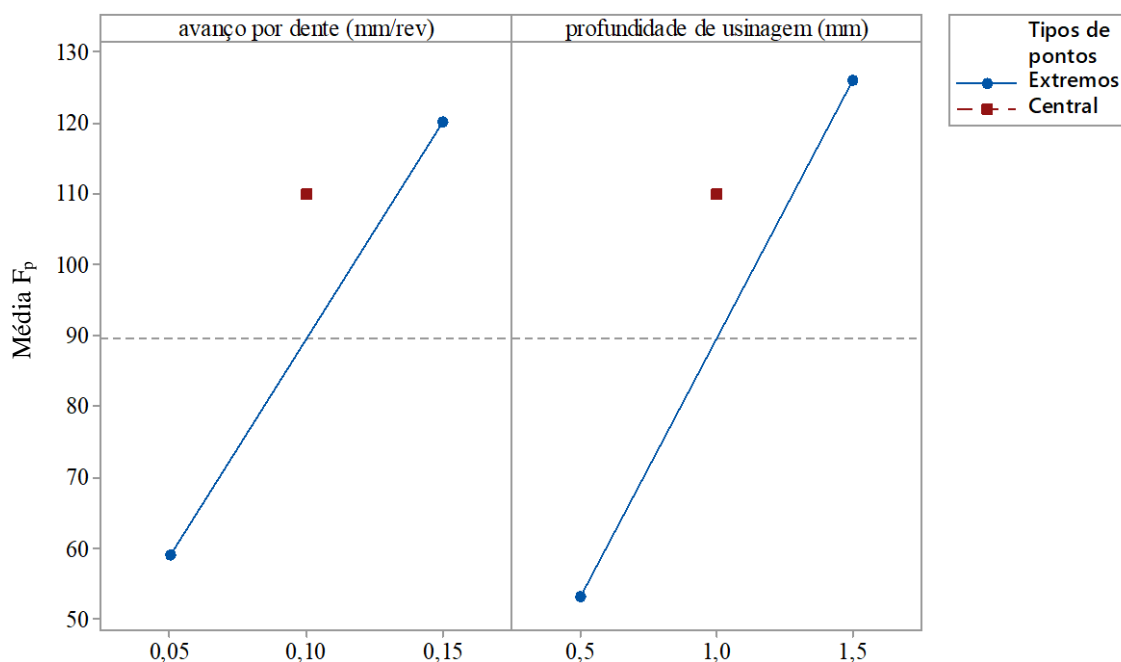


GRÁFICO 4.14 - Efeitos principais sobre a força passiva (F_p) gerada pelos insertos de cermet.

Conforme pode ser observado no GRA 4.14, o aumento do avanço por dente e da profundidade de usinagem aumentaram a força passiva (F_p), o que pode estar associado à maior seção de corte retirada pelo incremento dos dois fatores, assim como aconteceu para a força de avanço (F_f) e a força passiva (F_p) gerada pelos insertos de metal duro.

4.2.3 Comparação dos resultados para as foças de usinagem geradas pelos insertos de metal duro e cermet

Finalizadas as análises de variância para as as forças de avanço (F_f), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p) separadamente para os insertos de metal duro e cermet, identificou-se que o parâmetro mais influente sobre todas as componentes da força de usinagem foi a profundidade de usinagem, seguida do avanço por dente. A velocidade de corte exerceu influência apenas sobre a força de avanço (F_f) gerada pelos insertos de cermet, mesmo assim com pequena contribuição de 2,67%. A utilização do fluido de corte exerceu influência apenas sobre a componente F_f gerada pelos insertos de metal duro, com uma contribuição de apenas 4,63%.

Diversos autores constataram que o aumento do avanço por dente e da profundidade de usinagem aumentam os esforços de corte. Resultados como este foram obtidos por Ribeiro *et al.* (2016), Klocke (2011), Ding *et al.* (2010) e Chuangwen *et al.* (2016). Quando o avanço por dente é utilizado em níveis altos, ocorre um aumento na seção de corte e na seção transversal

do cavaco, gerando maiores deformações, menor ângulo de cisalhamento, e conseqüentemente maiores forças de usinagem. Já o aumento da profundidade de usinagem significa que a largura de penetração da ferramenta na peça é superior e exige maior força para retirar maior quantidade de material. Além disso, quanto maiores forem o avanço e a profundidade de usinagem, maiores serão a área de contato cavaco-ferramenta e conseqüentemente as componentes da força de usinagem. Dessa forma, para a presente pesquisa, se o objetivo da operação de usinagem for minimizar os esforços de corte, recomenda-se utilizar o avanço por dente de 0,05 mm/aresta e profundidade de usinagem de 0,5 mm.

Os gráficos *Boxplot* apresentados nos GRA 4.15 e 4.16 indicam que os maiores esforços de usinagem ocorreram na direção da força de apoio (F_{ap}), seguida da componente da força passiva (F_p) e a menor delas foi a força de avanço (F_f), o que ocorreu para o fresamento com insertos de metal duro e cermet. Este fenômeno pode ser explicado pois a fresa no mesmo sentido que o avanço, por ser um fresamento concordante, gera menores esforços para a componente a força de avanço (F_f), paralela à velocidade de avanço ($//v_f$). Já a componente F_{ap} apresentou os maiores valores, devido à sua localização perpendicular à direção do avanço ($\#v_f$) exigindo maior esforço para remoção do material. Por fim, a componente F_p apresentou valor intermediário pois não é responsável pela remoção de material.

No gráfico *Boxplot* cada um dos traços superiores e inferiores representam 25% dos valores da distribuição totalizando 50% dos dados. As extremidades dos traços representam os valores mínimos e máximos para os componentes da força de usinagem. A caixa de amplitude interquartilica representa 50% do meio dos dados, indicando a tendência de concentração dos valores para os componentes da força de usinagem.

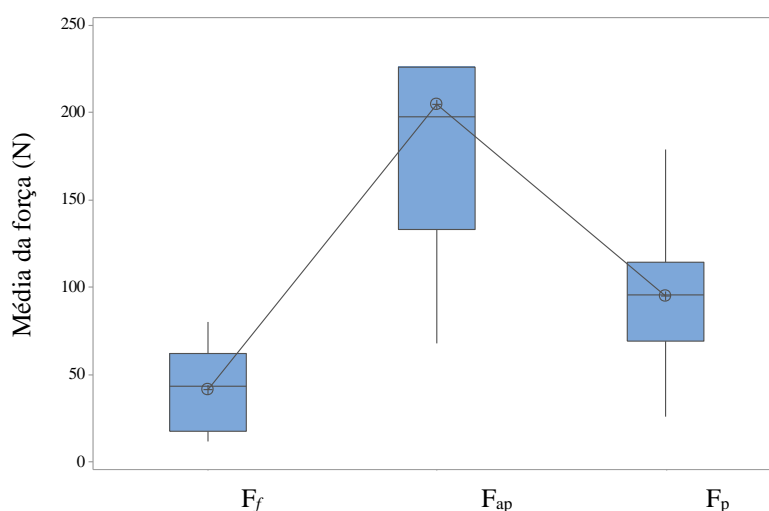


GRÁFICO 4.15 - *Boxplot* para as componentes da força de usinagem geradas pelos insertos de metal duro

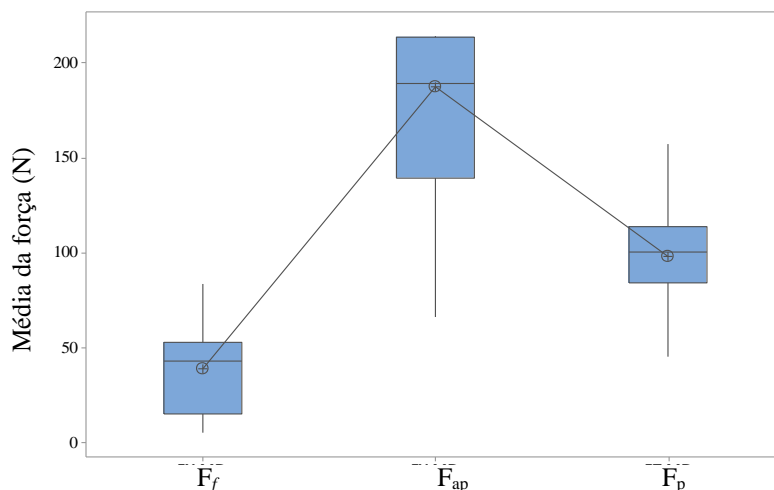


GRÁFICO 4.16 - *Boxplot* para as componentes da força de usinagem geradas pelos insertos de cermet.

Os GRA 4.17, 4.18 e 4.19 apresentam um comparativo entre as forças de avanço (F_f), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p) geradas pelos insertos de metal duro e cermet. Para as forças F_f , F_{ap} e F_p foi feito um teste t de duas amostras a fim de determinar se as médias das forças geradas pelo metal duro e cermet eram diferentes. Os valores de p para F_f , F_{ap} e F_p foram de 0,781; 0,653 e 0,801; respectivamente. Como o valor de p foi maior que 0,05, a hipótese nula deve ser aceita, ou seja, a diferença entre as médias de F_f , F_{ap} e F_p geradas pelos insertos de metal duro e cermet é nula. De fato, nos gráficos *Boxplot* (GRA 4.17, GRA 4.18 e GRA 4.19) é possível observar que o valor médio das forças geradas pelos insertos de metal duro foi próximo ao valor médio das forças geradas pelos insertos de cermet.

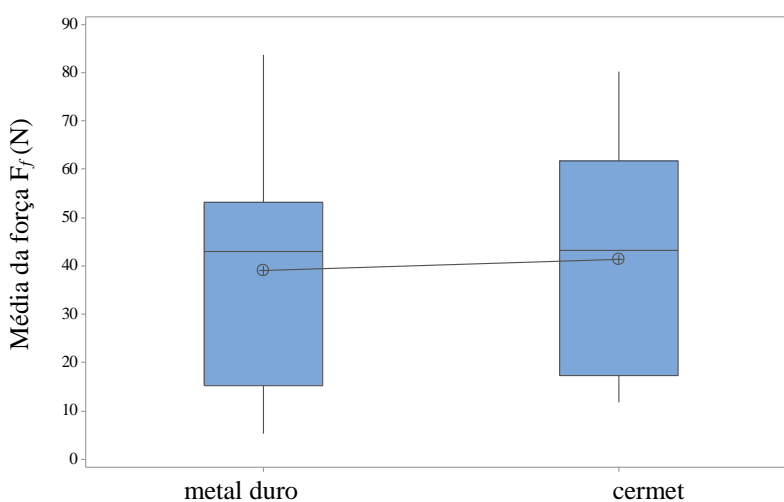


GRÁFICO 4.17 - Comparativo entre as forças de avanço F_f geradas pelos insertos de metal duro e cermet

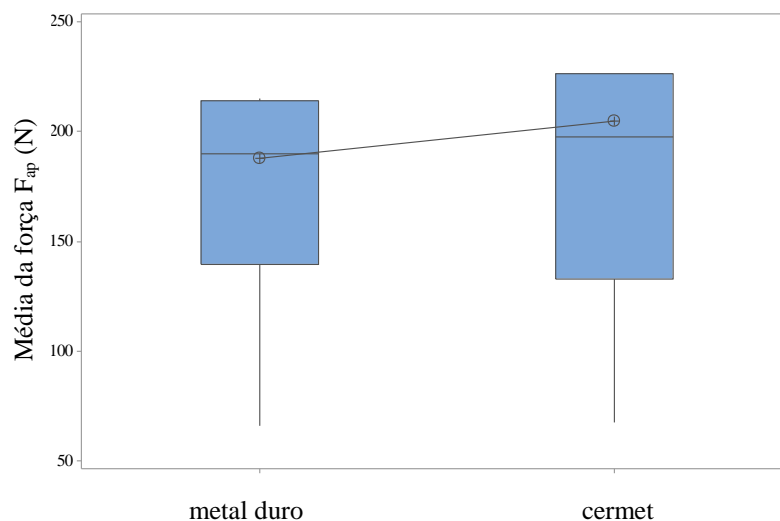


GRÁFICO 4.18 - Comparativo entre as forças de apoio F_{ap} geradas pelos inserts de metal duro e cermet

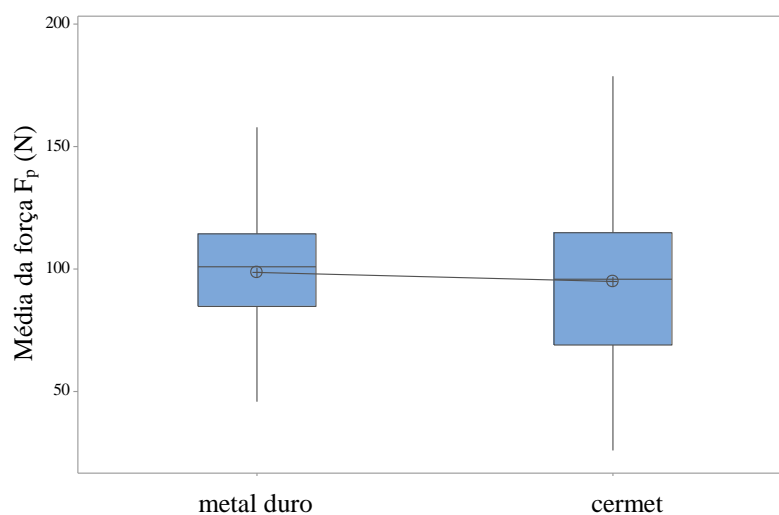


GRÁFICO 4.19 - Comparativo entre as forças passivas F_p geradas pelos inserts de metal duro e cermet.

4.3 TEMPERATURA DA SUPERFÍCIE USINADA

Os resultados da temperatura média em um ponto fixo na peça durante a operação de usinagem estão disponibilizados na Tabela D.3 do Apêndice D. A seguir será discutida a influência do material do inserto e condições de corte sobre a temperatura da peça.

4.3.1 Efeito da velocidade de corte

Avaliando-se a temperatura em função da velocidade de corte, foi feito um teste t a fim de determinar se a temperatura da superfície usinada sob diferentes velocidades de corte teve diferença. O valor p foi de 0,993, o que indica aceitar a hipótese nula, ou seja, não existe

diferença entre os valores de temperatura induzidos sob diferentes velocidades de corte. No gráfico *Boxplot* (GRA 4.21) é possível observar que as temperaturas médias para as velocidades de corte de 100, 150 e 200 m/min foram semelhantes. No GRA 4.20, a amplitude dos quartis indica a variabilidade dos dados em torno da média. Pode ser observado que o *Boxplot* para a velocidade de 150 m/min teve menor variabilidade/desvio padrão, no valor de 7,09, o que está associado ao fato de terem sido coletados somente dois testes de temperatura para esta velocidade de corte. A variabilidade/desvio padrão para as velocidades de corte de 100 m/min e 200 m/min foram de 114,6 e 107,1, respectivamente, o que confirma a falta de influência da velocidade de corte sobre a temperatura da superfície usinada.

Comparando-se com a análise das forças de corte da seção anterior, observa-se que a velocidade de corte exerceu influência apenas sobre a força de avanço (F_f) gerada pelos insertos de cermet, mesmo assim com pequena contribuição, de 2,67%. Dessa forma, a velocidade de corte não foi significativa para os esforços de corte, tampouco para a temperatura da superfície fresada.

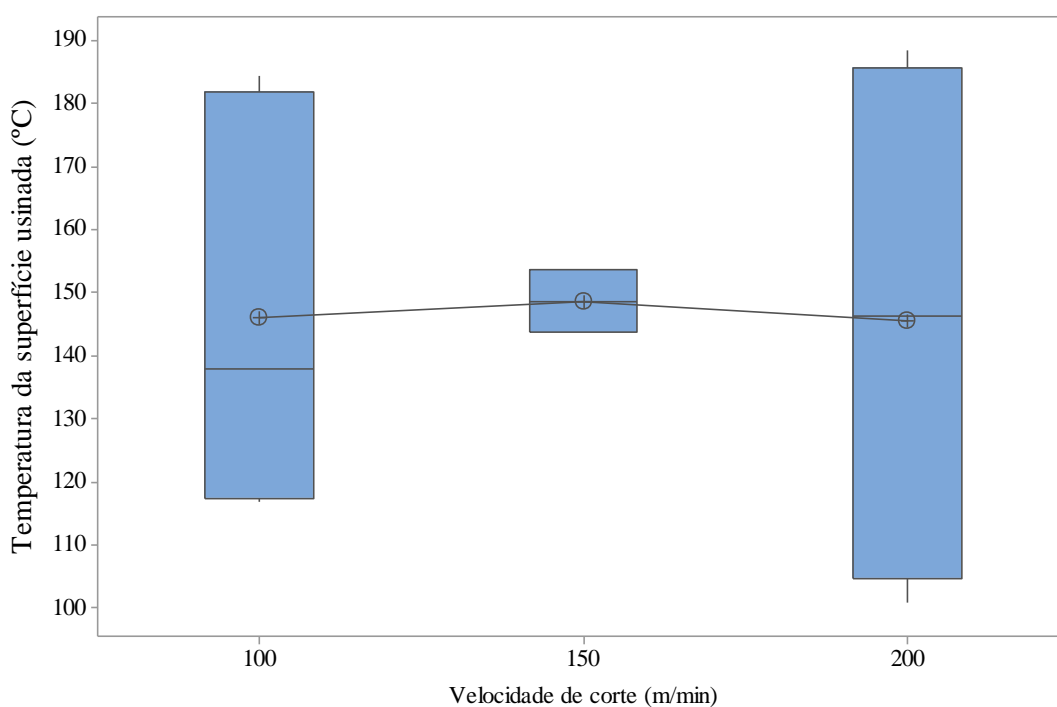


GRÁFICO 4.20 - *Boxplot* para a temperatura da superfície usinada induzida por diferentes velocidades de corte.

Na Figura 4.2 são apresentados os termogramas para os testes de sequência nº 8 ($v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto metal duro), e nº 4 ($v_c = 200$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto metal duro). A escala apresentada nos termogramas indica a temperatura da superfície usinada em °C. Destacam-se as cores azul, verde, amarelo, vermelho e branco, de modo que para temperaturas elevadas, predomina a cor branca. Para as

análises, foi escolhida a região de contato entre a ferramenta e a peça usinada com as maiores temperaturas, que ultrapassaram a escala representada no termograma, e que são identificadas predominantemente pela cor branca. Escolhida a região de contato, os resultados discutidos a seguir referem-se ao valor médio da temperatura.

O termograma da Fig 4.1a representa a usinagem com $v_c = 100$ m/min e o termograma da Fig 4.1b representa a usinagem com $v_c = 200$ m/min. Nas condições representadas pela Fig 4.1a, a temperatura da superfície usinada com $v_c = 100$ m/min foi de 181 °C e para $v_c = 200$ m/min a temperatura foi de $176,58$ °C. Embora a análise estatística não tenha indicado influencia da velocidade de corte sobre a temperatura, uma análise pontual para as condições apresentadas pelos testes n° 8 e n° 4 indicou que o aumento da velocidade de corte aumentou a temperatura da superfície usinada.

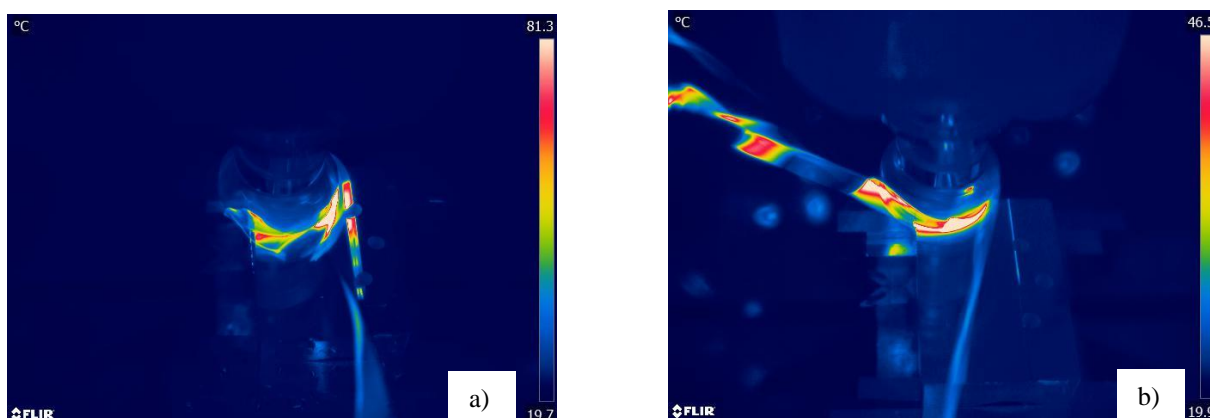


FIGURA 4.1 - Termogramas de usinagem a) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto metal duro e b) $v_c = 200$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto metal duro.

4.3.3 Efeito do avanço por dente

Avaliando-se a temperatura em função do avanço por dente, foi realizado o teste t a fim de determinar se a temperatura da superfície usinada sob diferentes valores de avanço por dente teve diferença. O valor p foi de 0,161, o que indica aceitar a hipótese nula de que não há diferença entre as médias da temperatura para valores de avanço por dente diferentes. O gráfico *Boxplot* (GRA 4.21), no qual a temperatura da superfície de usinagem foi indicada para diferentes níveis de avanço por dente, indica que a variabilidade dos valores de temperatura foi maior para $f_z = 0,05$ mm/ aresta e $f_z = 0,15$ mm/ aresta, quando comparadas com a variabilidade da temperatura sob $f_z = 0,10$ mm/ aresta. Os valores para o desvio padrão foram de 34,1; 7,09 e 18,34, correspondentes aos avanços por dente de 0,05; 0,10 e 0,15 mm/ aresta, respectivamente. O desvio padrão para $f_z = 0,10$ mm/ aresta foi menor do que os demais devido

à aquisição da temperatura ter sido feita somente para 2 testes nesse nível, enquanto que os valores do desvio padrão para $f_z = 0,05$ mm/ aresta e $f_z = 0,15$ mm/ aresta foram maiores, pois foram realizados 4 e 6 testes, respectivamente. Os valores superiores do desvio padrão para os níveis baixo ($f_z = 0,05$ mm/ aresta) e alto ($f_z = 0,15$ mm/ aresta) indicam que de fato, para um mesmo valor do avanço por dente, a temperatura da superfície usinada assumiu diferentes resultados.

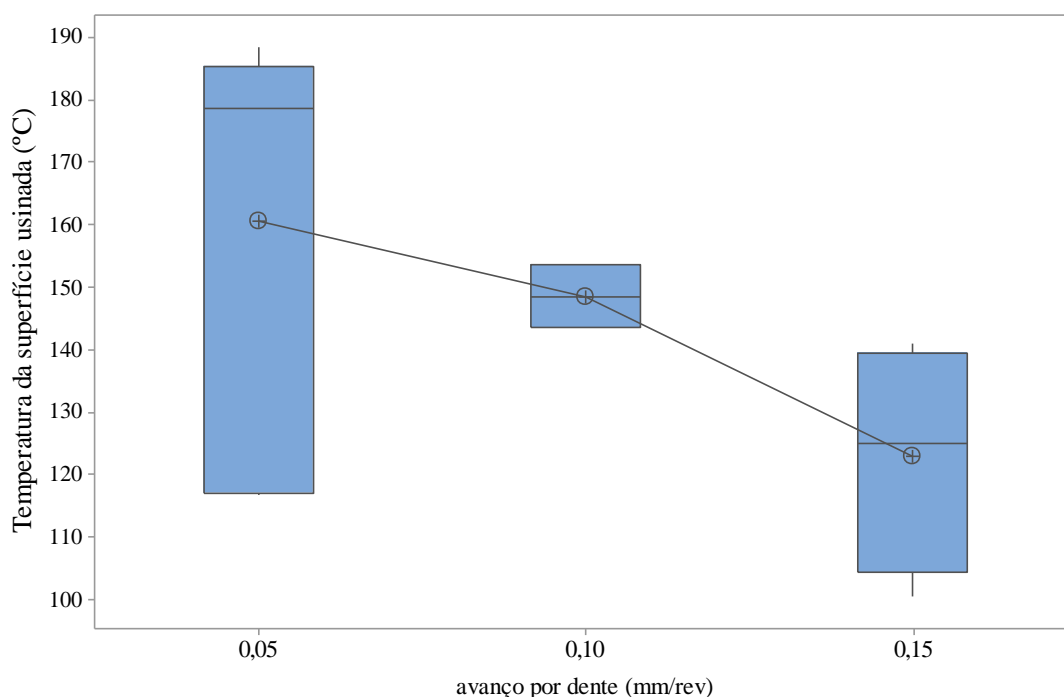


GRÁFICO 4.21 - *Boxplot* para a temperatura da superfície usinada induzida por diferentes valores de avanço por dente.

Na Figura 4.2 são apresentados os termogramas para os testes de sequência nº 24 ($v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto cermet) e nº 23 ($v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,15$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto cermet). O termograma da Fig 4.2a representa a usinagem com $f_z = 0,05$ mm/ aresta e o termograma da Fig 4.2b representa a usinagem com $f_z = 0,15$ mm/ aresta. Nas condições representadas pela Fig 4.2a, a temperatura da superfície usinada com $f_z = 0,05$ mm/ aresta foi de 184,27 °C e para $f_z = 0,15$ mm/ aresta a temperatura foi de 141,01 °C. Assim, baseando-se na análise estatística descrita pelo teste t, na temperatura da superfície usinada dos testes nº 24 e nº 23 e nos termogramas da FIG 4.2, constatou-se que não houve influência do avanço por dente sobre a temperatura da superfície usinada.

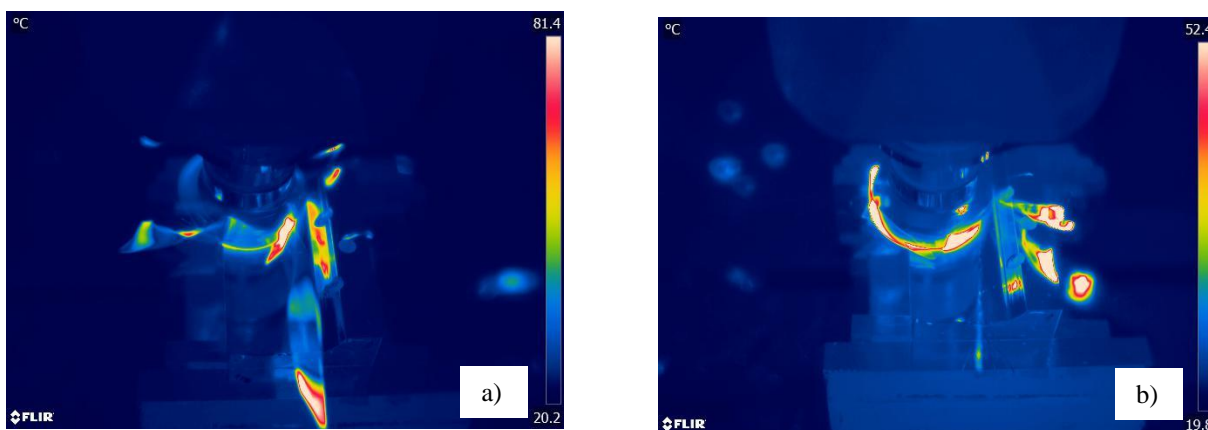


FIGURA 4.2 - Termogramas de usinagem a) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto cermet e b) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,15$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; inserto cermet).

4.3.4 Efeito da profundidade de usinagem

Avaliando-se a temperatura em função da profundidade de usinagem, foi aplicado o teste t a fim de determinar se a temperatura da superfície usinada sob diferentes valores de profundidade de usinagem teve diferença. O valor p foi de 0,004, o que indica rejeitar a hipótese nula, ou seja, diferentes valores da profundidade de usinagem implicaram em diferentes temperaturas na superfície usinada. O gráfico *Boxplot* (GRA 4.22), no qual são apresentadas a temperatura da superfície usinada para diferentes níveis de profundidade de usinagem indica que a temperatura durante o fresamento do aço ABNT 43 aumentou com o incremento da profundidade de usinagem.

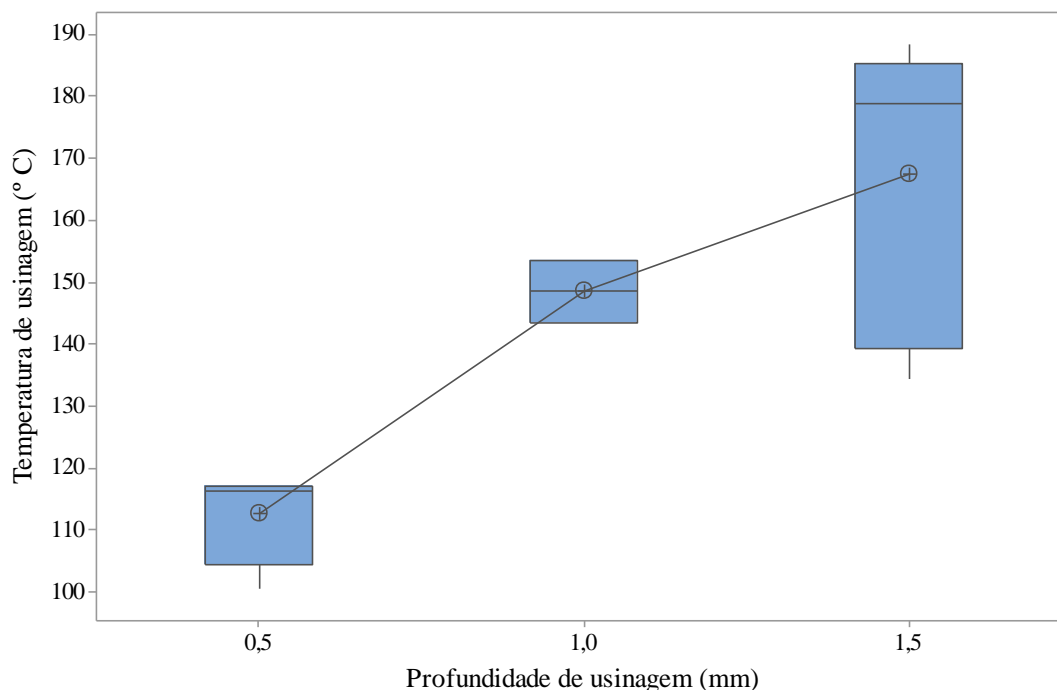


GRÁFICO 4.22 - *Boxplot* para a temperatura da superfície usinada induzida por diferentes profundidades de usinagem.

Na Figura 4.3 são apresentados os termogramas para os testes de sequência nº 25 ($v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/aresta; $a_p = 0,5$; seco; inserto cermet), nº 30 ($v_c = 150$ m/min; $f_z = 0,1$ mm/aresta; $a_p = 1$; seco; inserto cermet) e nº 24 ($v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; cermet). O termograma da Fig 4.3a indica a usinagem com $a_p = 0,50$ mm, sendo que a temperatura da superfície usinada foi de 117,3 °C. O termograma da Fig 4.3b representa a usinagem com $a_p = 1$ mm, cuja temperatura da superfície usinada foi de 153,62 °C e o termograma da Fig 4.3c representa a usinagem com $a_p = 1,5$ mm, cuja temperatura de usinagem foi de 184,27 °C. De fato, uma observação minuciosa dos termogramas (Fig 4.3) indica a predominância da cor branca (que indica temperatura alta) na superfície recém usinada para a condição $a_p = 1,5$ mm (Fig 4.3c). Assim, baseando-se na análise estatística, na temperatura da superfície usinada e nos termogramas dos testes nº 30 e nº 24, constatou-se o aumento da profundidade de usinagem aumentou a temperatura de usinagem da superfície usinada.

Vale destacar que na seção 4.2 foi constatado que o parâmetro mais influente sobre todas as componentes da força de usinagem foi a profundidade de usinagem, o que pode estar relacionado ao mesmo efeito que aconteceu para a temperatura da superfície usinada, ou seja, o aumento da profundidade de usinagem induziu maiores esforços de corte, que resultaram em maiores temperaturas na superfície usinada. Uma profundidade de usinagem elevada indica

maior penetração da ferramenta sobre a peça, o que leva a um esforço mecânico e térmico superior.

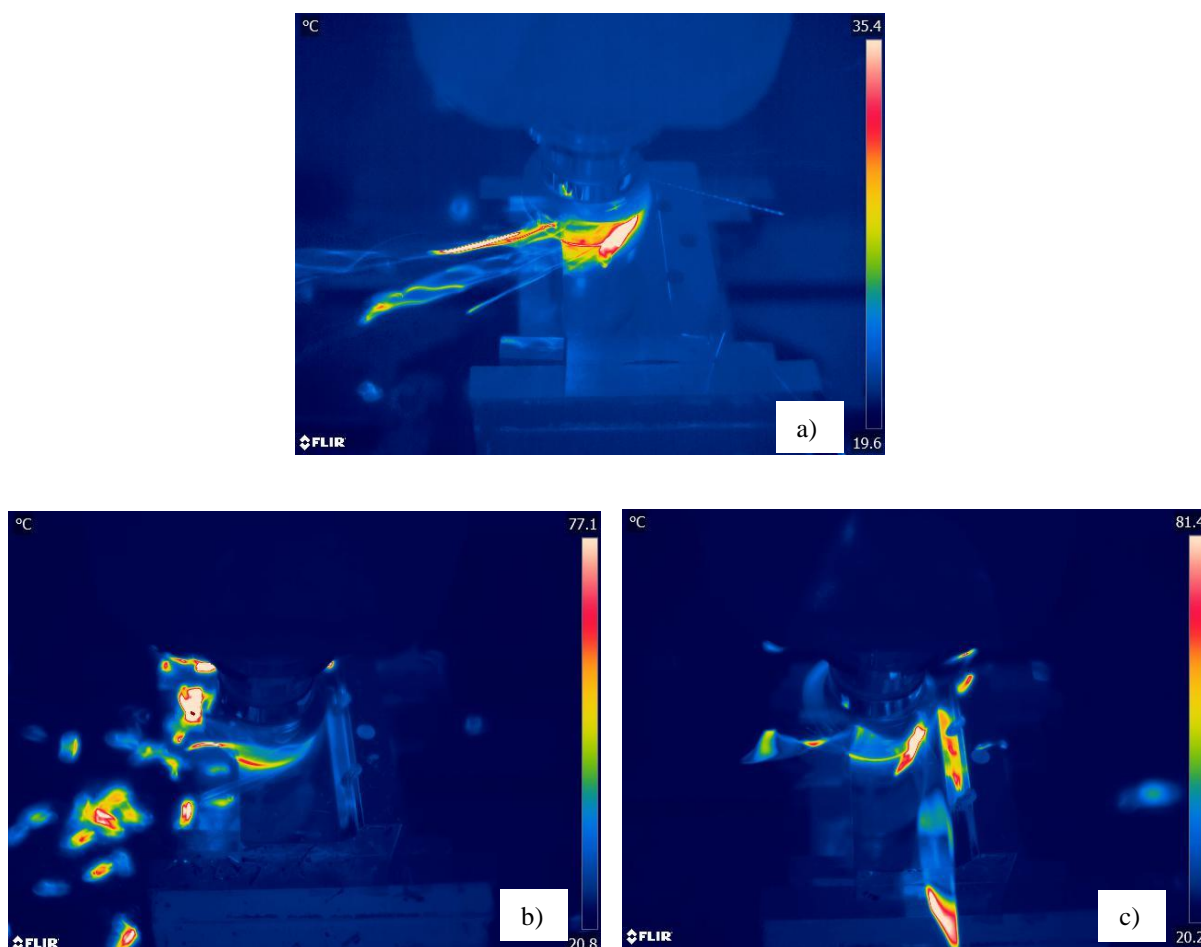


FIGURA 4.3 - Termogramas de usinagem a) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/aresta; $a_p = 0,5$; seco; inserto cermet b) $v_c = 150$ m/min; $f_z = 0,1$ mm/aresta; $a_p = 1$; seco; inserto cermet e c) $v_c = 100$ m/min; $f_z = 0,05$ mm/ aresta; $a_p = 1,5$; seco; cermet.

4.3.1 Efeito do material do inserto

Avaliando-se a temperatura em função dos dois materiais para insertos, foi feito um teste t para duas amostras a fim de determinar se a temperatura da superfície usinada por insertos de metal duro e cermet foi diferente. O valor p foi de 0,678, o que indica que a temperatura da superfície usinada por diferentes insertos não difere, uma vez que o valor p foi maior que 0,05. No gráfico *Boxplot* (GRA 4.23) é possível observar que as temperaturas para as mesmas condições de usinagem são semelhantes para os insertos de metal duro e cermet, fato comum aos esforços de corte que também foram indiferentes para insertos de metal duro e cermet.

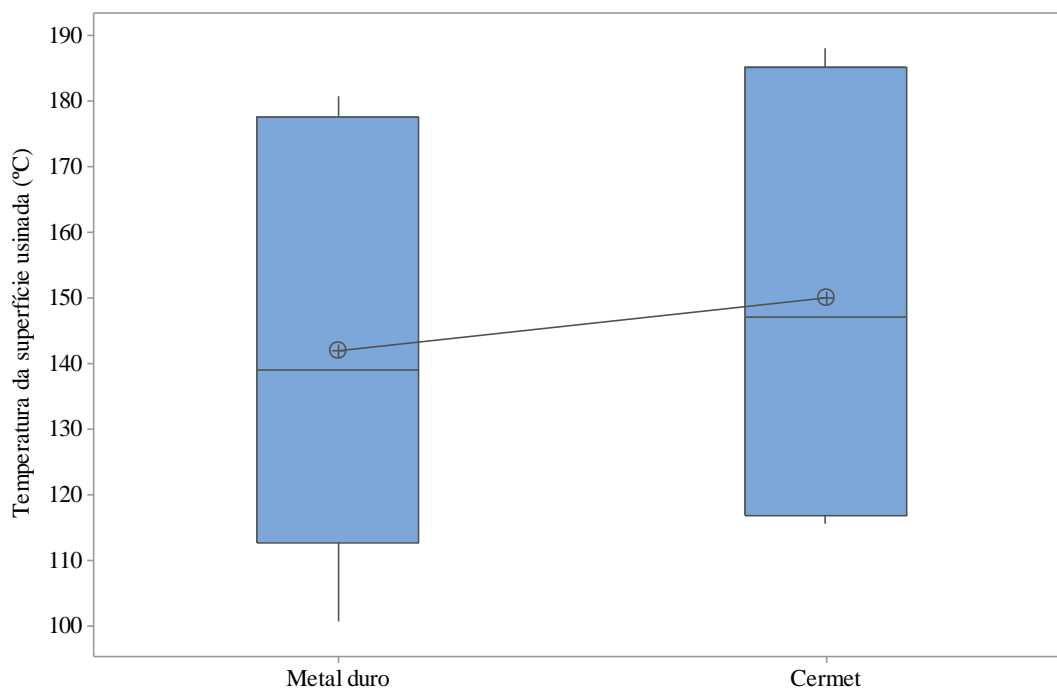


GRÁFICO 4.23 - *Boxplot* para a temperatura da superfície usinada gerada pelos insertos de metal duro e cermet.

Na Figura 4.4 são apresentados os termogramas para os testes de sequência nº 2 ($v_c = 200$ m/min; $f_z = 0,15$ mm/ aresta; $a_p = 0,5$; seco; inserto metal duro) e sequência nº 18 ($v_c = 200$ m/min; $f_z = 0,15$ mm/ aresta; $a_p = 0,5$; seco; inserto cermet), ou seja, os testes nº 2 e nº 18 apresentam os mesmos parâmetros de usinagem, alterando-se somente o material dos insertos. Nas condições representadas pela Fig 4.4a, a temperatura da superfície usinada com insertos de metal duro foi de $100,7$ °C e para os insertos de cermet (Fig 4.4b) foi de $115,72$ °C. Dado que a condutividade térmica do metal duro é maior que a condutividade térmica do cermet, provavelmente o metal duro concentrou o calor na ferramenta, de modo que a temperatura da superfície usinada foi menor.

Assim, baseando-se no teste t, na temperatura da superfície usinada e nos termogramas, constatou-se que não houve influência do tipo de inserto sobre a temperatura da superfície usinada.

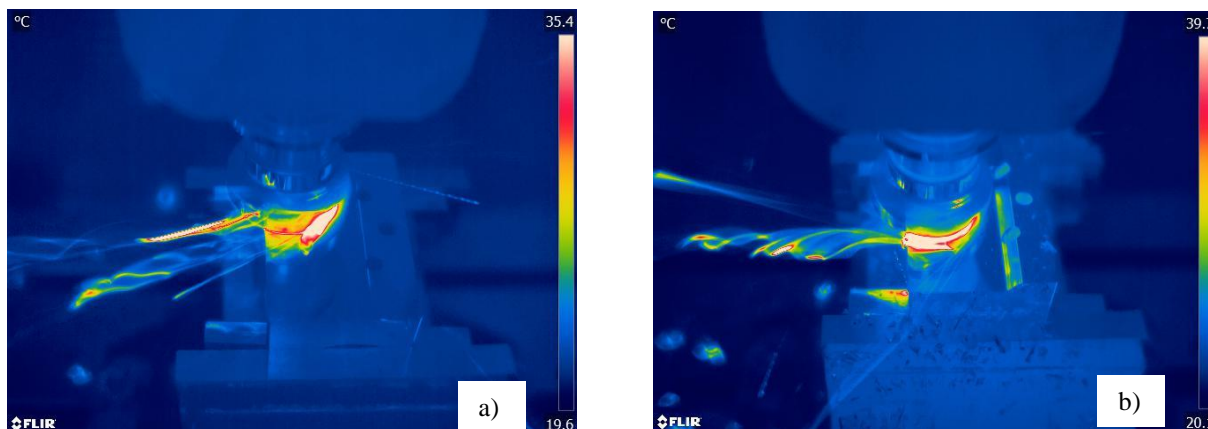


FIGURA 4.4 - Termogramas de usinagem a) $v_c=200$ m/min; $f_z = 0,15$ mm/ aresta; $a_p = 0,5$; seco; inserto metal duro) e b) $v_c=200$ m/min; $f_z = 0,15$ mm/ aresta; $a_p = 0,5$; seco; inserto cermet.

4.4 RUGOSIDADE

A rugosidade foi avaliada por meio da medição do desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a), desvio médio quadrático (R_q), da altura total do perfil (R_t) e da altura máxima do perfil (R_z). Os dados são apresentados nas TAB D.4 e TAB D.5 do Apêndice D.

Inicialmente apresenta-se a análise de resíduos para verificar a normalidade, a variância independente da média e a independência das observações ao longo do tempo. Constatadas estas premissas, a ANOVA aplicada para estes resultados basea-se na análise do p valor dos fatores e p valor da curvatura. Em seguida, os resultados dos parâmetros de rugosidade são discutidos por meio de gráficos *Boxplot*.

4.4.1 ANOVA para a rugosidade após fresamento com insertos de metal duro

Nesta seção são apresentadas as análises de variância para o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a), desvio médio quadrático (R_q), altura total do perfil (R_t) e altura máxima do perfil (R_z) induzidos pelos insertos de metal duro.

4.4.1.1 ANOVA para o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a) após fresamento com insertos de metal duro

São apresentados os gráficos dos resíduos para o desvio aritmético médio (R_a) gerados pelos insertos de metal duro (GRA 4.24). A análise dos resíduos permite aplicação da ANOVA, pois, os resíduos são normalmente distribuídos. No GRA 4.24a observa-se que os

resíduos estão próximos a uma reta e o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos, visto que o valor de p é maior que 5%. Analisando-se o Gra 4.24b, também se constata a normalidade dos dados, pois os resíduos encontram-se dispersos em torno da média e não seguem tendências. Por fim, os resíduos são independentes da ordem de observação e não apresentam propensão a crescimento ou decréscimo consecutivos, conforme pode ser visualizado no GRA 4.24c.

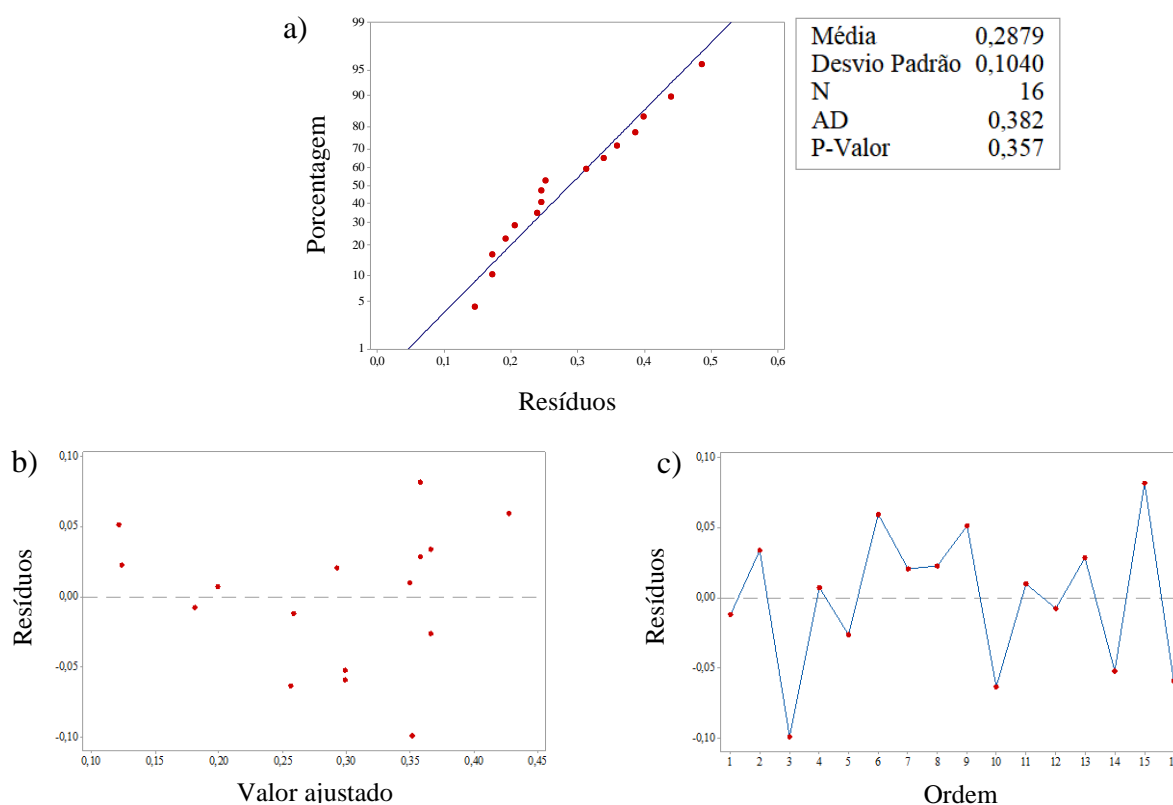


GRÁFICO 4.24 - Análise de resíduos para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

A ANOVA é interpretada quanto aos valores de p do modelo estatístico (TAB 4.7). O único fator que apresenta efeito sobre o desvio aritmético médio (R_a) é o avanço por dente, com uma contribuição de 52,7%. A curvatura apresenta valor $p > 0,05$, assim não se pode concluir que algum dos fatores teve uma relação curva com a resposta, ou seja, o valor médio de (R_a) medido no ponto central ($f_z = 0,10$ mm/ aresta) não foi maior ou menor do que a resposta média para os níveis superior ($f_z = 0,05$ mm/ aresta) e inferior ($f_z = 0,15$ mm/ aresta).

TABELA 4.7

Valores p da ANOVA para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de metal duro.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,056	52,7%
	f_z (mm/ aresta)	<u>0,001</u>	
	a_p (mm)	0,951	
	F_c	0,079	
Curvatura		0,155	

No Gráfico 4.25 é apresentado o efeito principal do avanço por dente sobre o desvio aritmético médio (R_a). Pode ser observado no GRA 4.25 que valores elevados do avanço por dente implicaram em maior rugosidade, o que corrobora com a definição de Machado *et al.* (2015), já que a rugosidade pode ser explicada como marcas do avanço na peça e a altura dos picos e a profundidade dos vales das marcas de avanço tendem a aumentar em proporção quadrática ao avanço. Pesquisas como a de Qehaja *et al.* (2016) e Baek, Ko e Kim (2001) também constataram este fato.

Conforme os resultados da seção 4.2, o incremento do avanço por dente aumentou as forças de avanço (F_f), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p). Assim, constata-se uma sequência de efeitos, ou seja, o aumento do avanço por dente aumentou os esforços de corte, que consequentemente afetaram a rugosidade do aço ABNT H13.

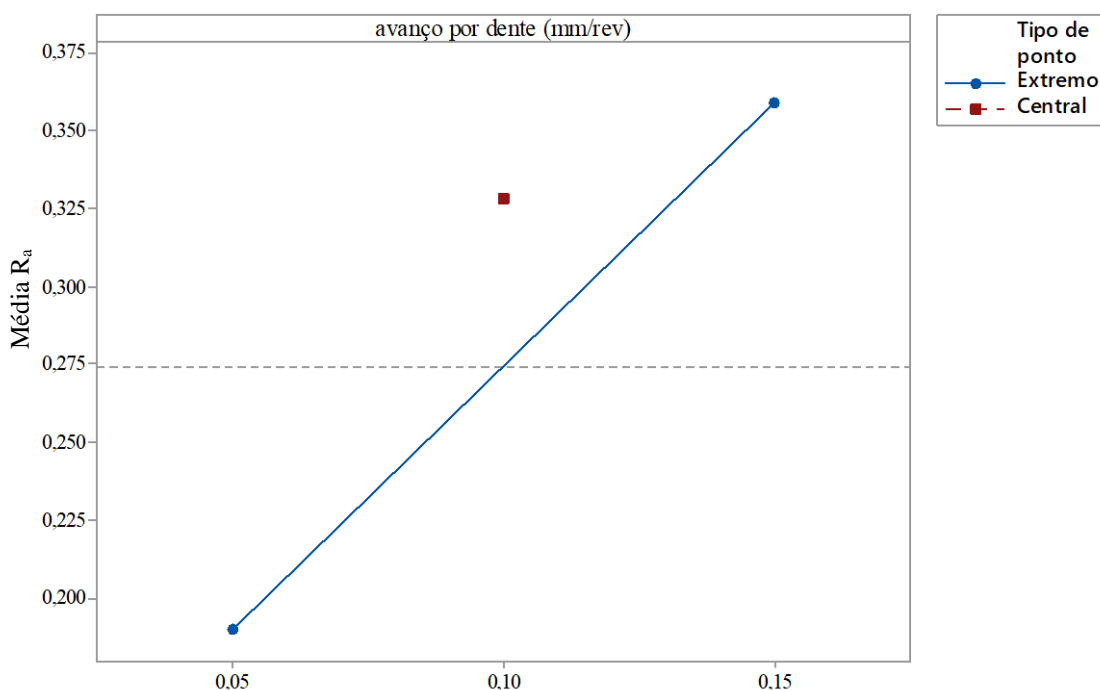


GRÁFICO 4.25 - Efeito principal do avanço por dente sobre o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de metal duro.

4.4.1.2 ANOVA para o desvio médio quadrático (R_q) após fresamento com insertos de metal duro

Apresenta-se no GRA 4.26 a análise dos resíduos para o desvio médio quadrático (R_q) após o fresamento com insertos de metal duro. Constata-se que os resíduos são normalmente distribuídos e permitem aplicação da ANOVA. A normalidade dos dados é confirmada a partir da observação do GRA 4.26a, pois apresenta os resíduos próximos a uma reta e a estatística de Anderson-Darling apresenta valor $p > 5\%$. No gráfico de resíduos em função do valor ajustado (GRA 4.26b) demonstra-se que os resíduos estão dispersos sobre a média, não dependendo dela e não seguindo nenhuma tendência específica. Por fim constata-se de acordo com o GRA 4.26c que os resíduos independem da ordem de observação e não estão dispostos em seqüências de crescimento ou decréscimo consecutivos.

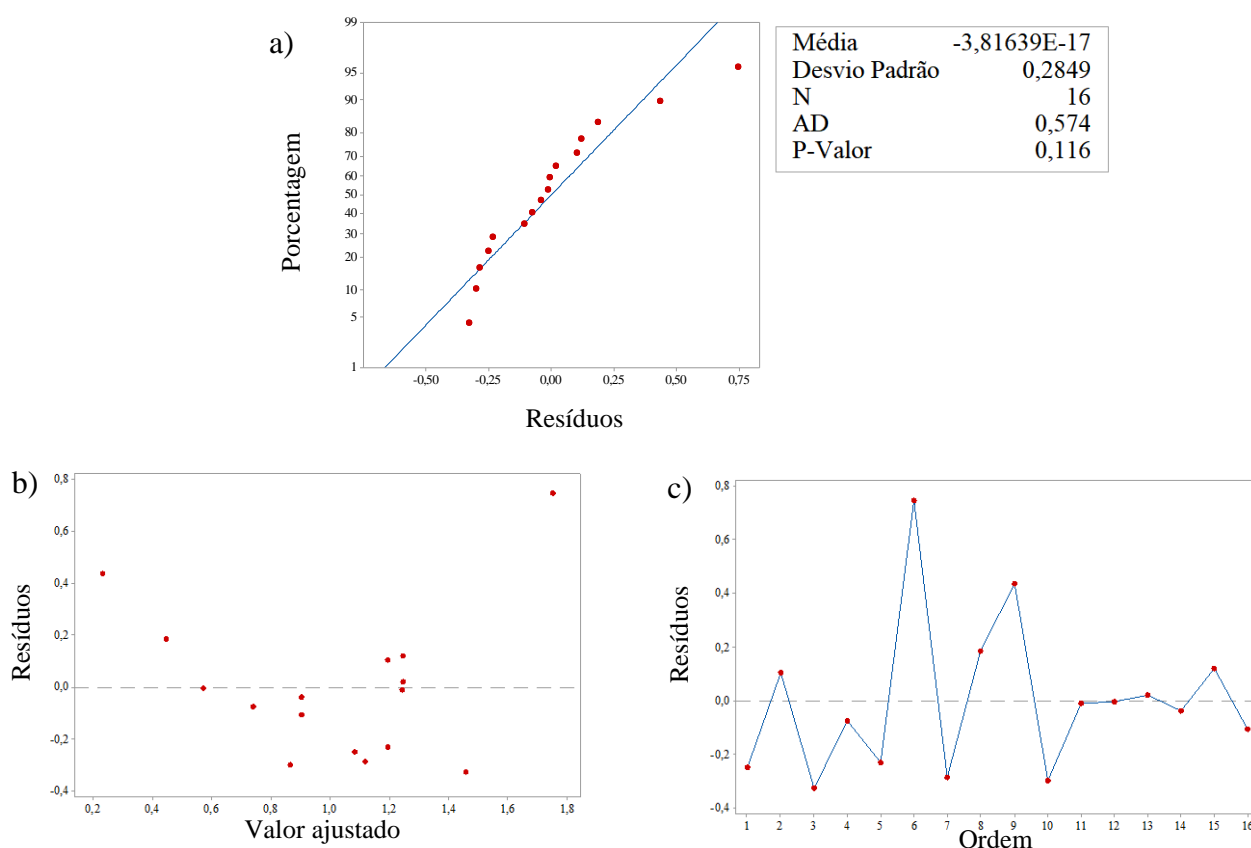


GRÁFICO 4.26 - Análise de resíduos para o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

A ANOVA é interpretada quanto aos valores de p apresentados no modelo estatístico (TAB 4.8). Pode ser constatado que o único fator que apresentou efeito sobre o

desvio médio quadrático (R_q) foi o avanço por dente, com uma contribuição de 39,1%. A curvatura apresentou valor $p > 0,05$, assim não se pode concluir que algum dos fatores teve uma relação curva com a resposta.

TABELA 4.8

Valores p da ANOVA para o desvio médio quadrático (R_q), gerado pelos insertos de metal duro.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,175	39,1%
	f_z (mm/ aresta)	<u>0,008</u>	
	a_p (mm)	0,307	
	F_C	0,079	
Curvatura		0,688	

No Gráfico 4.27 é apresentado o efeito principal do avanço por dente sobre o desvio médio quadrático (R_q), no qual pode ser constatado que valores elevados de avanço implicaram em maior rugosidade, assim como ocorreu para o desvio aritmético médio (R_a) gerado por insertos de metal duro.

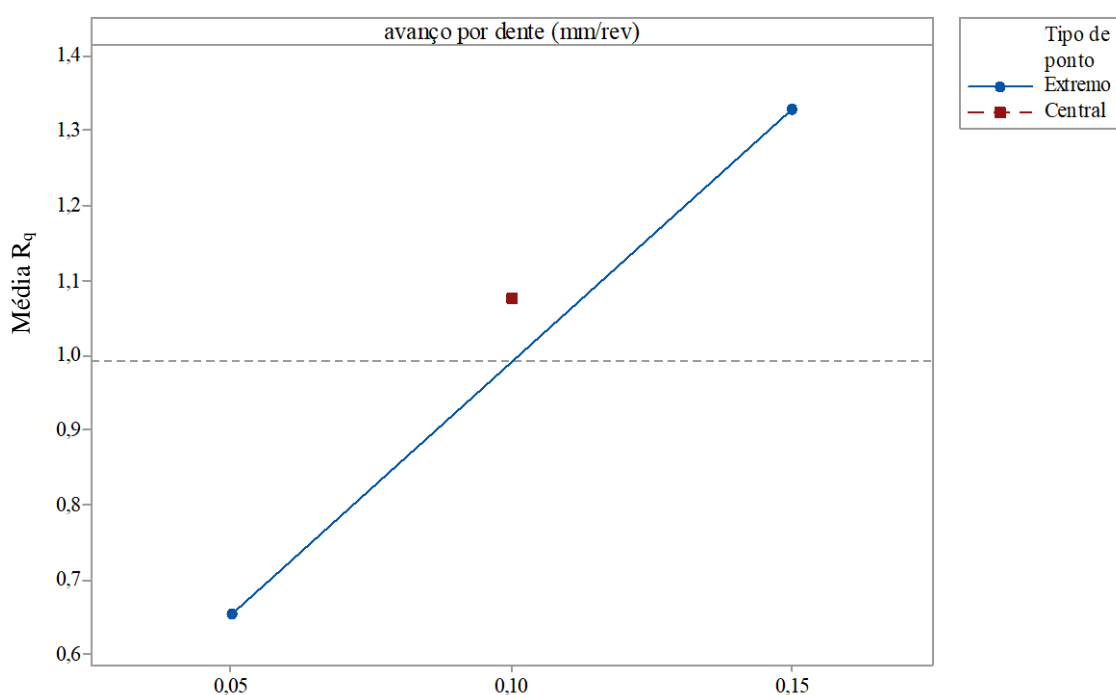


GRÁFICO 4.27 - Efeito principal do avanço por dente sobre o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de metal duro.

4.4.1.3 ANOVA para a altura total do perfil (R_t) após fresamento com insertos de metal duro

Para avaliar a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de metal duro, apresenta-se a análise de resíduos. No GRA 4.28a observa-se que os resíduos estão próximos a uma reta na região central e o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos, uma vez que o valor de p é maior que 0,05. No GRA 4.28b observa-se os dados estão dispersos e não dependem da média, além de não apresentarem sequências de crescimento ou decréscimo. No GRA 4.28c constata-se que os resíduos são independentes da ordem e não apresentam tendências de altas ou baixas consecutivas.

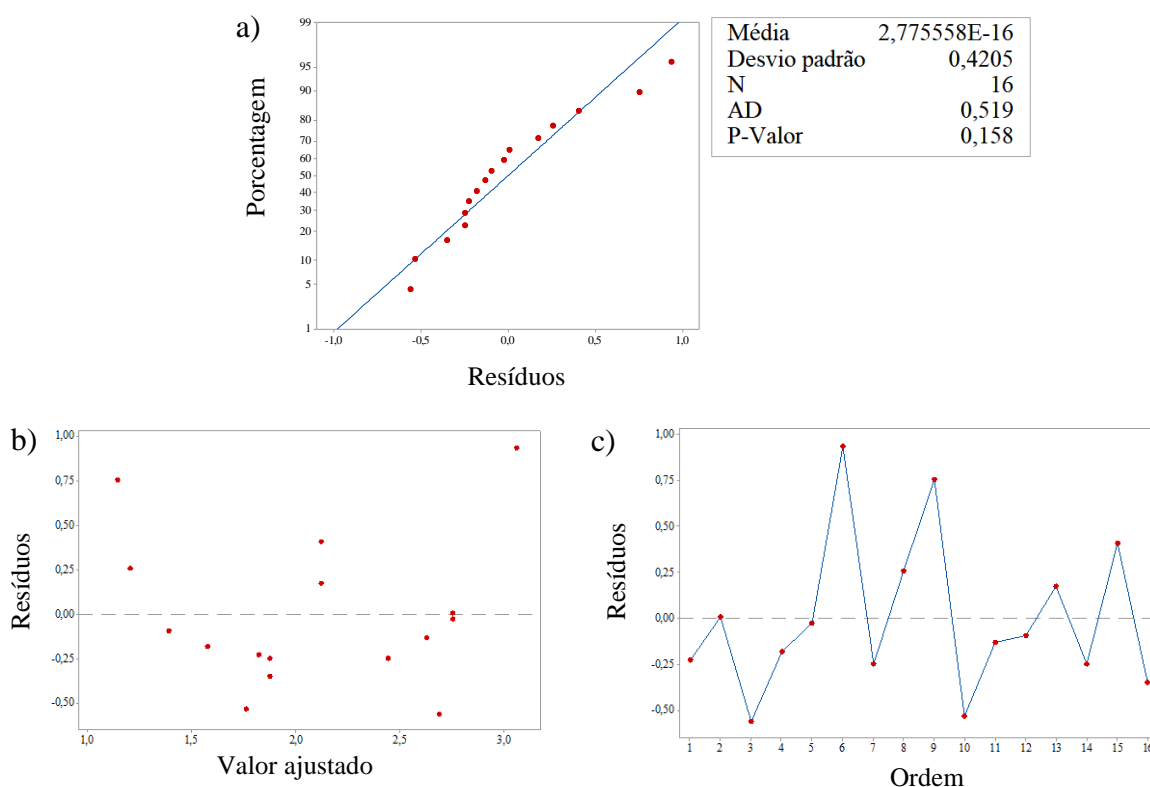


GRÁFICO 4.28 - Análise de resíduos para a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

A Tabela 4.9 apresenta os valores p da análise estatística. O avanço por dente foi o único fator que exerceu influência sobre a altura total do perfil (R_t), contribuindo em 57,8%. Não se constata curvatura no modelo, pois o valor p da curvatura é maior que 5%, assim, todas as relações entre os fatores e as respostas são lineares.

TABELA 4.9

Valores p da ANOVA para altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de metal duro.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,239	57,8
	f_z (mm/ aresta)	<u>0,002</u>	
	a_p (mm)	0,841	
	F_c	0,362	
Curvatura		0,737	

No Gráfico 4.29 apresenta-se o efeito principal do avanço por dente sobre a altura total do perfil (R_t). Assim como ocorreu para o desvio aritmético médio (R_a) e para desvio médio quadrático (R_q), valores elevados do avanço por dente implicaram em maior rugosidade.

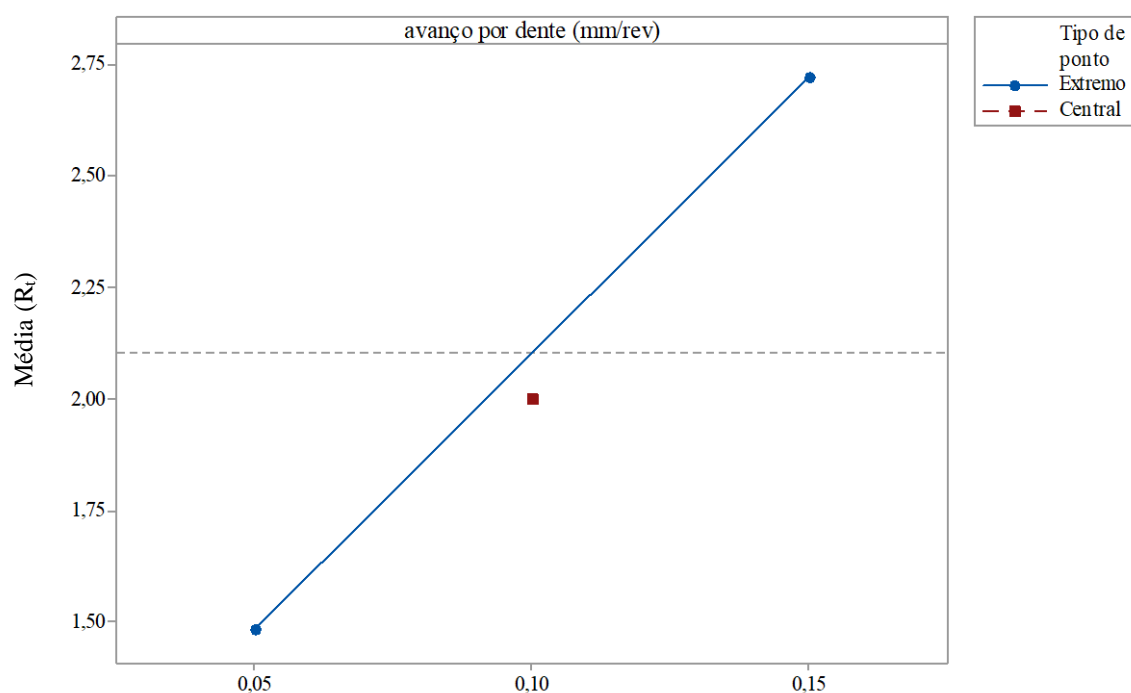


GRÁFICO 4.29 - Efeito principal do avanço por dente sobre a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de metal duro.

4.4.1.4 ANOVA para a altura máxima do perfil (R_z) após fresamento com insertos de metal duro

Para avaliar a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de metal duro, apresenta-se a análise de resíduos de acordo com o GRA 4.30. Os resíduos estão próximos a uma reta na região central e o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos,

dado que $p > 0,05$, o que pode ser observado no GRA 4.30a. No gráfico de resíduos em função do valor ajustado (GRA 4.30b) os dados estão dispersos em torno da média, não dependem dela e não seguem tendências específicas. No GRA 4.30c, os resíduos são independentes no tempo e não apresentam sequências de crescimento ou decréscimo.

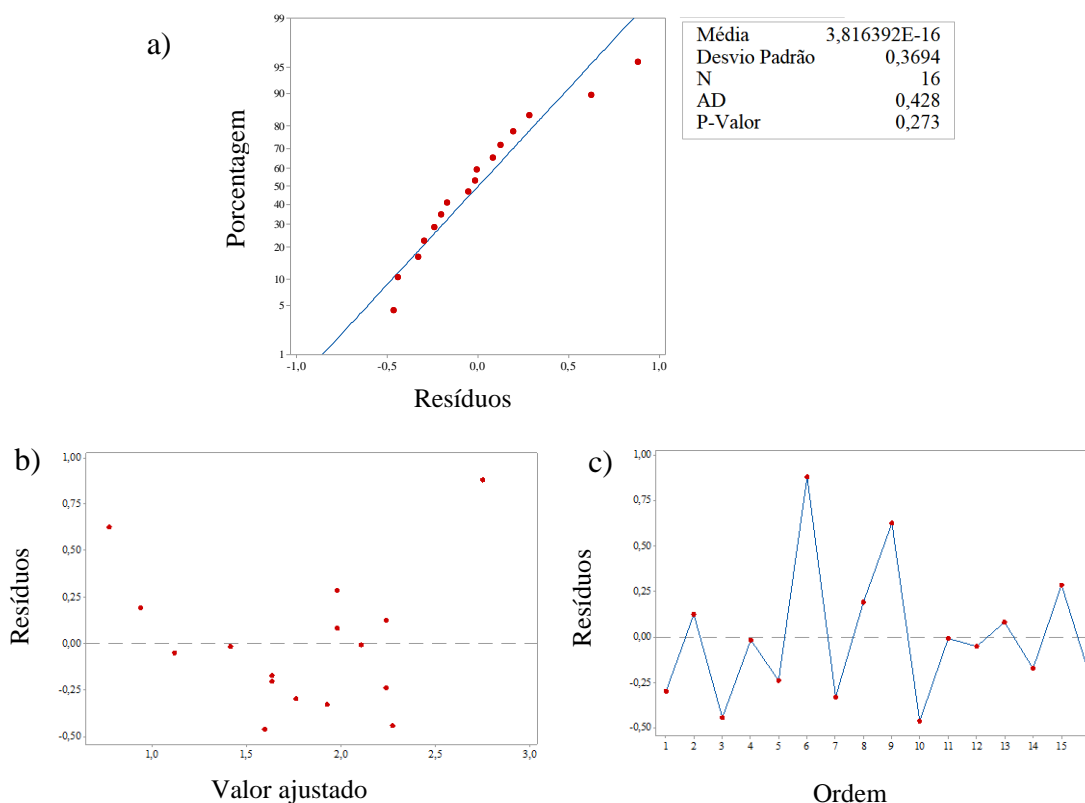


GRÁFICO 4.30 - Análise de resíduos para a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de metal duro: a) Probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

A ANOVA é interpretada a partir dos valores de p apresentados no modelo estatístico (TAB 4.10). O único fator que apresentou efeito sobre a altura máxima do perfil (R_z) foi o avanço por dente, com uma contribuição de 47%. A curvatura apresenta valor $p > 0,05$, assim não se pode concluir que o avanço no ponto central ($f_z = 0,10$ mm/ aresta) resultou em valores maiores ou menores da altura máxima do perfil (R_z) do que os valores gerados nos pontos extremos.

TABELA 4.10

Valores p da ANOVA para altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de metal duro.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,097	47%
	f_z (mm/ aresta)	<u>0,004</u>	
	a_p (mm)	0,538	
	F_c	0,157	
Curvatura		0,860	

No Gráfico 4.31 apresenta-se o efeito principal do avanço por dente sobre a altura máxima do perfil (R_z). Constata-se que o aumento do avanço por dente implicou em maior rugosidade, assim como ocorreu para o desvio aritmético médio (R_a), desvio médio quadrático (R_q) e altura total do perfil (R_t). Assim, para todos os parâmetros de rugosidade utilizados no fresamento com insertos de metal duro, o avanço foi o único fator influente sobre a rugosidade, o que já era esperado de acordo com MACHADO *et al.* (2015).

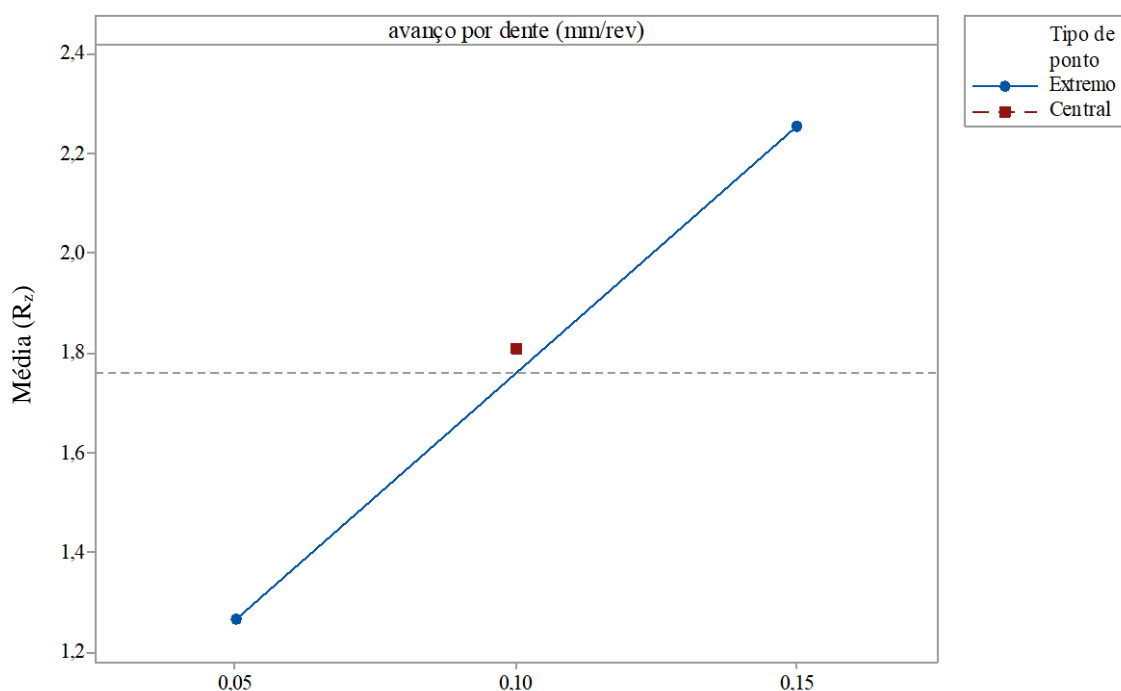


GRÁFICO 4.31 - Efeito principal do avanço por dente sobre a altura máxima do perfil (R_z) gerado pelos insertos de metal duro.

4.4.2 ANOVA para a rugosidade após fresamento com insertos de cermet

De forma análoga à seção anterior, nesta seção são apresentadas as análises de variância para o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a), desvio médio quadrático (R_q), altura total do perfil (R_t) e altura máxima do perfil (R_z) produzidos pelos insertos de cermet.

4.4.2.1 ANOVA para o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a) após fresamento com insertos de cermet

Primeiramente são gerados os gráficos dos resíduos para o desvio aritmético médio (R_a) gerados pelos insertos de cermet (GRA 4.32). No gráfico de probabilidade normal (GRA 4.32a), os resíduos estão próximos a uma reta na região central e o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos, uma vez que o valor de p apresentado é maior que 0,05. O GRA 4.32b também confirma a normalidade dos dados, que estão dispersos e não dependem da média. Além disso, no GRA 4.32c os resíduos são independentes no tempo e não apresentam tendências de crescimento ou decréscimo. Desta forma, a análise de resíduos apresentada no GRA 4.32 indica a normalidade dos dados para o desvio aritmético médio (R_a), permitindo aplicação da ANOVA.

Na TAB 4.11 são apresentados os valores p do modelo estatístico. Os fatores que apresentaram efeitos sobre o desvio aritmético médio (R_a) foram o avanço por dente e o fluido de corte, com contribuições de 47,7% e 26,3%, respectivamente. Como o valor p da curvatura é maior que 5%, não se pode concluir que algum dos fatores teve uma relação curva com a resposta.

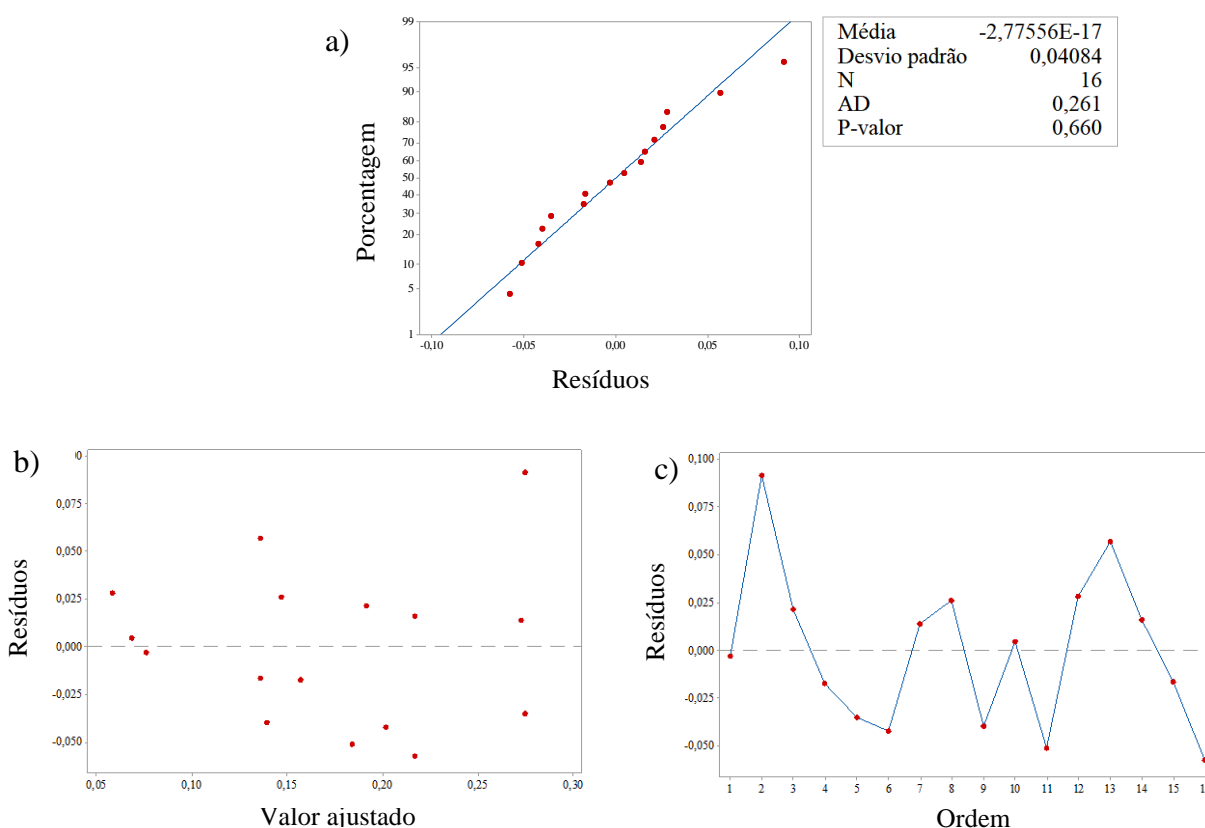


GRÁFICO 4.32 - Análise de resíduos para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

TABELA 4.11

Valores p da ANOVA para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de cermet.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,736	47,7%
	f_z (mm/ aresta)	0,001	
	a_p (mm)	0,793	
	F_C	0,009	
Curvatura		0,837	26,3%

No Gráfico 4.43 é apresentado o efeito principal do avanço por dente e do fluido de corte sobre o desvio aritmético médio (R_a). Observa-se que menores valores do avanço por dente e o fresamento sob lubri-refrigeração implicaram em melhor acabamento. Assim como ocorreu para os insertos de metal duro, mais uma vez o aumento do avanço implicou no aumento da rugosidade, devido a relação de proporção quadrática que o avanço exerce sobre a rugosidade. Quanto ao melhor acabamento induzido pelo fresamento com a utilização do fluido de corte, a ação de refrigeração do fluido de corte pode ter sido eficiente para a redução da temperatura da superfície, facilitando a operação e gerando melhor acabamento.

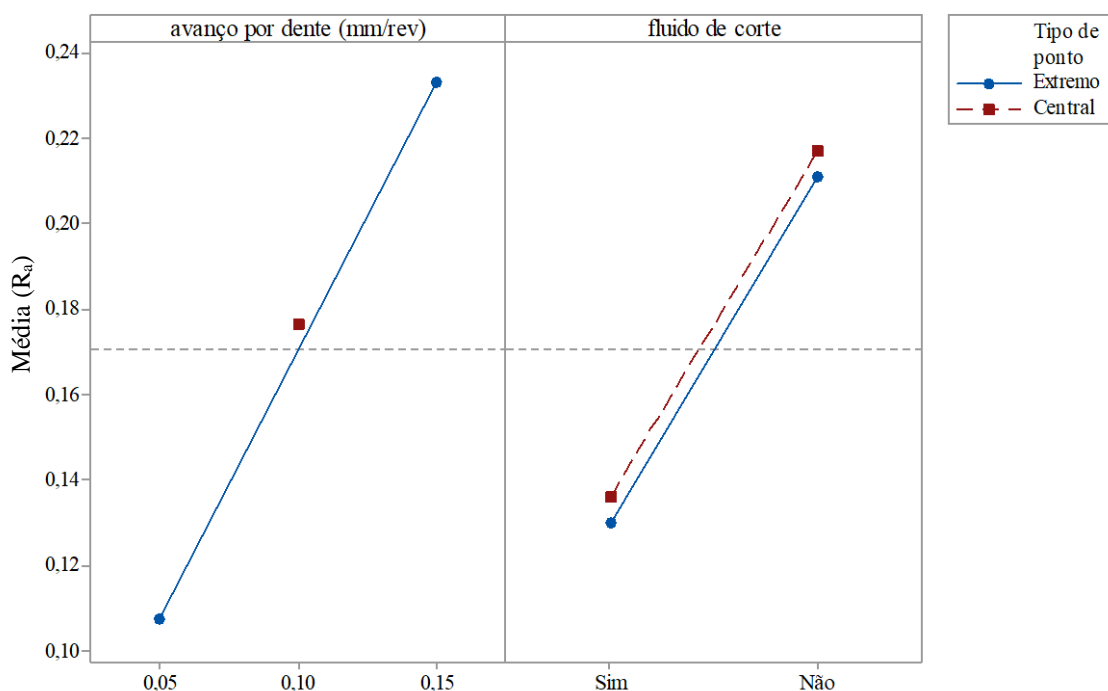


GRÁFICO 4.33 - Efeito principal do avanço por dente e do fluido de corte sobre o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de cermet.

4.4.2.2 ANOVA para o desvio médio quadrático (R_q) após fresamento com insertos de cermet

Para que a ANOVA seja aplicada, é necessário confirmar a normalidade dos dados a partir da análise de resíduos. Assim, o GRA 4.34 disponibiliza o gráfico de resíduos e as constatações de normalidade são verificadas. O Gra 4.34a confirma a normalidade dos dados, visto que os resíduos estão situados próximos a uma reta a estatística de Anderson-Darling apresenta $p > 0,05$. Adicionalmente, pode ser observado no GRA 4.34b que os resíduos estão dispersos ao redor da média e não apresentam tendências de crescimento ou decréscimo. Por fim, no GRA 4.34c os resíduos independem da ordem de observação e também não apresentam comportamento sequencial de aumento ou diminuição.

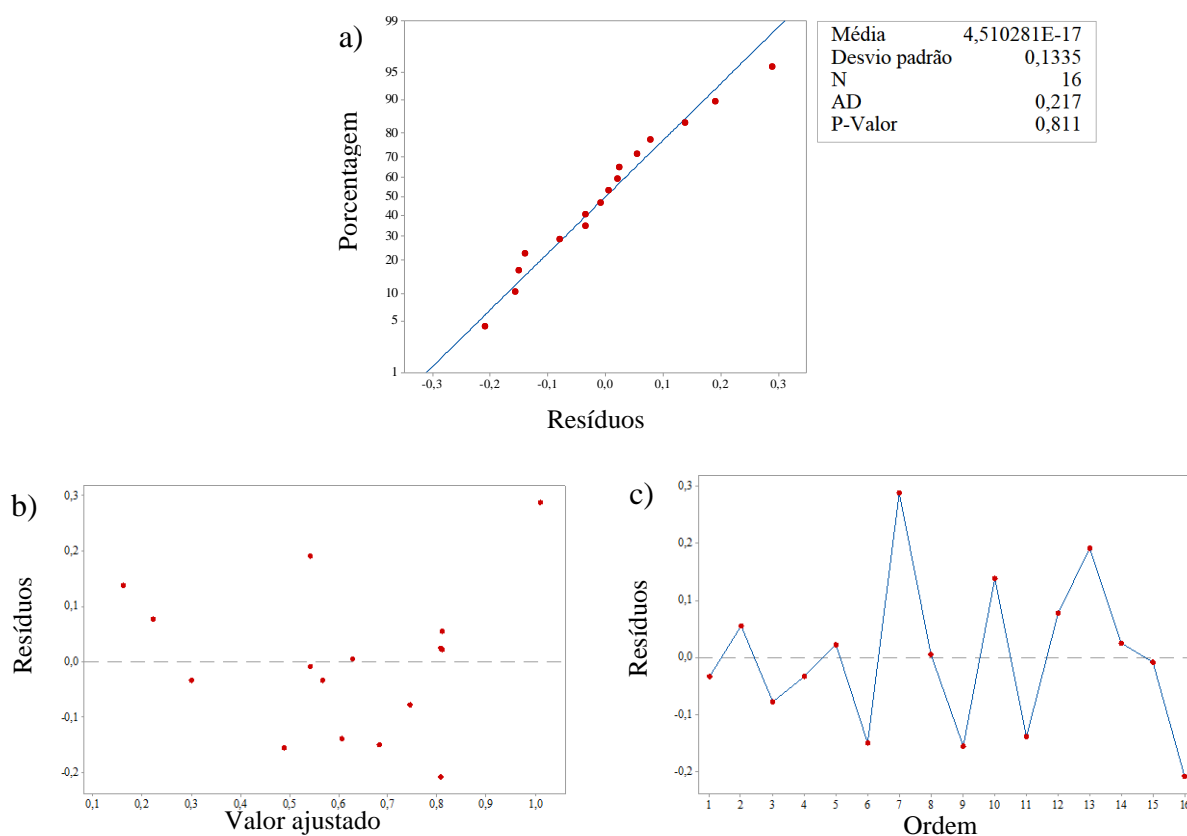


GRÁFICO 4.34 - Análise de resíduos para o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de cermet: a) Probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

A ANOVA é interpretada quanto aos valores de p apresentados no modelo estatístico (TAB 4.12). Os fatores que apresentaram efeitos sobre o desvio médio quadrático (R_q), foram o avanço por dente e o fluido de corte, com contribuições de 40,6% e 26,2%, respectivamente. A curvatura apresentou valor $p > 0,05$, assim não se pode concluir que algum dos fatores teve uma relação curva com a resposta.

TABELA 4.12

Valores p da ANOVA para o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de cermet.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,532	40,6%
	f_z (mm/ aresta)	<u>0,002</u>	
	a_p (mm)	0,172	
	F_C	<u>0,009</u>	
Curvatura		0,369	26,2%

No Gráfico 4.35 apresenta-se o efeito principal do avanço por dente e do fluido de corte sobre o desvio médio quadrático (R_q), no qual pode ser constatado que menores valores do avanço por dente e o fresamento sob lubri-refrigeração implicaram em melhor acabamento, assim como aconteceu para o desvio aritmético médio (R_a) gerados pelos insertos de cermet. Apesar de aparentemente os pontos centrais terem apresentados maior rugosidade com ou sem fluido de corte, esse fato não é estatisticamente suficiente para afirmar qualquer efeito, uma vez que não houve curvatura no modelo.

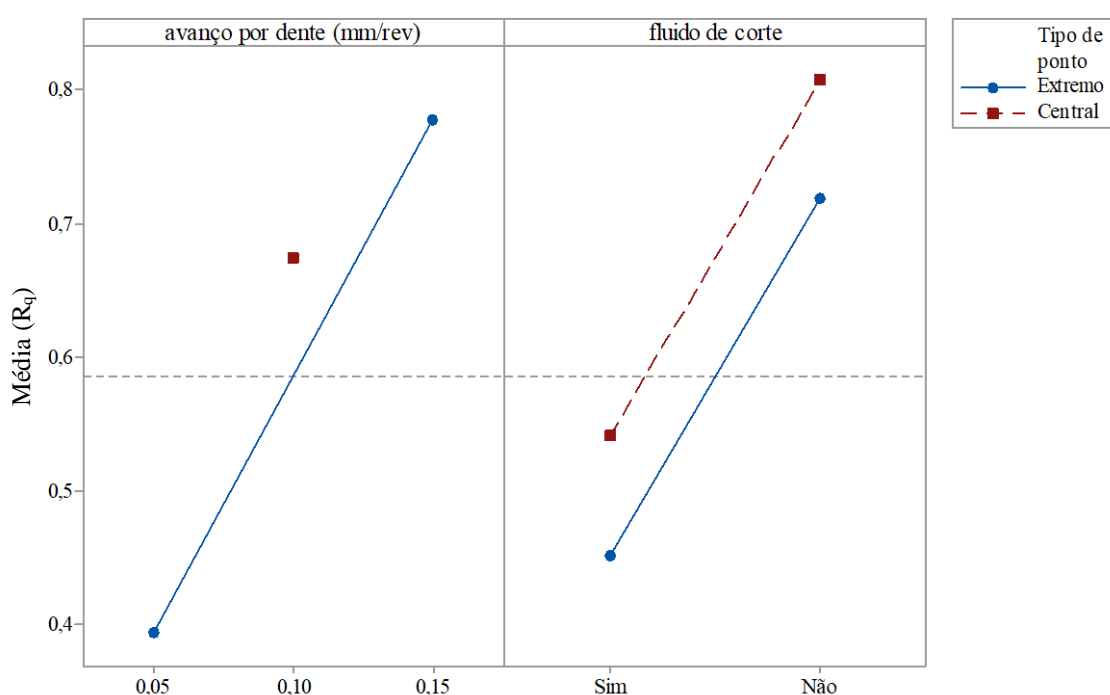


GRÁFICO 4.35 - Efeito principal do avanço por dente e do fluido de corte sobre o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de cermet.

4.4.2.3 ANOVA para a altura total do perfil (R_t) após fresamento com insertos de cermet

Como procedimento estatístico, antes de aplicar a ANOVA para a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de cermet, deve ser verificada a normalidade dos resíduos de acordo com o GRA 4.36. No gráfico de probabilidade normal (GRA 4.36a) os resíduos se estão situados próximos a uma reta na região central e o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos, uma vez que o valor de p é maior que 0,05. No gráfico de resíduos em função do valor ajustado (GRA 4.36b) os dados estão dispersos em torno da média e não seguem comportamentos consecutivos de crescimento ou decréscimo. No GRA 4.36c pode ser

observado que os resíduos são independentes da ordem de observação e não apresentam quaisquer tendências, sejam de aumento ou diminuição. Desta forma, a análise de resíduos apresentada no GRA 4.36 indica a normalidade dos dados para a altura total do perfil (R_t), permitindo aplicação da ANOVA.

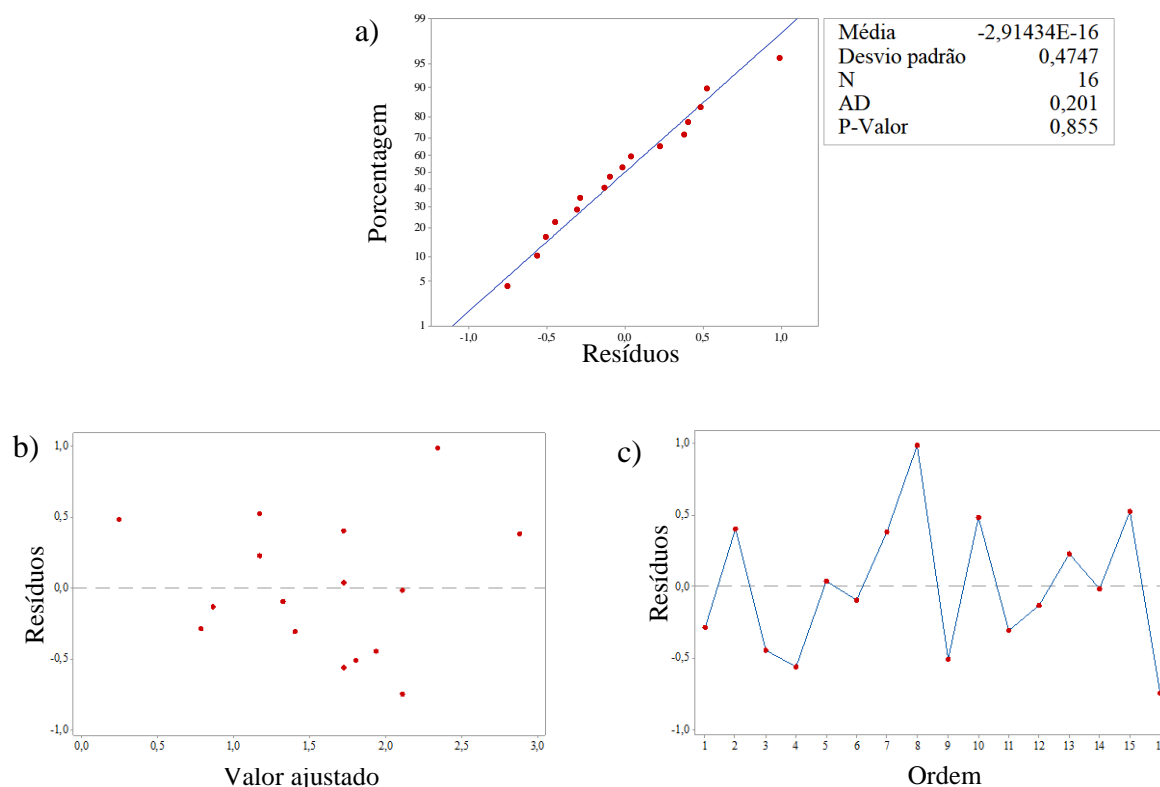


GRÁFICO 4.36 - Análise de resíduos para a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

A ANOVA é realizada a partir dos valores p disponibilizados na TAB 4.13. O único fator que apresentou efeito sobre a altura total do perfil (R_t) foi o fluido de corte, com contribuição de 36%. A curvatura apresentou valor $p > 0,05$, assim, não são evidenciados efeitos nos pontos centrais.

TABELA 4.13

Valores p da ANOVA para a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de cermet.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,096	36%
	f_z (mm/ aresta)	0,140	
	a_p (mm)	0,140	
	F_C	<u>0,009</u>	
Curvatura		0,821	

No Gráfico 4.37 apresenta-se o efeito principal do fluido de corte sobre a altura total do perfil (R_t), no qual pode ser constatado que o fresamento sob lubri-refrigeração implicou em melhor acabamento, assim como aconteceu para o desvio aritmético médio (R_a) e para o desvio médio quadrático (R_q) gerados pelos insertos de cermet. Não se pode afirmar que a rugosidade no ponto central foi maior, dado que não houve curvatura no modelo. Entretanto, para R_t não ocorreu efeito do avanço por dente assim como ocorreu para R_a e R_q induzidos pelos insertos de cermet.

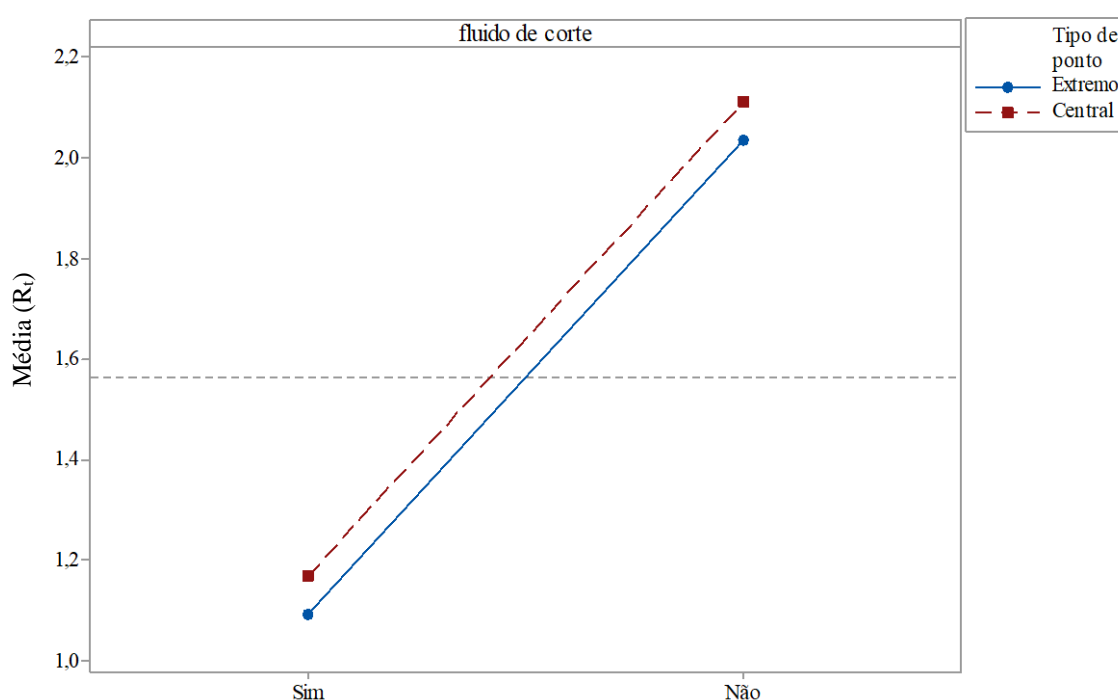


GRÁFICO 4.37 - Efeito principal do fluido de corte sobre a altura total do perfil (R_t) gerada pelos insertos de cermet.

4.4.2.4 ANOVA para a altura máxima do perfil (R_z) após fresamento com insertos de cermet

Conforme procedimentos adotados nas seções anteriores, apresentam-se primeiramente os gráficos dos resíduos para a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de cermet (GRA 4.38). Neste caso, a ANOVA pode ser realizada, visto que os dados são normalmente distribuídos conforme indicado no GRA 4.38a, já que os resíduos estão situados ao redor de uma reta na região central. Além disso, o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos, uma vez que o valor de p é maior que 5%. Para completar a análise de normalidade dos dados, observa-se a independência dos resíduos em torno da média no GRA

4.38b e a observação de que os resíduos são diferentes ao longo do tempo e não apresentam tendências no GRA 4.38c.

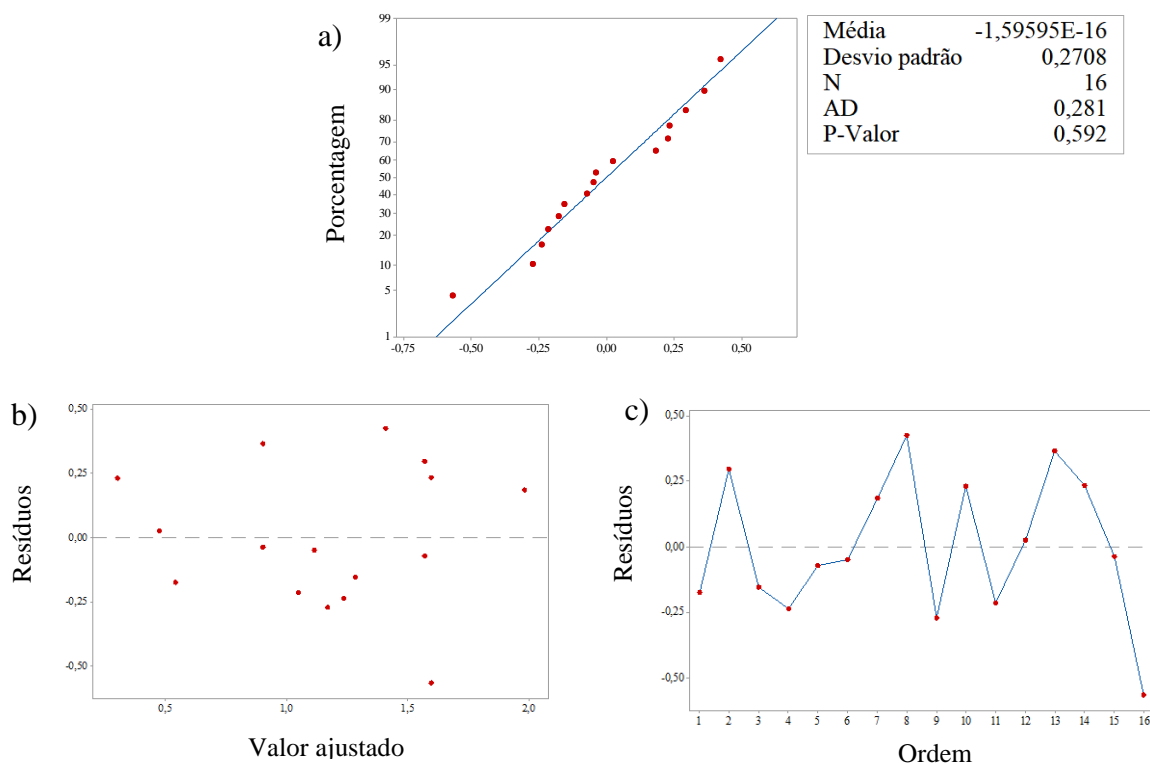


GRÁFICO 4.38 - Análise de resíduos para a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de cermet: a) probabilidade normal b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

A ANOVA é interpretada quanto aos valores de p apresentados no modelo estatístico (TAB 4.14). Os fatores que apresentaram efeitos sobre a altura máxima do perfil (R_z) foram o avanço por dente e o fluido de corte, com contribuições de 22,7% e 46,8%, respectivamente. A curvatura apresentou valor $p > 0,05$, assim não se pode concluir que algum dos fatores teve uma relação curva com a resposta.

TABELA 4.14

Valores p da ANOVA para a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de cermet.

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	0,390	22,7%
	f_z (mm/ aresta)	<u>0,014</u>	
	a_p (mm)	0,241	
	F_C	<u>0,002</u>	46,8%
Curvatura		0,584	

No Gráfico 4.39 são apresentados os efeitos principais do fluido de corte e do avanço por dente sobre a altura máxima do perfil (R_z), no qual pode ser constatado que o fresamento sob lubri-refrigeração e menor valor para o avanço por dente implicaram em melhor acabamento, assim como aconteceu para (R_a), (R_q) e (R_t) gerados pelos insertos de cermet. Observando –se no GRA 4.39 o efeito do fluido de corte, ressalta-se que é incorreto afirmar que o fresamento no ponto central apresentou maior rugosidade, dado que não ocorreu curvatura no modelo.

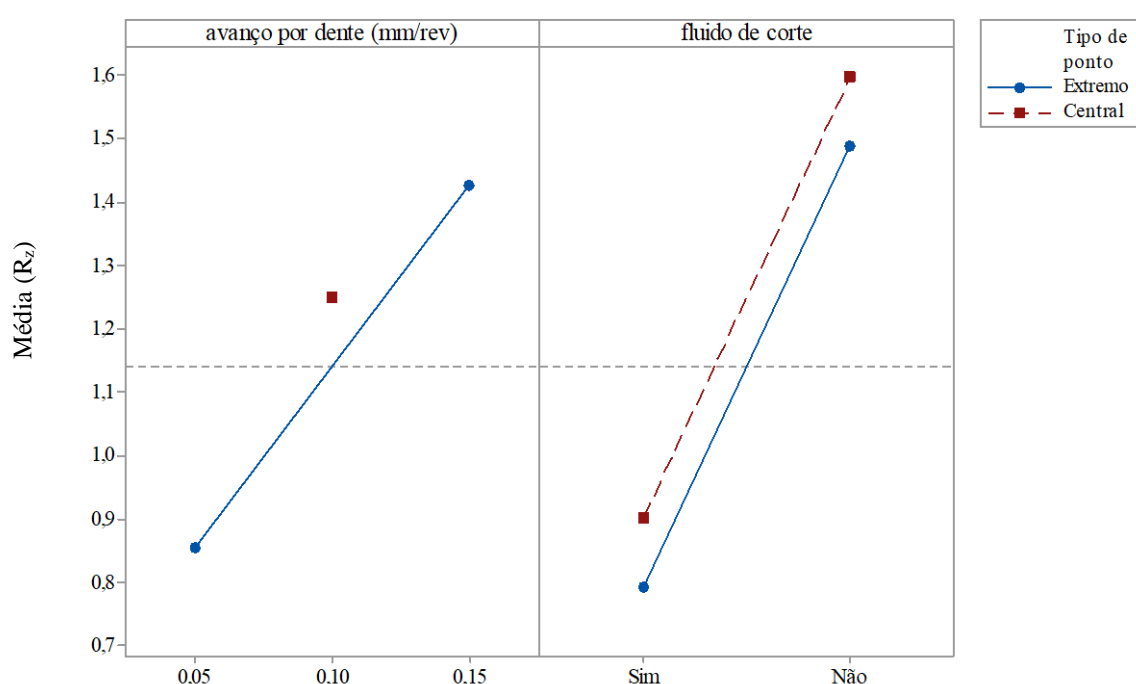


GRÁFICO 4.39 - Efeito principal do avanço por dente e do fluido de corte sobre a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de cermet.

4.4.3 Comparação dos resultados para a rugosidade gerada pelos insertos de metal duro e cermet

Finalizadas as análises de variância para a rugosidade gerada pelos insertos de metal duro e cermet, identificou-se que o parâmetro de influência predominante sobre a rugosidade foi o do avanço por dente. De fato, a rugosidade é caracterizada pelas marcas de avanço e existe uma relação quadrática entre avanço e rugosidade, como explicado por Machado *et al.* (2015). Recomenda-se, portanto, a utilização do avanço por dente em níveis baixos para que se tenha melhor acabamento no produto final. Convém destacar que na análise das componentes da força de corte, o avanço por dente em níveis baixos também foi recomendado, uma vez que esteve

associado aos menores esforços. Assim, além da relação direta entre avanço e rugosidade, a redução do avanço reduziu os esforços de usinagem.

Para os insertos de metal duro somente o avanço por dente foi influente sobre todos os parâmetros de rugosidade, enquanto que para os insertos de cermet as condições de utilização do fluido de corte afetaram todos os parâmetros de rugosidade, enquanto o avanço foi influente apenas sobre R_a , R_q e R_z . Destaca-se que o fluido de corte apresentou efeito sobre a rugosidade somente quando foram utilizados insertos de cermet pois a temperatura no inserto do cermet pode ter sido maior do que a temperatura do inserto de metal duro durante o fresamento. Isto pode ser explicado devido à baixa condutividade térmica do cermet ($0,052 \text{ cal/cm s } ^\circ\text{C}$) quando comparada com a do metal duro ($0,42 \text{ cal/cm s } ^\circ\text{C}$). Assim, o fluido de corte pode ter sido suficiente para diminuir a temperatura no inserto do cermet, promovendo um melhor acabamento.

Para os parâmetros de rugosidade (R_a , R_q , R_t e R_z) foi feito um teste t de duas amostras a fim de determinar se as médias dos parâmetros de rugosidade gerados pelo metal duro e cermet foram diferentes. Os valores de p para R_a , R_q , R_t e R_z foram de 0,002; 0,007; 0,008 e 0,007; respectivamente. Como o valor de p foi menor que 0,05, a hipótese nula deve ser rejeitada, ou seja, a diferença entre as médias de R_a , R_q , R_t e R_z geradas pelos insertos de metal duro e cermet é significativa.

De fato, nos gráficos *Boxplot* (GRA 4.40, 4.41, 4.42 e 4.43) é possível observar que o valor médio dos componentes de rugosidade gerados pelos insertos de metal duro são superiores aos valores médios dos parâmetros de rugosidade gerados pelos insertos de cermet. Este fato pode ser explicado devido à diferença entre a condutividade térmica do metal duro e do cermet, $0,42 \text{ cal/cm s } ^\circ\text{C}$ contra $0,052 \text{ cal/cm s } ^\circ\text{C}$, respectivamente, segundo Machado *et al.* (2015). A maior condutividade térmica do metal duro pode ter concentrado o calor na ferramenta, o que aumentou a resistência ao cisalhamento do aço ABNT H13, gerando maior rugosidade.

Devido à menor condutividade térmica do cermet quando comparada com a do metal duro, esperava-se menor força de usinagem para o cermet, o que não foi confirmado na análise estatística da seção 4.2. Entretanto, quando se faz uma análise pontual comparando-se os testes n° 5 ($v_c = 200 \text{ m/min}$; $f_z = 0,15 \text{ mm/aresta}$, $a_p = 0,5$; sem fluido de corte; inserto metal duro) e n° 21 ($v_c = 200 \text{ m/min}$; $f_z = 0,15 \text{ mm/aresta}$, $a_p = 0,5$; sem fluido de corte; inserto cermet), tem-se que os esforços de usinagem para o cermet foram inferiores aos do metal duro nas mesmas condições de fresamento. Conforme resultados do Apêndice D, as forças de avanço (F_f), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p) para o metal duro foram respectivamente de 21,93 N, 147,81

N e 84,89 N enquanto para o cermet foram de 17,20 N, 138,13 N e 75,77 N, atestando menores forças de usinagem com insertos de cermet. Confirmando a influência do material do inserto sobre a rugosidade, compararam-se testes n° 5 e n° 21. Os resultados para R_a , R_q , R_t e R_z para os testes n° 5 e n° 21 foram respectivamente de 0,34 μm , 2,0 μm , 2,73 μm e 0,97 μm para insertos de metal duro, e 0,24 μm , 1,5 μm , 1,77 μm e 0,83 μm para insertos de cermet, atestando, portanto, melhor acabamento para os insertos de cermet.

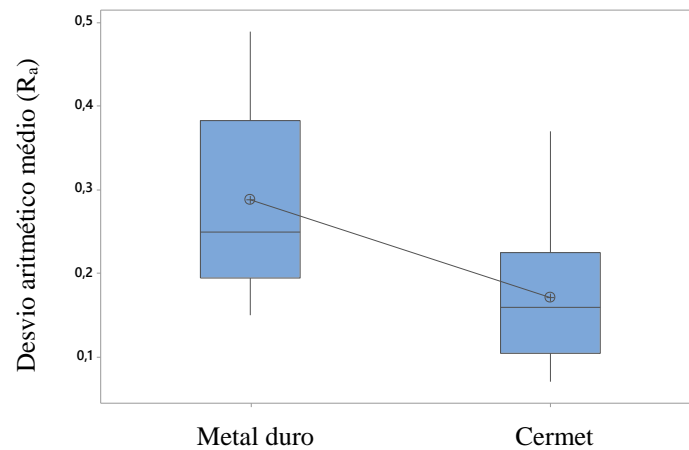


GRÁFICO 4.40 - *Boxplot* para o desvio aritmético médio (R_a) gerado pelos insertos de metal duro e cermet .

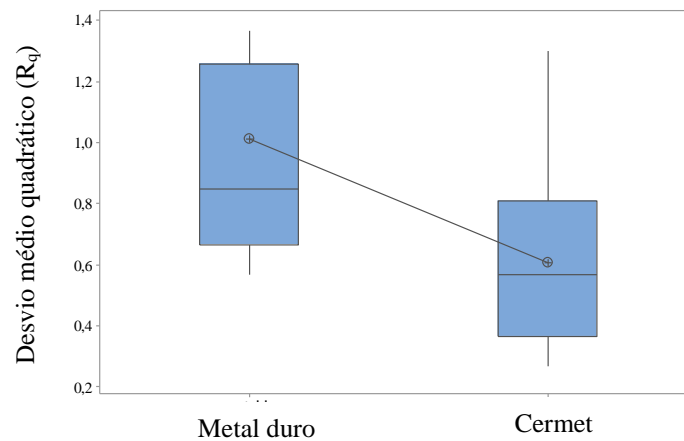


GRÁFICO 4.41 - *Boxplot* para o desvio médio quadrático (R_q) gerado pelos insertos de metal duro e cermet.

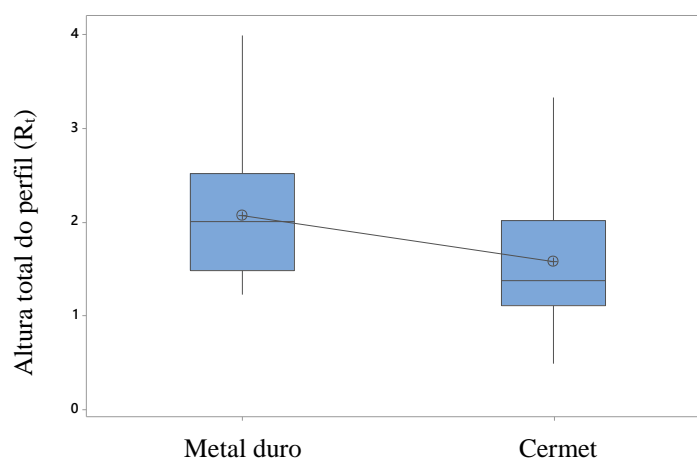


GRÁFICO 4.42 - *Boxplot* para a altura total do perfil (R_t) gerado pelos insertos de metal duro e cermet .

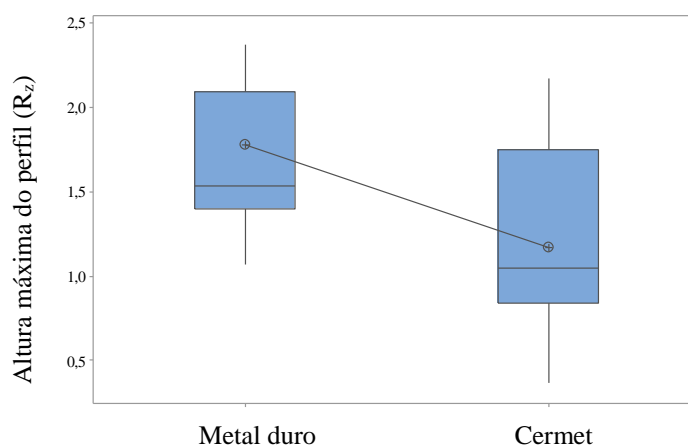


GRÁFICO 4.43 - *Boxplot* para a altura máxima do perfil (R_z) gerada pelos insertos de metal duro e cermet.

4.5 TENSÕES RESIDUAIS

Os resultados das tensões residuais induzidas pelo fresamento no aço ABNT H13 são apresentados em diferentes etapas. Na primeira seção é apresentada a análise estatística por meio da ANOVA e o teste t para as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro e cermet. Em seguida são apresentadas análises qualitativas das tensões residuais e gráficos das tensões residuais em função da profundidade abaixo da superfície usinada a fim de identificar a influência dos parâmetros de corte nos resultados.

4.5.1 Análise estatística para as tensões residuais

Foi realizada a Análise de Variância (ANOVA) a fim de identificar a influência dos parâmetros de corte estudados sobre a tensão residual induzida nas direções paralela e

perpendicular ao avanço nas profundidades de 17 e 75 μm abaixo da superfície. Entretanto, a única análise cujos parâmetros foram estatisticamente significativos ao nível de 5% ocorreu para a profundidade de 75 μm na direção paralela ao avanço, para os testes com insertos de metal duro. Os dados de tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro na profundidade de 75 μm estão disponibilizados na TAB. D.6 do Apêndice D. Dessa forma, para os demais testes os resultados não são apresentados.

Por meio da ANOVA buscou-se identificar quais parâmetros influenciaram as tensões residuais e em que condições estes parâmetros puderam gerar benefícios para o aço usinado. Estes benefícios estariam associados a uma redução da tensão residual de tração ou pelo aumento da intensidade da tensão residual de compressão. A seguir apresenta-se a análise de variância para os resultados de tensões residuais induzidas pelo fresamento utilizando-se insertos de metal duro na profundidade de 75 μm .

Inicialmente apresenta-se a análise de resíduos para verificar a normalidade, a variância independente da média e a independência das observações ao longo do tempo. Constatadas estas premissas, a ANOVA aplicada para estes resultados baseia-se na análise do p valor dos fatores e p valor da curvatura.

4.5.1.1 ANOVA para as tensões residuais induzidas pelo fresamento utilizando insertos de metal duro

Para os resultados das tensões residuais na profundidade de 75 μm na direção paralela ao avanço, os parâmetros analisados apresentaram significância superior a 5%, assim prosseguiu-se com a análise. Inicialmente são apresentados os gráficos de resíduos (GRA 4.44), a fim de constatar a validade da ANOVA por meio da normalidade dos dados. Conforme apresentado no GRA 4.44a, a probabilidade normal apresenta os resíduos próximos a uma reta na região central e o teste de Anderson-Darling valida a normalidade dos resíduos, uma vez que o valor de p apresentado é maior que 0,05. De acordo com o gráfico de resíduos em função do valor ajustado (GRA 4.44b) os dados estão dispersos em torno da média, não dependendo dela e não seguindo nenhuma tendência específica. No gráfico resíduos em função da ordem (GRA 4.44c) os resíduos são independentes da ordem de observação e não apresentaram propensão de crescimento ou decréscimo consecutivos. Dessa forma a ANOVA é válida, dado que os dados são normalmente distribuídos.

Na TAB. 4.15 são denominados os valores p dos fatores e da curvatura do modelo. Constata-se que o único fator que apresentou efeito sobre as tensões residuais induzidas

pele fresamento com insertos de metal duro foi a velocidade de corte. A curvatura apresenta valor $p > 0,05$, assim não se pode concluir os pontos centrais tiveram uma relação curva com a resposta, ou seja, o valor médio das tensões residuais não foi maior ou menor do que a resposta média para o ponto central.

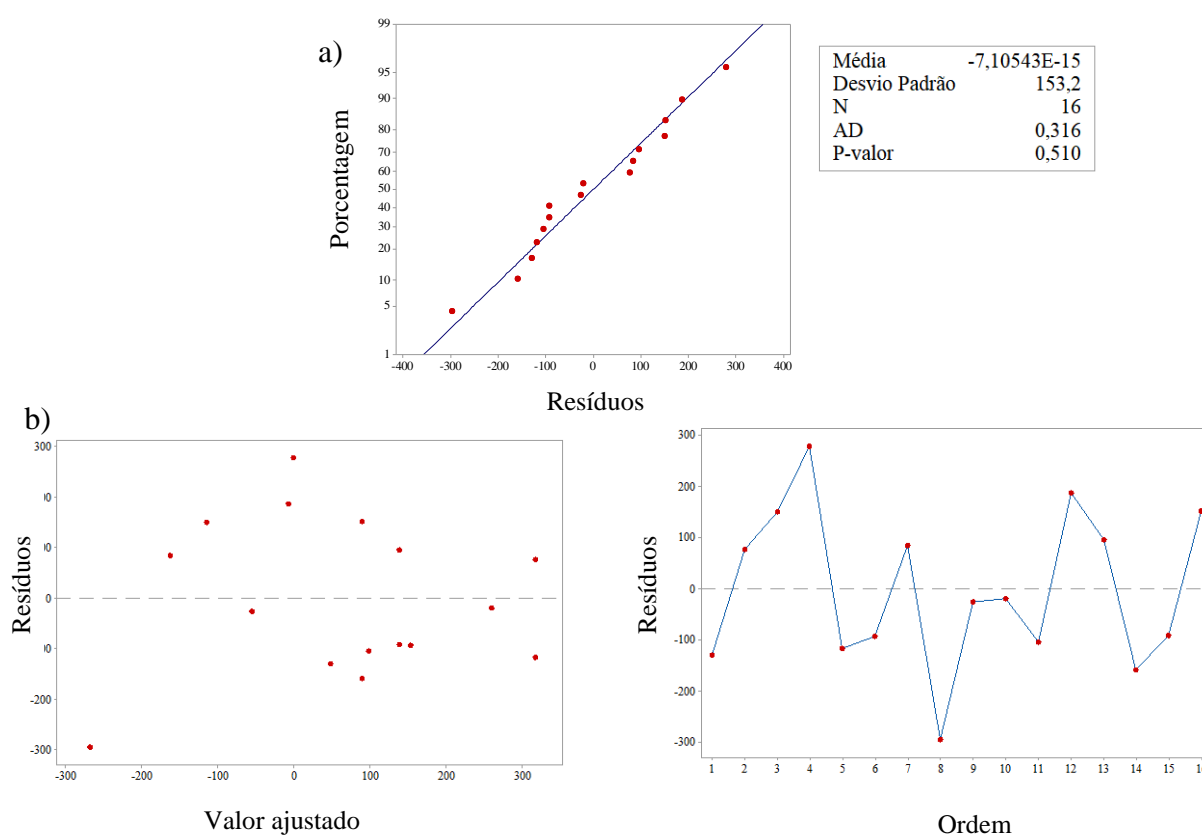


GRÁFICO 4.44 - Análise de resíduos para as tensões residuais geradas pelos insertos de metal duro: a) probabilidade normal, b) resíduos em função do valor ajustado e c) resíduos em função do tempo.

TABELA 4.15

Valores p da ANOVA para as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro na profundidade 75 μm .

Parâmetros do modelo		Valor p	Contribuição
Fatores	v_c (m/min)	<u>0,033</u>	28%
	f_z (mm/ aresta)	0,354	
	a_p (mm)	0,078	
	FC	0,617	
Curvatura		0,561	

No Gráfico 4.45 é apresentado o efeito principal da velocidade de corte sobre a tensão residual induzida pelos insertos de metal duro, no qual pode se constatar que o aumento da velocidade de corte alterou as tensões residuais de compressão para tensões residuais de tração, o que não é um efeito desejável para o material usinado.

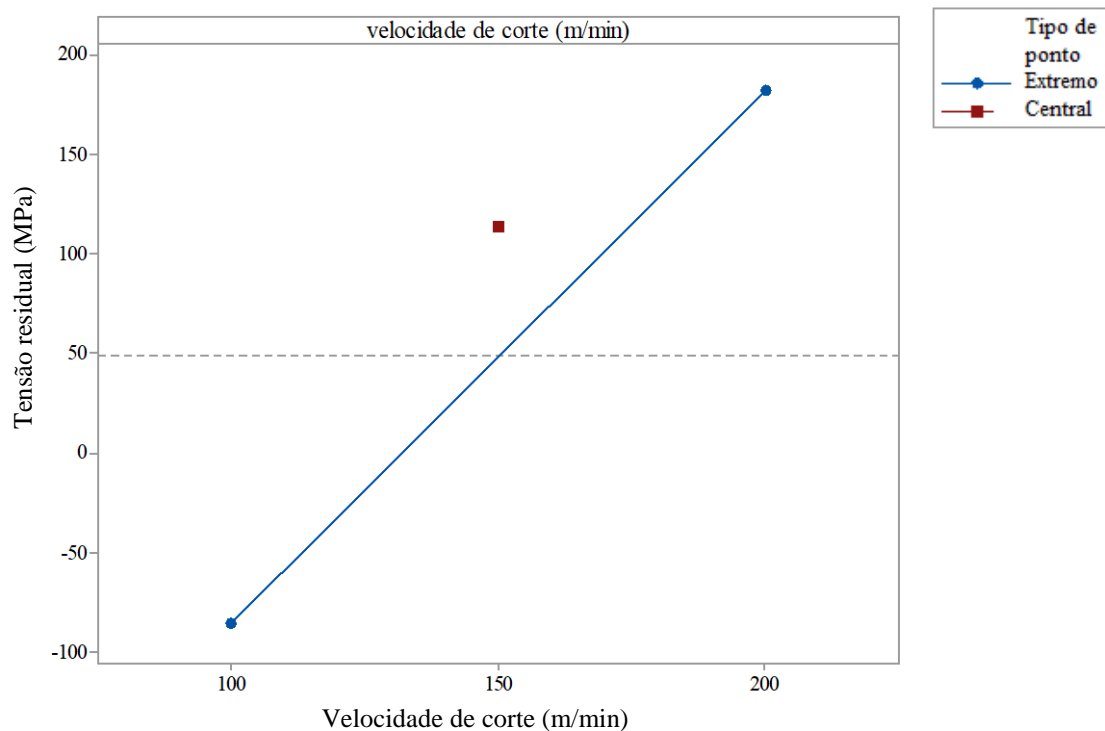


GRÁFICO 4.45 - Efeito principal da velocidade de corte sobre a tensão residual induzida pelos insertos de metal duro.

De acordo com o GRA 4.45, a indução da tensão residual de tração decorrente de maior velocidade de corte pode ter sido devido à ação da cunha da ferramenta (SHAW, 2005), que provocou tensões não uniformes e conseqüentemente, induziu à tensão residual de tração.

Comparando-se com os resultados obtidos na seção 4.2.1, a velocidade de corte não apresentou influência sobre as forças de corte geradas pelos insertos de metal duro. Assim, uma análise pontual das tensões residuais induzidas por insertos de metal duro não indica que os esforços de usinagem tiveram relação com as tensões residuais na profundidade de 75 μm .

Seguida da ANOVA foram realizados testes t para verificar se ocorreram diferenças entre as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro e cermet. Os valores de tensões residuais para ambos insertos foram testados nas profundidades de 17, 75, 125 e 175 μm paralelas à direção do avanço e o teste t apresentou p valores de 0,730, 0,509, 0,881 e 0,732. Isto significa que a hipótese nula de que não existe diferença entre as médias das tensões residuais deve ser aceita. Assim, estatisticamente não ocorreu diferença entre as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro ou cermet. O Gra 4.46 apresenta o *Boxplot* comparativo entre as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro e cermet na profundidade de 17 μm e pode ser observado que os valores máximos, mínimos e médios da tensão residual de fato aproximam-se.

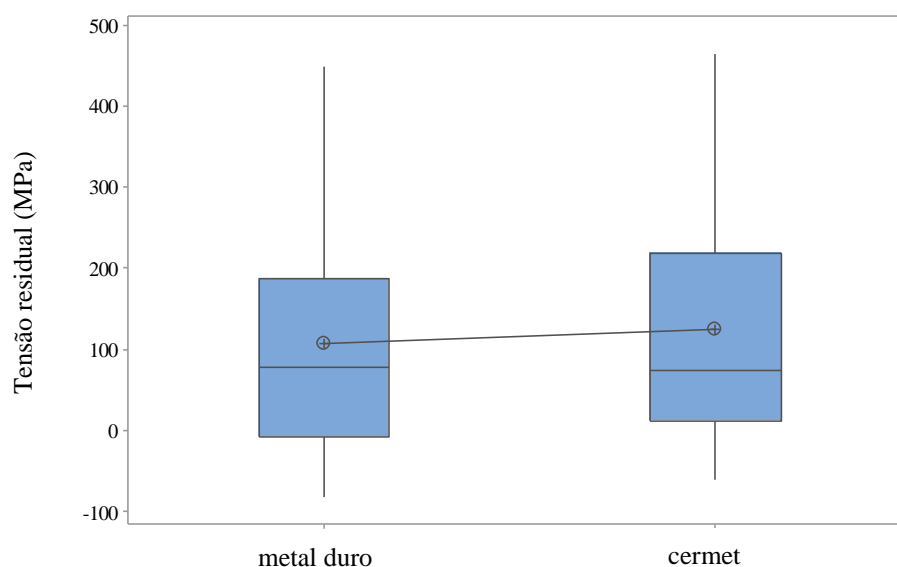


GRÁFICO 4.46 – *Boxplot* para as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro e cermet na profundidade de 17 μm .

Retomando-se os resultados das seções anteriores, destaca-se que a utilização de insertos de metal duro ou cermet não foram influentes para as forças de corte e para a temperatura da superfície usinada, assim como evidenciado sobre as tensões residuais na profundidade de 17 μm abaixo da superfície, ao contrário do que aconteceu com a rugosidade, cujos insertos de cermet apresentaram melhor acabamento.

Com a utilização da ANOVA foi possível prever somente os efeitos da velocidade de corte sobre as tensões residuais induzidas no aço ABNT H13 durante o fresamento com insertos de metal duro na profundidade de 75 μm , enquanto os testes t na profundidade de 17

μm indicaram que a intensidade das tensões residuais induzidas tanto por insertos de metal duro quanto de cermet tiveram valores aproximados.

Sendo assim, por meio da ANOVA não foi possível uma análise detalhada dos resultados, sendo apenas indicativa inicialmente. Desta forma a próxima seção busca explicar os resultados por meio de comparações dos gráficos das tensões residuais ao longo da profundidade abaixo da superfície usinada por diferentes insertos.

4.5.2 Efeitos dos parâmetros de usinagem sobre o comportamento das tensões residuais

Nos tópicos seguintes são apresentados os efeitos da alteração de cada parâmetro de usinagem sobre o comportamento das tensões residuais medidas em função da profundidade do furo nas direções paralela e perpendicular à velocidade de avanço da fresa sobre o aço ABNT H13.

4.5.2.1 Condições brandas de usinagem utilizando insertos diferentes

Os Gráficos 4.47 e 4.48 apresentam os resultados das tensões residuais induzidas no aço ABNT H13 sob a condição branda de fresamento, isto é, $v_c=100$ m/min, $f_z=0,05$ mm/aresta, $a_p=0,5$ mm, com lubri-refrigeração, para fresas com insertos de metal duro e cermet.

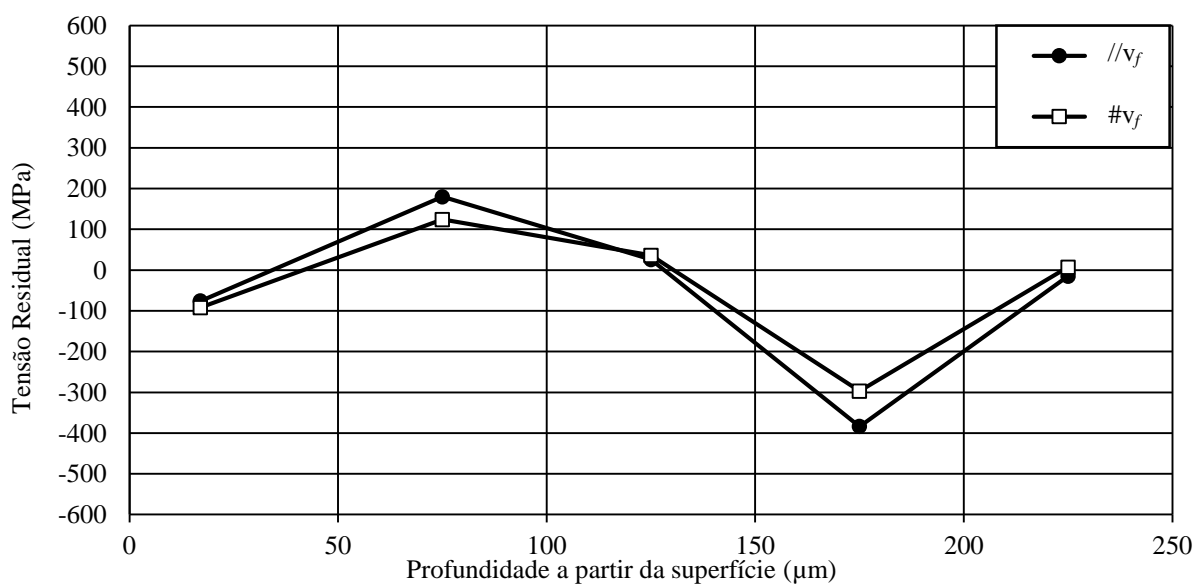


GRÁFICO 4.47 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 0,5$ mm com lubri-refrigeração e insertos de metal duro (teste nº 12).

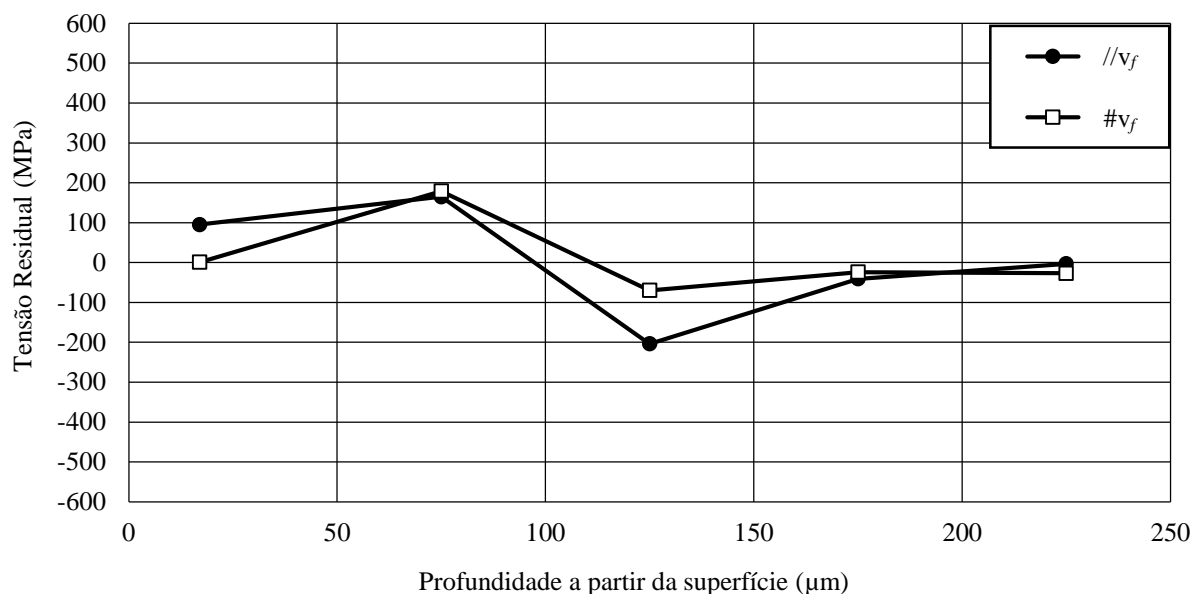


GRÁFICO 4.48 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 0,5$ mm com lubri-refrigeração com insertos de cermet (teste nº 28).

Comparando-se o comportamento das tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro e cermet, observa-se que as tensões residuais foram semelhantes nas profundidades de $17\mu\text{m}$ e $75\mu\text{m}$. Considerando-se que são as profundidades mais próximas à superfície, este resultado é importante, pois sugere que insertos de metal duro e cermet geraram tensões residuais semelhantes. De fato, ao longo dessa pesquisa, tem sido evidenciada a semelhança no comportamento dos dois insertos na operação de usinagem. Por exemplo, quando foram avaliados os esforços de usinagem e temperatura, a utilização de insertos de materiais diferentes não afetou os resultados. Além disso, o teste t apresentado na seção 4.5.1 também indicou não existir diferença entre os valores médios de tensões residuais para diferentes insertos.

Observa-se nos Gráficos 4.47 e 4.48 que as tensões residuais de tração foram predominantes próximas à superfície e tensões residuais de compressão foram evidenciadas em profundidades subsuperficiais superiores. Este comportamento se repetiu para a maioria dos testes. Este fato pode ser explicado pelos efeitos térmicos que prevalecem próximos à superfície do material, ou seja, a elevação da temperatura e em seguida a dilatação térmica induzem tensões residuais de tração. Como as camadas abaixo da superfície não sofrem os mesmos efeitos térmicos da camada próxima da superfície, ocorrem deformações elásticas forçadas pela dilatação da camada superficial. Após a operação de usinagem, com o resfriamento do material e estabilização da temperatura, a camada superficial que havia dilatado em função da temperatura passa a contrair, ao passo que a camada inferior, que havia sofrido deformação elástica, oferece resistência a esta contração, promovendo o aparecimento de tensões residuais

de compressão. A prevalência de tensões residuais de tração na superfície e de compressão na subsuperfície também ocorreu nas pesquisas de Axinte e Dewes, (2002); Chiaverini (1986) e Pereira (2016).

4.5.2.2 Influência da velocidade de corte

Nos GRA. 4.49 e 4.50 são mostradas as tensões residuais geradas pelos insertos de metal duro variando-se a velocidade de corte de $v_c=100$ m/min para $v_c=200$ m/min, e mantendo-se os demais parâmetros fixos.

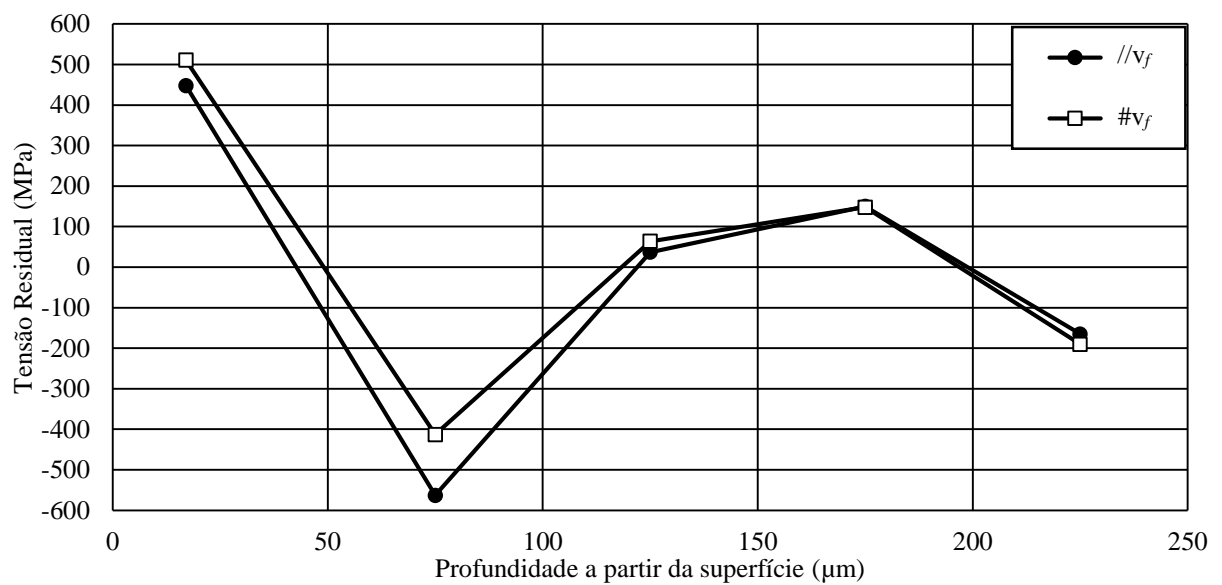


GRÁFICO 4.49 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste n° 8).

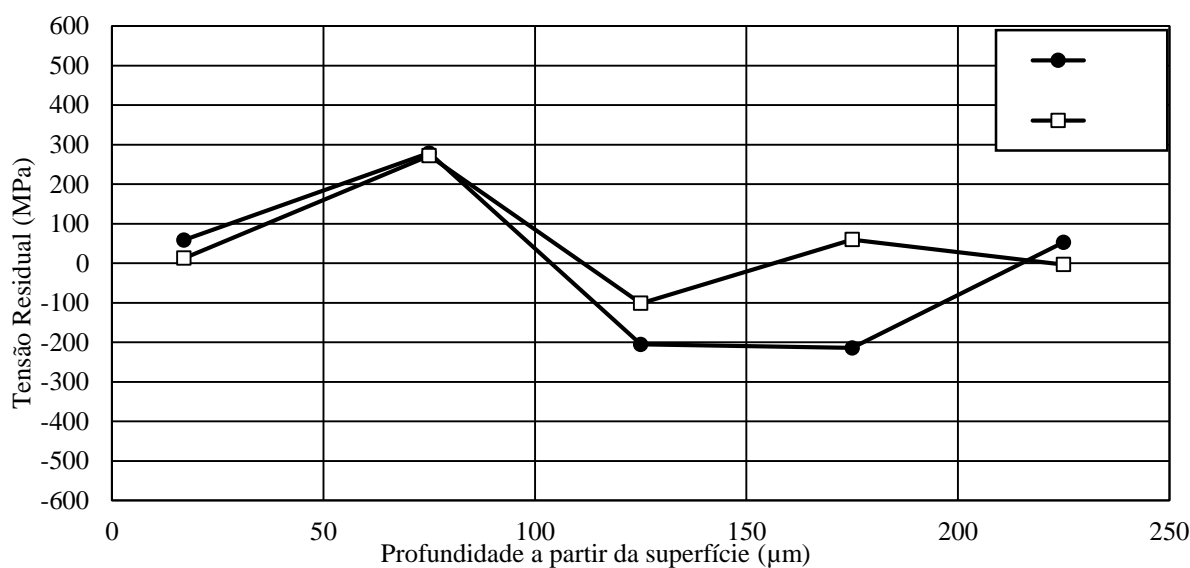


GRÁFICO 4.50 - Tensões residuais sob $v_c = 200$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 4).

v_f

Pode ser observado que na profundidade de 17 μm o aumento da velocidade de corte reduziu a tensão residual de tração, o que se espera ser benéfico para o material. Resultados semelhantes foram obtidos por Zhang, Ding e Li (2012). Isto pode ter acontecido devido ao tempo de contato entre a ferramenta e a peça, que foi menor para velocidades de corte superiores. Dessa forma, o tempo em que a superfície do aço ABNT H13 sofreu expansão térmica e o tempo em que efeitos mecânicos decorrentes da ação da cunha da ferramenta sobre a peça foram menores, gerando menor tensão residual de tração na superfície. No ponto 75 μm , ocorreu efeito contrário, sendo que a maior velocidade de corte aumentou a intensidade da tensão residual de tração, conforme constatado na análise estatística para as tensões residuais (seção 4.5.1). Neste caso, maior velocidade de corte (GRA 4.50) fez com a energia de tensão fosse rapidamente liberada, se convertendo em tensão residual de tração, assim como explicado por Shaw (2005).

Destaca-se que a velocidade de corte não foi significativa para as forças de corte induzidas pelos insertos de metal duro, tampouco exerceram influência sobre a temperatura da superfície usinada e sobre a rugosidade do aço ABNT H13. Dessa forma, não se pode relacionar os efeitos das forças de corte, temperatura e rugosidade sobre as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro.

De maneira geral o aumento da velocidade de corte diminuiu a intensidade das tensões residuais, tanto de tração quanto de compressão, o que pode ser observado na

comparação entre os GRA 4.49 e 4.50. Desta forma, em localizações próximas da superfície o aumento da velocidade de corte foi benéfico pois diminuiu a tração no aço ABNT H13, mas na subsuperfície foi prejudicial, reduzindo a compressão. Assim, afirmações generalizadas não podem ser feitas, uma vez que as tensões residuais dependem especificamente da profundidade abaixo da superfície em que foram medidas.

Nos GRA 4.51 e 4.52 são mostradas as tensões residuais geradas pelos insertos de cermet, variando-se a velocidade de corte de $v_c = 100$ m/min para $v_c = 200$ m/min, e mantendo os demais parâmetros fixos.

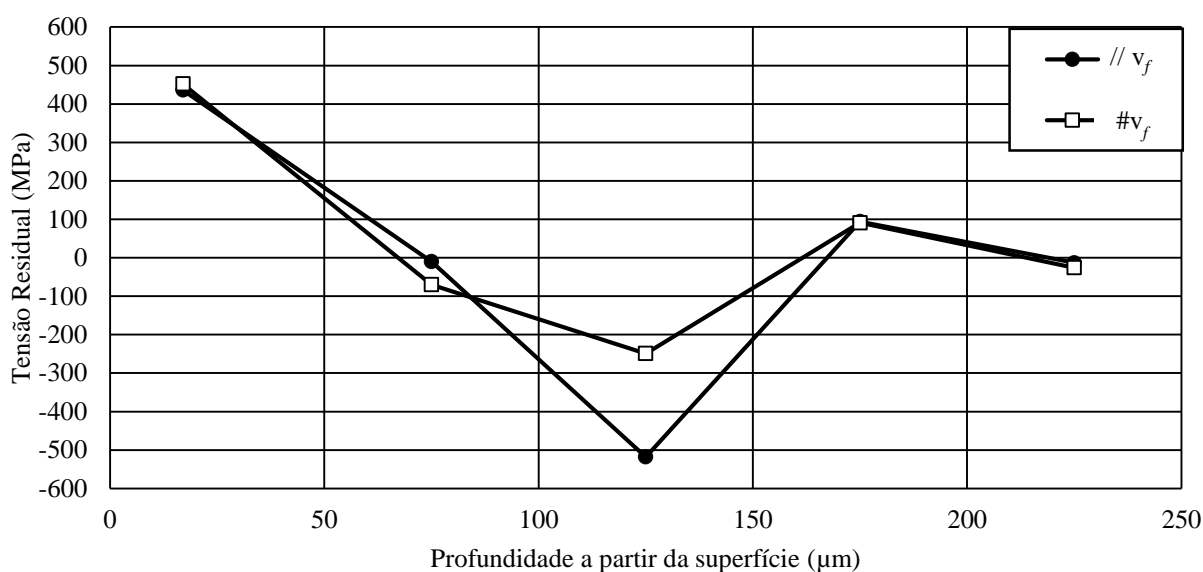


GRÁFICO 4.51 - Tensões residuais sob $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de cermet (teste n° 24).

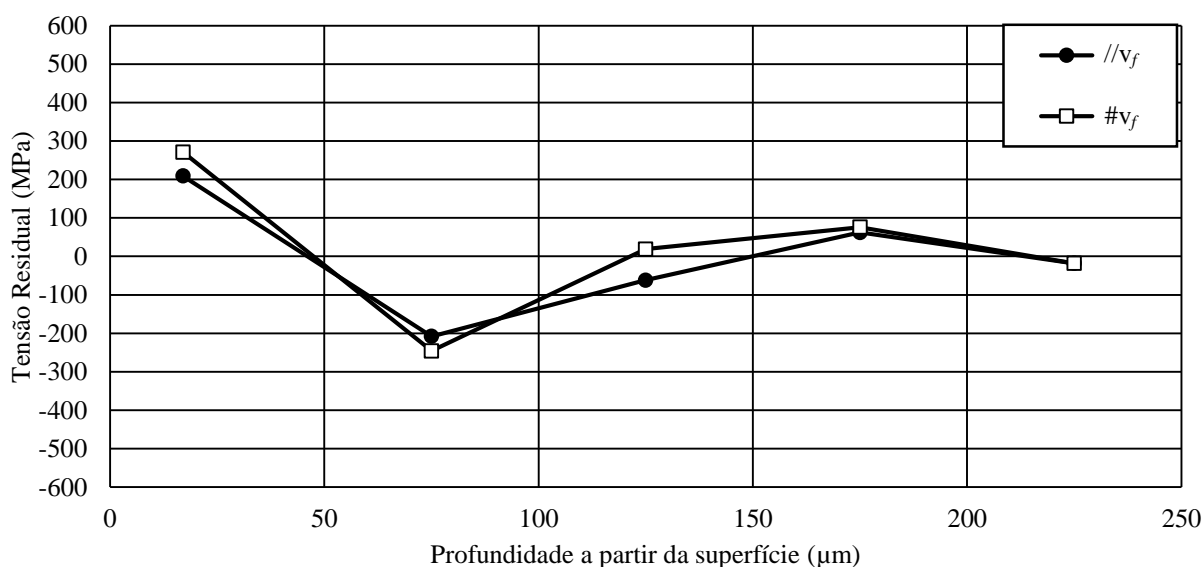


GRÁFICO 4.52 - Tensões residuais sob $v_c = 200$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/aresta, $a_p = 1,5$ mm sem fluido de corte com insertos de cermet (teste n° 20).

Observa-se que na profundidade de 17 μm o aumento da velocidade de corte promoveu tensão residual de tração de menor intensidade, assim como ocorreu para os insertos de metal duro. Destaca-se que a velocidade de corte influenciou em 2,67% sobre a força de avanço (F_f) induzida pelos insertos de cermet, o que esteve associado ao aumento da deformação e da taxa de deformação do aço ABNT H13 conforme explicado por Ding *et al.* (2010). Assim, a uma profundidade de 17 μm , o maior valor da velocidade de corte (GRA 4.52) foi suficiente para reduzir as tensões residuais de tração, o que pode estar associado aos maiores esforços de corte, que contribuíram para deformações plásticas uniformes no aço ABNT H13.

Para a profundidade de 75 μm o efeito da velocidade de corte pode ser considerado desprezível, uma vez que apresentaram tensões residuais próximas. Outro fato identificado foi que o aumento da velocidade de corte utilizando insertos de cermet reduziu a intensidade das tensões residuais, assim como aconteceu para os insertos de metal duro. Mais uma vez a afirmação de que o aumento da velocidade de corte foi benéfico ou não para o material não pode ser feita, uma vez que depende da profundidade abaixo da superfície que está sendo analisada.

4.5.2.3 Variação do avanço por dente

Nos GRA 4.53 e 4.54 são indicadas as tensões residuais geradas pelos insertos de metal duro, variando-se o avanço por dente de $f_z = 0,05$ mm/aresta para $f_z = 0,15$ mm/ aresta e mantendo os demais parâmetros fixos.

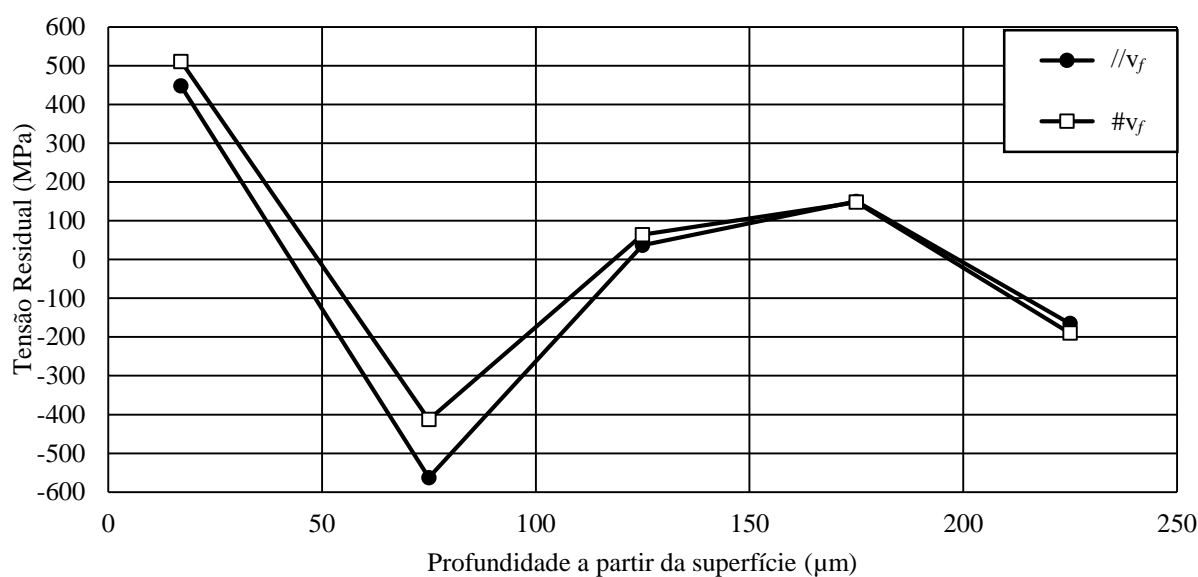


GRÁFICO 4.53 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,05\text{ mm/aresta}$, $a_p = 1,5\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 8).

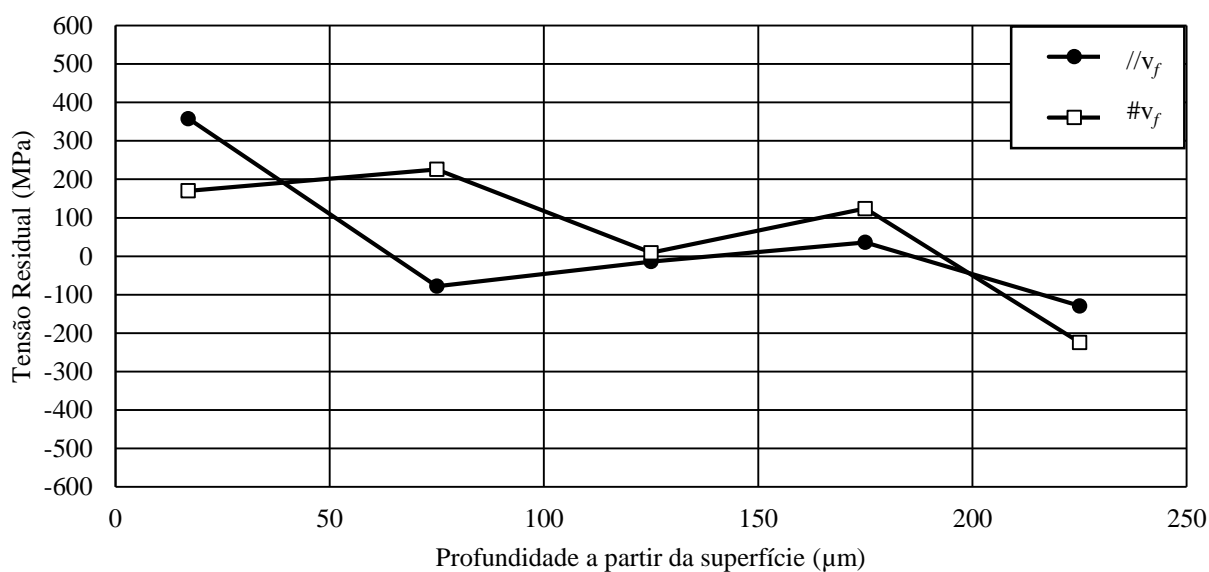


GRÁFICO 4.54 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,15\text{ mm/aresta}$, $a_p = 1,5\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 7).

Para a profundidade de 17 μm pode se observar que o aumento do avanço por dente foi benéfico para a tensão residual medida em ambas as direções, já que reduziu a tração no aço ABNT H13. Isto pode ter acontecido pois para avanços baixos o tempo de contato entre ferramenta e peça foi superior e o atrito entre ferramenta e peça foi maior, aumentando o calor na região do corte. Portanto, estes efeitos combinados podem ter induzindo tensões residuais de tração com maior intensidade próximo à superfície. Além disso, na seção 4.2 identificou-se que o avanço por dente em nível superior resultou maiores esforços de corte. Assim, os esforços

de corte elevados podem ter contribuído para a ocorrência das deformações plásticas uniformes, que resultaram em tensões residuais de tração de menores intensidades. Resultados semelhantes foram obtidos por Reimer e Luo (2018) e Liang e Su (2007).

Apesar da contribuição positiva dos maiores valores do avanço por dente para as tensões residuais, retoma-se os resultados da rugosidade, cujo efeito do avanço por dente em altos níveis aumentou a rugosidade. Dessa forma, o avanço por dente em níveis superiores afeta de maneira prejudicial somente o acabamento superficial do aço ABNT H13, ao contrário do efeito gerado sobre as tensões residuais. Destaca-se também que o avanço por dente não foi estatisticamente influente sobre a temperatura de usinagem. Assim, o efeito deste parâmetro sobre as tensões residuais é um efeito mecânico relacionado à ação da cunha de corte da ferramenta sobre o aço ABNT H13.

Por outro lado, para a profundidade de $75\mu\text{m}$, o aumento do avanço por dente alterou as tensões residuais de compressão para tração na direção perpendicular ao avanço e diminuiu a compressão na direção do avanço. Pode ser que para esta profundidade, a variação do avanço por dente não exerceu influência sobre as tensões residuais. A partir das profundidades de $125\mu\text{m}$, observou-se o comportamento semelhante das tensões residuais, ou seja, a variação do avanço por dente não alterou as tensões residuais.

Com relação à intensidade das tensões residuais com a alteração do avanço por dente, pode-se dizer que o aumento deste parâmetro reduziu as intensidades das tensões residuais, assim como aconteceu para o efeito da velocidade de corte.

Nos GRA 4.55 e 4.56 são mostradas as tensões residuais geradas pelos insertos de cermet, variando-se o avanço por dente de $f_z = 0,05 \text{ mm/ aresta}$ para $f_z = 0,15 \text{ mm/ aresta}$, e mantendo-se os demais parâmetros fixos. Ao comparar os dois gráficos observou-se o mesmo fenômeno quando os GRA 4.53 e 4.54 foram comparados. Para a profundidade de $17 \mu\text{m}$, o aumento do avanço por dente reduz a natureza tratativa, para as profundidades de 75 e $125 \mu\text{m}$ muda o sentido de tensão residual de compressão para tração e a partir de $175 \mu\text{m}$ o avanço por dente não influencia sobre tensões residuais. Com relação à intensidade, tem-se que o aumento do avanço reduz as intensidades das tensões residuais.

Destaca-se que para os insertos de cermet as forças de corte também foram maiores com o incremento do avanço por dente. Assim, as forças de corte podem ter contribuído para a ocorrência de deformações plásticas uniformes no aço ABNT H13, resultando em menores intensidades das tensões residuais de tração.

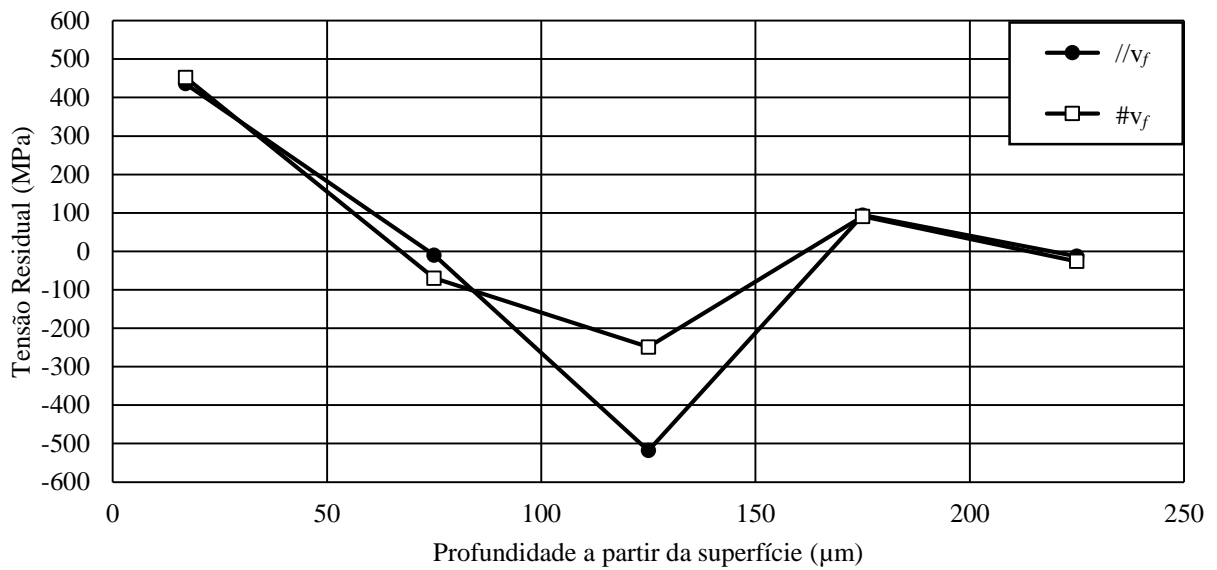


GRÁFICO 4.55 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,05\text{ mm/aresta}$, $a_p = 0,05\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 24).

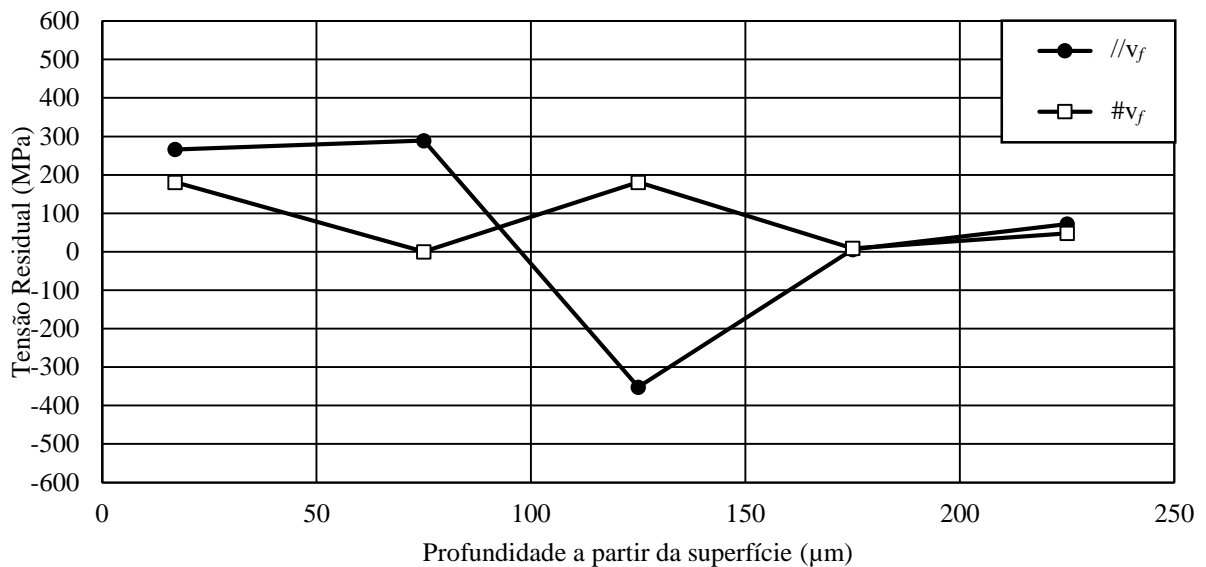


GRÁFICO 4.56 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,15\text{ mm/aresta}$, $a_p = 0,05\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 23).

4.5.2.4 Variação da profundidade de usinagem

Nos GRA. 4.57 e 4.58 são mostradas as tensões residuais geradas pelos insertos de metal duro, variando-se a profundidade de usinagem de $a_p = 0,5\text{ mm}$ para $a_p = 1,5\text{ mm}$ e mantendo os demais parâmetros fixos.

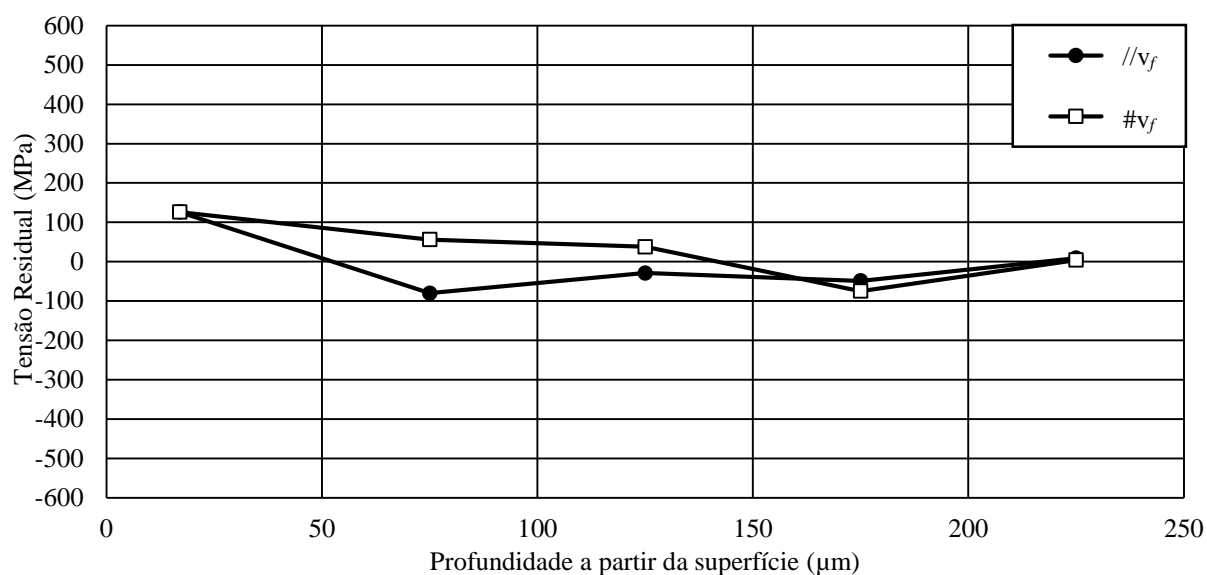


GRÁFICO 4.57 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,05\text{ mm/aresta}$, $a_p = 0,5\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste n° 9).

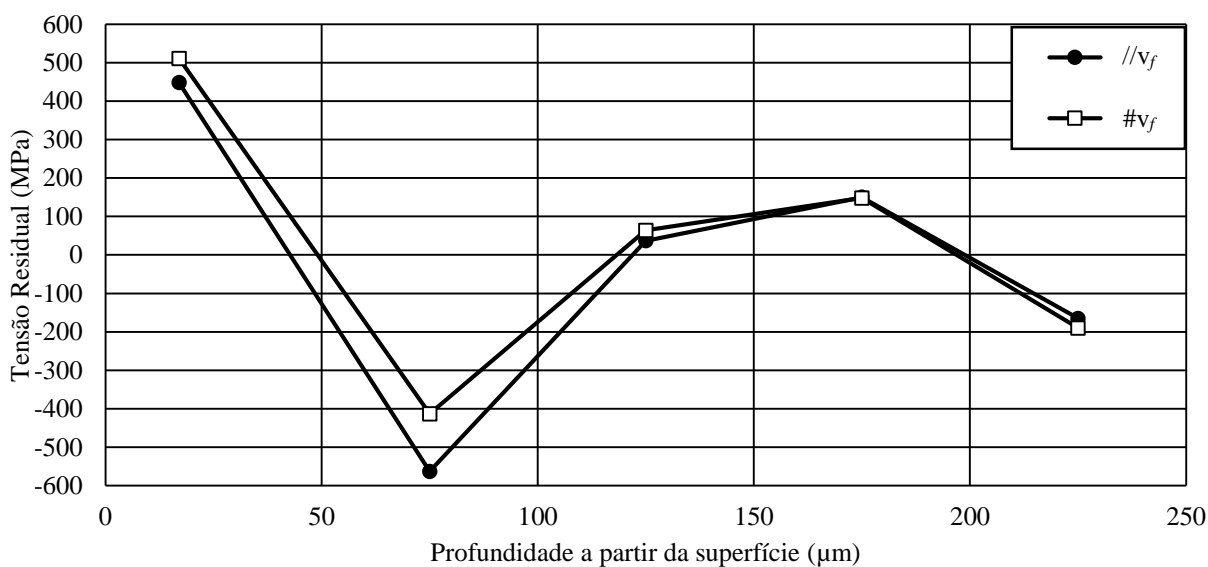


GRÁFICO 4.58 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,05\text{ mm/aresta}$, $a_p = 1,5\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste n° 8).

Com relação ao efeito da profundidade de usinagem sobre as tensões residuais geradas pelo inserto de metal duro, pode ser observado que para a profundidade de 17 μm o aumento de a_p aumentou a tensão residual de tração no aço ABNT H13. Resultados semelhantes foram obtidos por Ji *et al.* (2018).

Como observado nos resultados para os esforços de corte e temperatura, o aumento da profundidade de usinagem aumentou as forças de corte e a temperatura na superfície usinada. Assim, esse resultado pode ser decorrente de uma combinação de efeitos mecânicos (gerados

pelas maiores forças de avanço) e térmicos (gerados pela maior temperatura da superfície usinada). As maiores forças de avanço podem ter contribuído para a deformação plástica uniforme, exercendo um efeito mecânico benéfico sobre as tensões residuais, entretanto o efeito das temperaturas elevadas pode ter sido predominante para induzir tensões residuais de tração com maior intensidade.

Ma *et al.* (2016) afirmam que os efeitos térmicos induzem tensões residuais de tração. Retomando-se a explicação de Lin e Chen (2003), a usinagem converte a potência em calor e ocorrem fenômenos de expansão e contração nos materiais. A contração no resfriamento de regiões diferentemente aquecidas e deformadas plasticamente durante a operação de usinagem representa a principal fonte de tensões residuais, pois as temperaturas presentes no processo são de tal magnitude, que o módulo de elasticidade e a resistência ao escoamento do metal são drasticamente reduzidos, facilitando o escoamento do metal que se expande. Assim, o aumento da profundidade de usinagem que comprovadamente aumentou a temperatura da superfície usinada, induziu à natureza trativa devido ao posterior resfriamento. A superfície usinada sob altas a_p pode ter resfriado mais rápido do que o interior, induzindo tensões residuais de tração com maiores intensidades.

Para a profundidade de 75 μm um maior valor de a_p alterou a tensão residual de tração para compressão na direção perpendicular ao avanço e aumentou a tensão residual de compressão na direção paralela ao avanço. Este fenômeno pode ser devido ao retorno elástico das camadas subsuperficiais após a superfície ter sido submetida a altas tensões residuais de tração.

Outra observação importante foi que a intensidade das tensões residuais foi menor em todos os casos para a profundidade de usinagem de 0,5 mm, mas não se pode dizer que menores valores de a_p implicam em melhores condições das tensões residuais, pois uma menor intensidade pode significar baixa tensão residual de tração ou baixa intensidade da tensão residual de compressão. Mais uma vez a dependência das tensões residuais com a profundidade de usinagem durante a medição foram evidenciadas.

Nos GRA 4.59 e 4.60 são indicadas as tensões residuais geradas pelos insertos de cermet, variando-se a profundidade de usinagem de $a_p = 0,5$ mm para $a_p = 1,5$ mm e mantendo os demais parâmetros fixos. Ao comparar os dois gráficos, observou-se comportamento semelhante aos GRA 4.57 e 4.58, cujos insertos eram de metal duro. O aumento da profundidade de usinagem aumentou a tensão residual de tração na profundidade de 17 μm , o que pode estar associado ao aumento da temperatura na superfície usinada e ao aumento dos esforços de corte, conforme constatado experimentalmente. Na profundidade de 75 μm , as

tensões residuais apresentaram comportamento semelhante para diferentes valores de a_p . Também foi observado que menores valores da profundidade de usinagem impactaram menores intensidades das tensões residuais.

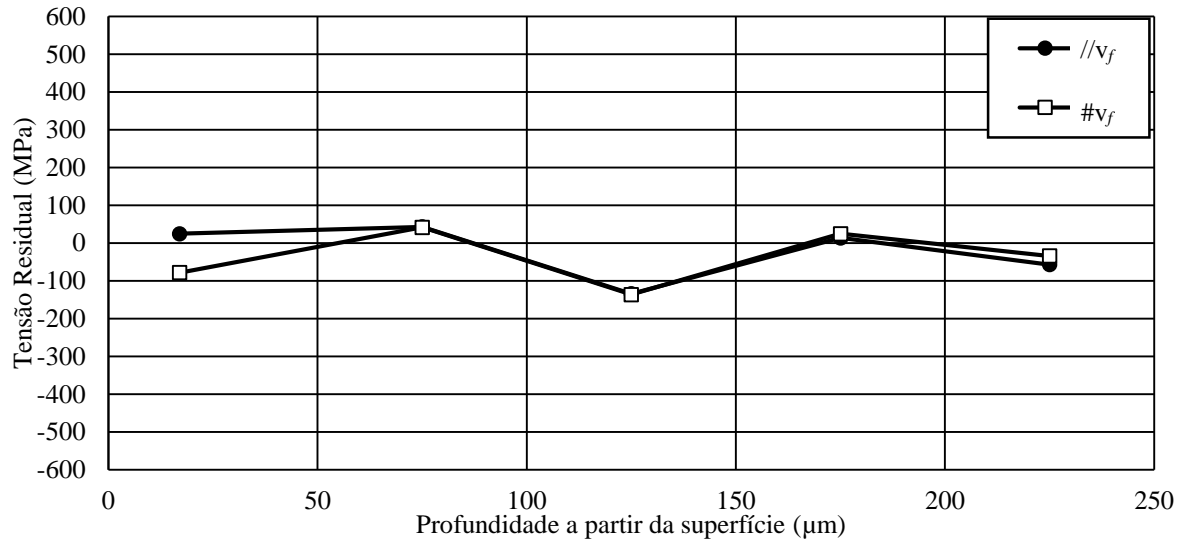


GRÁFICO 4.59 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,05\text{ mm/aresta}$, $a_p = 0,5\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de cermet (teste n° 25).

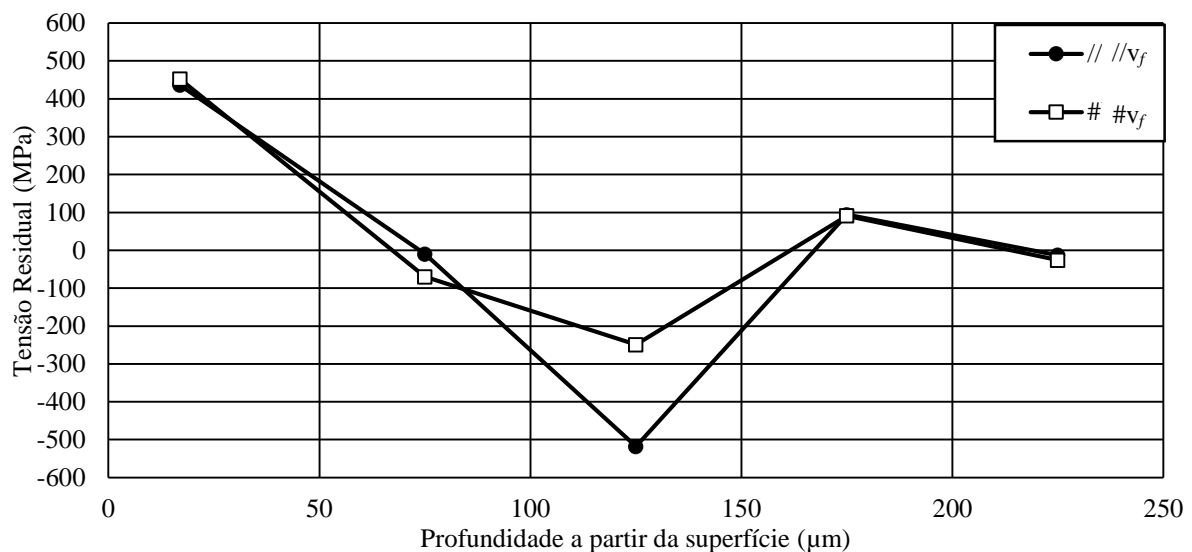


GRÁFICO 4.60 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,05\text{ mm/aresta}$, $a_p = 1,5\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de cermet (teste n° 24).

4.5.2.5 Uso de fluido de corte

Nos GRA 4.61 e 4.62 são apresentadas as tensões residuais geradas pelos insertos de metal duro, variando-se as condições de testes com lubri-refrigeração ou a seco e mantendo os demais parâmetros fixos.

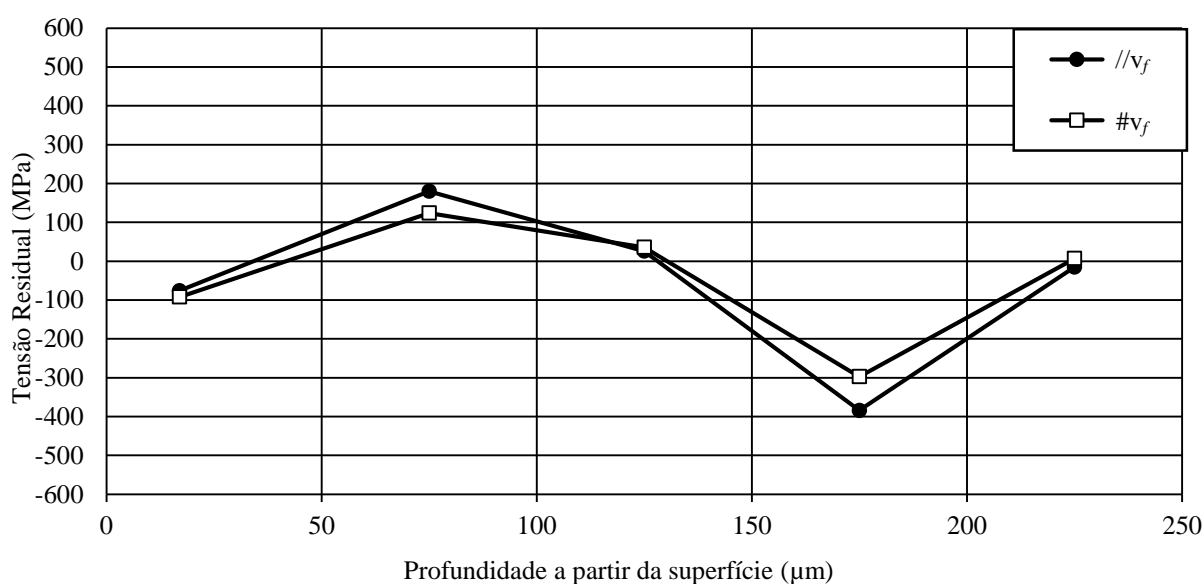


GRÁFICO 4.61 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,05\text{ mm/aresta}$, $a_p = 0,5\text{ mm}$ com lubri-refrigeração com insertos de metal duro (teste nº 12).

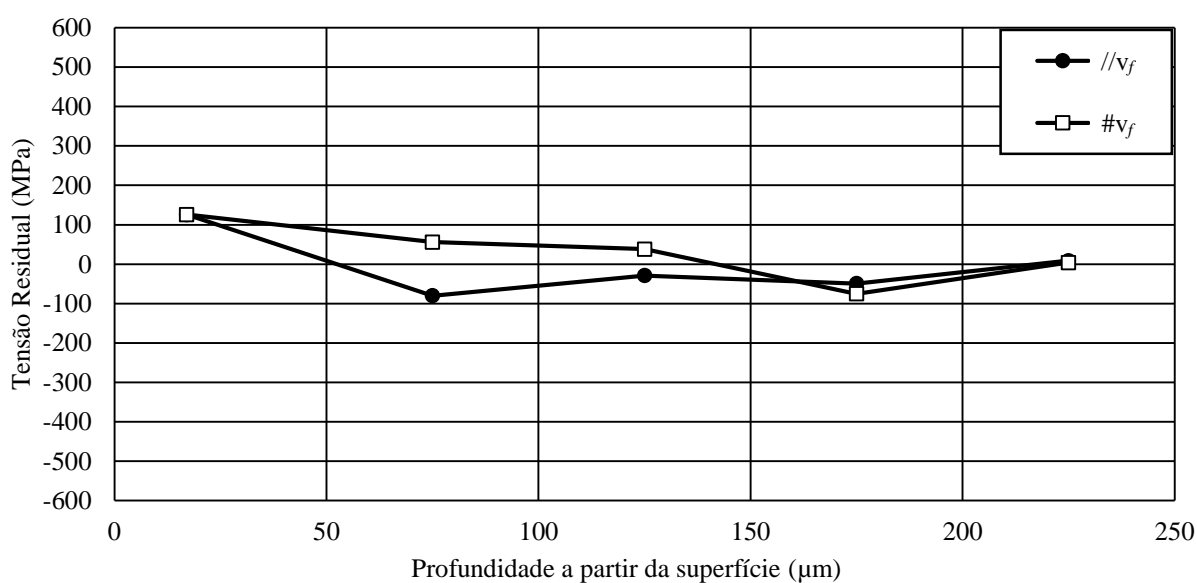


GRÁFICO 4.62 - Tensões residuais sob $v_c = 100\text{m/min}$, $f_z = 0,05\text{ mm/aresta}$, $a_p = 0,5\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de metal duro (teste nº 9).

O teste com lubri-refrigeração apresentou tensão residual de compressão para a profundidade de $17\ \mu\text{m}$, ao contrário da usinagem a seco, que apresentou tensão residual de tração na mesma profundidade. Assim, pode-se constatar que a presença do fluido de corte apresentou benefício para o material na profundidade $17\ \mu\text{m}$, o que pode ter ocorrido em virtude da redução do atrito entre a ferramenta e a peça usinada e devido ao fato de que o fluido de corte pode ter melhorado a retirada de calor do sistema. De fato, tem sido evidenciado nesta

pesquisa que o aumento da temperatura na superfície usinada induz tensões residuais de tração. Resultados semelhantes foram obtidos Devillez *et al* (2011).

Para a profundidade de 75 μm ocorreu efeito contrário, ou seja, o teste sob lubri-refrigeração apresentou maiores tensões residuais de tração quando comparado ao teste sem fluido de corte. Pode ser que nesta profundidade de usinagem o fluido de corte não foi suficiente para provocar qualquer efeito.

Com relação à intensidade das tensões residuais, os testes a seco apresentaram menores intensidades, mas não se pode generalizar com a perspectiva de que testes de usinagem a seco apresentam melhores condições de tensões residuais para o material usinado, pois também dependem da profundidade abaixo da superfície do material em que foram medidas.

Para estudar os efeitos do fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas pelos insertos de cermet, são exibidas as tensões residuais dos testes n° 29 e n° 30 nos GRA 4.63 e 4.64.

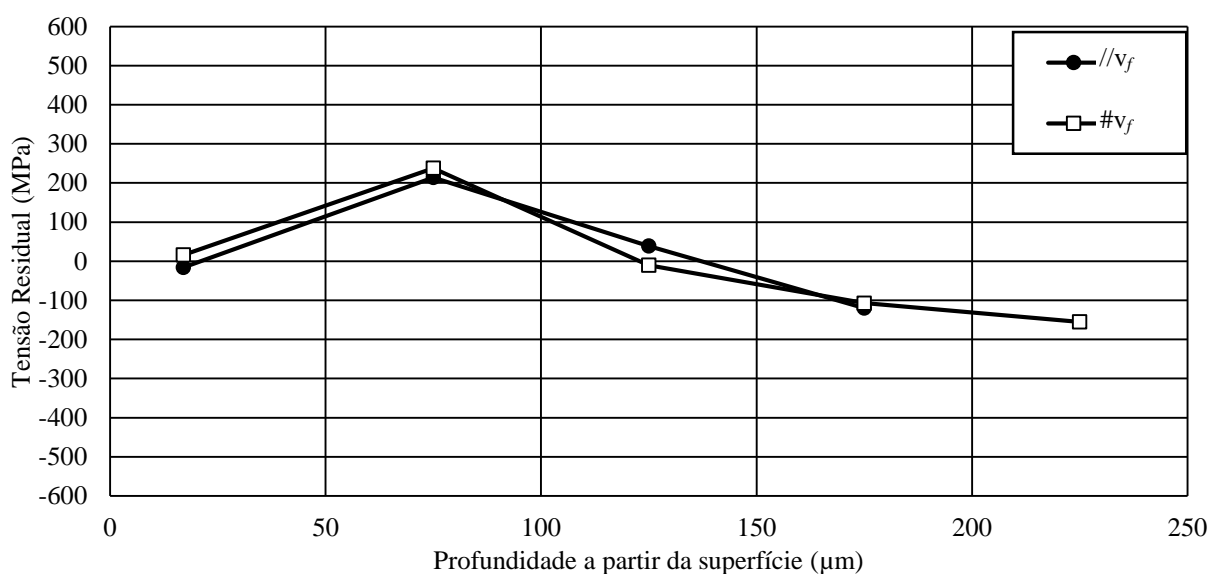


GRÁFICO 4.63 - Tensões residuais sob $v_c = 150\text{m/min}$, $f_z = 0,1\text{ mm/aresta}$, $a_p = 1\text{ mm}$ com lubri-refrigeração com insertos de cermet (teste n° 29).

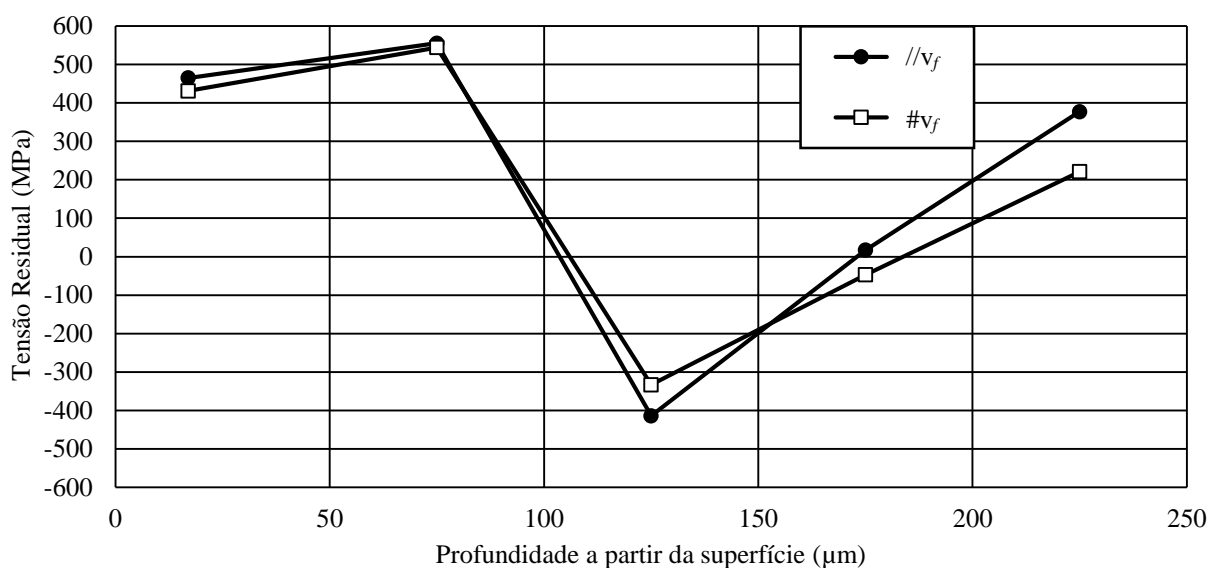


GRÁFICO 4.64 - Tensões residuais sob $v_c = 150\text{m/min}$, $f_z = 0,1\text{ mm/aresta}$, $a_p = 1\text{ mm}$ sem fluido de corte com insertos de cermet (teste nº 30).

Com relação ao efeito do fluido de corte sobre as tensões residuais induzidas pelos insertos de cermet, resultados semelhantes foram obtidos para as condições em que foram utilizados insertos de metal duro. A usinagem do aço ABNT H13 a seco aumentou a intensidade das tensões residuais de tração nas profundidades de 17 µm e 75 µm, devido aos efeitos térmicos de aquecimento e resfriamento decorrente da operação de usinagem. Conforme apresentado na seção 4.4, a utilização de fluido de corte no fresamento com insertos de cermet foi eficiente para a redução da rugosidade. Portanto a usinagem sob lubri-refrigeração impactou melhores condições de tensões residuais tanto para insertos de metal duro quanto para insertos de cermet, sendo que para os insertos de cermet foi suficiente ainda para um melhor acabamento.

4.5.3 Comparação dos resultados de tensão residual

Os resultados foram apresentados em função da ANOVA (seção 4.5.1) e da seleção de testes dois a dois a fim de investigar a influência da variação de parâmetros de corte sobre as tensões residuais (seção 4.5.2). A primeira análise, de cunho quantitativa, buscou identificar os efeitos principais sobre as tensões residuais nas profundidades de 17 µm e 75 µm nas direções paralela e perpendicular ao avanço. Identificou-se que o aumento da velocidade de corte na profundidade de 75 µm com insertos de metal duro aumentou as tensões residuais de tração. O teste t indicou que não ocorreu diferença entre as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro e cermet nas profundidades de 17 µm, 75 µm, 125 µm e 175 µm.

Considerando-se que a profundidade de 17 μm é importante por representar a medida mais próxima da superfície, prosseguiu-se com a análise qualitativa, permitindo um melhor entendimento do comportamento das tensões residuais.

A segunda análise, de cunho qualitativa, reafirmou os resultados indicados pela ANOVA e pelo teste t. A análise gráfica permitiu aprofundar as interpretações a respeito da variação das tensões residuais na subsuperfície do material, em profundidades superiores a 17 μm abaixo da superfície.

Na Tabela 4.16 é mostrado um resumo do comportamento das tensões residuais nas profundidades de 17 μm e 75 μm à medida em que os parâmetros de corte e os insertos variaram. A tabela foi montada com o objetivo de identificar como a alteração de um parâmetro de corte brando para severo, mantendo os demais fixos, impactou as tensões residuais. Neste caso, condições brandas são os seguintes parâmetros: $v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,05$ mm/ aresta, $a_p = 0,5$ mm, sob lubri-refrigeração, enquanto as condições severas são $v_c = 200$ m/min, $f_z = 0,15$ mm/ aresta, $a_p = 1,5$ mm, a seco. A análise apresentada na TAB 4.16 baseia-se no seguinte pressuposto: o aumento da intensidade da tensão residual de compressão ou a redução da tensão residual de tração são benéficos à integridade superficial do aço ABNT H13 e, analogamente, a redução da intensidade da tensão residual de compressão ou o aumento da tensão residual de tração significam um efeito prejudicial.

De maneira geral, observou-se que as tensões residuais dependem da profundidade abaixo da superfície em que está sendo analisada e que efeitos contrários ocorreram para as profundidades de 17 μm e 75 μm . Considerando-se que a integridade superficial é uma característica da superfície ou de camadas imediatamente inferiores a ela, pode-se dizer que a análise na profundidade de 17 μm é a mais importante, principalmente porque nesta profundidade ocorreram tensões residuais de tração que poderiam ser prejudiciais ao aço ABNT H13. Desta forma, buscar os parâmetros de usinagem que minimizem estas tensões residuais de tração são uma contribuição significativa desta pesquisa.

De acordo com a TAB 4.16, tanto para os insertos de metal duro quanto para os insertos de cermet na profundidade de 17 μm , as melhores condições são: maior velocidade de corte e avanço (200 m/min e 0,15 mm/ aresta), menor profundidade de usinagem (0,5 mm), sob lubri-refrigeração, pois estas condições geraram tensões residuais de tração com menores intensidades. Estes resultados vão de encontro aos resultados das ANOVA da seção 4.5.1.

TABELA 4.16

Resumo dos efeitos dos parâmetros de corte sobre as tensões residuais.

Aumento do parâmetro (brando→severo)	Tipo de inserto	Efeito sobre a tensão residual (profundidade 17 μm)	Efeito sobre a tensão residual (profundidade 75 μm)
v_c (m/min)	Metal duro	Benéfico	Prejudicial
	Cermet	Benéfico	Desprezível
f_z (mm/ aresta)	Metal duro	Benéfico	Prejudicial
	Cermet	Benéfico	Prejudicial
a_p (mm)	Metal duro	Prejudicial	Benéfico
	Cermet	Prejudicial	Desprezível
FC	Metal duro	Prejudicial	Benéfico
	Cermet	Prejudicial	Prejudicial

Tanto para os insertos de cermet quanto para os insertos de metal duro na profundidade de 17 μm observou-se que os parâmetros velocidade de corte e avanço em níveis altos induziu tensões residuais compressivas. Estas respostas corroboram com as pesquisas de Ji *et al.* (2018) e Yingfei, Escalona e Galloway (2016), que sugerem a redução do tempo de corte por meio do aumento dos parâmetros de corte como velocidade de corte e avanço. Os autores afirmam que a redução do tempo de operação pode reduzir a intensidade das tensões residuais de tração nos materiais.

Quanto à profundidade de usinagem recomenda-se sua utilização em níveis baixos, reduzindo a intensidade das tensões residuais de tração, além de reduzir as forças de usinagem e a temperatura da superfície usinada. Por fim, a utilização do fluido de corte é recomendada para redução da tensão residual de tração devido à sua ação refrigerante, que ameniza os efeitos da temperatura sobre a expansão térmica do aço ABNT H13.

Pode se dizer que os efeitos térmicos foram predominantes sobre os efeitos mecânicos que geraram as tensões residuais. Analisando-se o efeito da profundidade de usinagem por exemplo, sabe-se que este parâmetro em níveis superiores aumentou os esforços de corte e induziram maiores temperaturas da superfície fresada. Assim, se por um lado maiores esforços de corte poderiam ser suficientes para promover deformações plásticas uniformes, (induzindo menores tensões residuais de tração), por outro lado os efeitos térmicos prevaleceram, pois provocaram fenômenos de expansão/compressão que levaram a tensões residuais de tração.

Analogamente esta comparação pode ser feita para a aplicação do fluido de corte. A utilização do fluido de corte foi suficiente para induzir menores forças de avanço (F_f) durante o fresamento com insertos de metal duro, conforme constatado na seção 4.2.1.1. Assim,

considerando-se efeitos mecânicos, os menores esforços de corte não seriam suficientes para a ocorrência das deformações plásticas uniformes e poderiam induzir maiores tensões residuais de tração. Entretanto, aconteceu o contrário, ou seja, a utilização do fluido de corte reduziu as tensões residuais de tração, o que pode estar associado à redução do efeito térmico sobre as tensões residuais, pois sabe-se que os fluidos de corte são eficientes para redução da temperatura na interface ferramenta-cavaco-peça.

5 CONCLUSÃO

A partir dos resultados e discussões apresentados neste trabalho, que tratou do fresamento do aço ABNT H13 utilizando insertos de metal duro e cermet com diferentes parâmetros de corte, algumas conclusões podem ser extraídas:

O parâmetro mais influente sobre todas as componentes das forças foi a profundidade de usinagem, seguida do avanço por dente. Esta influência aconteceu tanto para insertos de cermet quanto para insertos de metal duro.

A temperatura da superfície do aço ABNT H13 foi medida durante a operação de usinagem e identificou-se que o único parâmetro influente sobre a temperatura foi a profundidade de usinagem. Também foi constatado que as temperaturas das superfícies usinadas pelos insertos de metal duro e cermet ficaram próximas.

O avanço por dente foi influente para todos os parâmetros de rugosidade do aço ABNT H13 fresado com insertos de metal duro. Para os insertos de cermet, o avanço por dente foi influente para R_a , R_q e R_z . Assim, o efeito do avanço por dente sobre o aumento da rugosidade já era esperado, dado que a altura dos picos e a profundidade dos vales das marcas de avanço tendem a aumentar em proporção quadrática ao avanço. Além disso, retoma-se que o avanço por dente foi influente sobre todas as componentes das forças, logo, existe uma relação sequencial entre avanço por dente, forças e rugosidade, de modo que o incremento do parâmetro de corte impactou maiores esforços durante a usinagem, que por sua vez prejudicaram o acabamento da superfície usinada.

Para o fresamento com insertos de cermet, a utilização do fluido de corte contribuiu para um melhor acabamento. Comparando-se os insertos de metal duro e cermet sob as mesmas condições de usinagem, observou-se os insertos de cermet obtiveram menores valores médios para os componentes da rugosidade.

Avaliou-se o comportamento das tensões residuais induzidas no aço ABNT H13 fresado sob diferentes condições de usinagem. A ANOVA permitiu apenas uma interpretação indicativa de que o aumento da velocidade de corte aumentou a intensidade das tensões residuais de tração para a profundidade de 75 μm na direção paralela ao avanço para insertos de metal duro. Os testes t indicaram que não ocorreu diferença significativa entre as tensões residuais induzidas pelos insertos de metal duro e cermet.

Um efeito observado nos gráficos das tensões residuais ao longo da profundidade da superfície usinada foi que na profundidade de 17 μm prevaleceu tensão residual de tração, o que pode estar associado ao efeito da cunha de corte da ferramenta e ao efeito térmico na superfície durante a operação de usinagem. Na profundidade de 75 μm , a tensão residual de compressão foi predominante. Considerando-se que a integridade superficial é uma característica da superfície ou de camadas imediatamente inferiores a ela, pode-se dizer que a análise na profundidade de 17 μm é a mais importante, principalmente devido ao fato da nucleação de trincas ocorrer preferencialmente na superfície do material.

Ao comparar dois testes com os mesmos parâmetros de usinagem, mas com insertos de materiais diferentes, observou-se que os comportamentos das tensões residuais independeram do inserto utilizado, confirmando os resultados do teste t.

Resgatando-se os valores da temperatura usinada, destacam-se os efeitos da profundidade de corte. A aplicação deste parâmetro em um nível baixo ($a_p = 0,5 \text{ mm}$) gerou menores tensões residuais de tração, o que esteve associado à menor temperatura da superfície usinada, conforme constatado experimentalmente. Além disso, constatou-se qualitativamente que a usinagem em meio lubri-refrigerado induziu menores tensões residuais de tração tanto para o metal duro quanto para o cermet, o que pode ter acontecido devido ao fato de ter manifestado uma usinagem branda e a refrigeração provocada pelo fluido possa ter minimizado efeitos térmicos e mecânicos sobre as tensões residuais. Portanto, a usinagem sob lubri-refrigeração afetou positivamente as tensões residuais tanto para insertos de metal duro quanto para insertos de cermet, sendo que para os insertos de cermet ainda propiciou um melhor acabamento.

Dado que a origem das tensões residuais está associada a efeitos térmicos e mecânicos, esta pesquisa comprovou experimentalmente que os efeitos térmicos prevaleceram sobre os efeitos mecânicos. A expansão do material influenciada pela temperatura durante o fresamento e o posterior resfriamento após a operação, induziram tensões residuais de tração. Além disso, a ação da cunha da ferramenta de corte sobre a superfície usinada também induziu tensões residuais, mas este efeito foi menor quando comparado com os efeitos térmicos.

Destaca-se que esta conclusão determina, para a presente pesquisa, como deve ser o trabalho final de usinagem para se conseguir o melhor resultado. Quanto aos parâmetros de corte, a combinação dos parâmetros que induzem menores intensidades das tensões residuais de tração são velocidade de corte alta (200 m/min), avanço alto (0,15 mm/aresta), profundidade de usinagem baixa (0,5 mm) sob lubri-refrigeração tanto para insertos de cermet quanto para insertos de metal duro.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

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

- Dado que a presente pesquisa foi realizada a partir do fresamento frontal concordante, propõe-se realizar a caracterização das tensões residuais induzidas pelo fresamento discordante frontal no aço ABNT H13. Conforme indicado na seção 2.4.2, o sentido do fresamento pode alterar as tensões residuais no material usinado.

- Realizar ensaios de resistência à fadiga no aço ABNT H13 utilizando diferentes níveis de profundidade de usinagem. Dado que o aumento da profundidade de usinagem esteve associado a maiores temperaturas da superfície usinada e favoreceram o aparecimento de tensões residuais de tração de maior intensidade, o ensaio de fadiga poderá indicar se a profundidade de usinagem para diferentes valores poderá impactar a vida em fadiga do aço ABNT H13. Este fenômeno poderá acontecer pois tensões residuais de tração favorecem o aparecimento e a propagação de trincas em componentes usinados. A realização do ensaio de fadiga possibilitará uma melhor caracterização das tensões residuais induzidas pela operação de fresamento frontal.

- Realizar ensaios de torneamento no aço ABNT H13 utilizando os mesmos parâmetros de usinagem utilizados neste trabalho, para verificar a existência de correlação entre o comportamento da tensão residual induzida por estes dois processos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

A & B DIE CASTING. **Tooling for Die Casting**. Disponível em: www.abdiecasting.com. Acesso em outubro de 2018.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 15424:2016, Ensaios Não Destrutivos – Termografia – Terminologia**. Rio de Janeiro, 2016.

AFAZOV, S. M.; RATCHEV, S. M.; SEGAL, J. Prediction and experimental validation of micro-milling cutting forces of AISI H13 steel at hardness between 35 and 60 HRC. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 62, n. 9-12, p.887-899, 2011.

AI, X. **High Speed Machining Technology**. National Defense Industry, China, 2003.

ARMENDIA, M. *et al.* High bandwidth temperature measurement in interrupted cutting of difficult to machine materials. **Cirp Annals**. v. 59, n. 1, p.97-100, 2010.

ASM International. Handbook Committee. **Properties and selection– irons, steels, and high performance alloys**. ASM handbook, v. 10, n. 3, ASM International, 1990.

ASTAKHOV, V. P. **Metal Cutting Mechanics**, 1 st edition. CRC PRESS, 1999. 320 p.

ASTM Standard E8/E8M. **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic materials**. 2013.

ASTM Standard E837. **Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage method**. 2013.

ÁVILA, R. F *et al.* **Influência do Fluido de Corte Sobre a Força de Usinagem e o Acabamento do Aço Inoxidável Austenítico ABNT 304**. Seminário Brasileiro do aço inoxidável, 7. São Paulo, 2004.

AXINTE, D.A; DEWES, R.C. Surface Integrity of Hot Work Tool Steel After High Speed Milling-Experimental Data and Empirical models. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 127, n. 3, p.325-335, 2002.

BAEK, D. K.; KO, T. J.; KIM, H. S. Optimization of Feedrate in a Face Milling Operation Using a Surface Roughness Model. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 41, n. 3, p. 451-462, 2001.

BEANEY, E. M. Accurate Measurement of Residual Stress on Any Steel Using The Center Hole Method. **Strain**, v.12, n.3, p.99-106, 1976.

BERGMAN T.L; LAVINE, A.S. **Incropera - Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa**. Rio de Janeiro: Grupo GEN, 2019.

BRINKSMEIER, E. *et al.* Residual Stresses — Measurement and Causes in Machining Processes. **Cirp Annals**, v.31, n.2, p. 491-510, 1982.

CALLISTER JR, W. D. RETHWISCH, D. G. **Ciência e Engenharia De Materiais: Uma Introdução**. 9ª edição. Rio de Janeiro: LTC, 2016.

CFS MACHINERY CO., LTD. **Forging Tooling**. Disponível em: <http://www.steelforging.org/forging-tooling/>. Acesso em outubro de 2018.

CHEN, X.; ROWE, W.B.; MCCORMACK, D.F. Analysis of The Transitional Temperature For Tensile Residual Stress In Grinding. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 107, n. 1-3, p.216-221, 2000.

CHIAVERINI, V. **Tecnologia Mecânica: Estrutura e Propriedades Das Ligas Metálicas**. 2ª edição. São Paulo: Editora MacGraw-Hill do Brasil, 1986.

CHUANGWEN, X. *et al.* Experimental Tests and Empirical Models of the Cutting Force and Surface Roughness when Cutting 1Cr13 Martensitic Stainless Steel With a Coated Carbide Tool. **Advances in Mechanical Engineering**, v. 8, n. 10, p.1-10, out. 2016.

CIMM. **Material Didático Sobre Usinagem**. Disponível em: <http://www.cimm.com.br> acesso em maio de 2019.

ÇOLAK, O.; KURBANOGLU, C.; KAYACAN, M.C. Milling Surface Roughness Prediction Using Evolutionary Programming Methods. **Materials & Design**, v. 28, n. 2, p.657-666, 2007.

COZ L. G., *et al.* Measuring Temperature of Rotating Cutting Tools: Application to MQL Drilling and Dry Milling of Aerospace Alloys. **Applied Thermal Engineering**, v. 36, p. 434-441, 2011.

CUI, X.; ZHAO, J.; TIAN, X. Cutting Forces, Chip Formation, and Tool Wear in High-Speed Face Milling of AISI H13 Steel With CBN Tools. **The International Journal Of Advanced Manufacturing Technology**. v. 64, n. 9-12, p.1737-1749, 2012.

DAVIES, M.A *et al.* On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. **Cirp Annals**. v. 56, n. 2, p.581-604, 2007.

DEVILLEZ, A. *et al.* Dry Machining of Inconel 718, Workpiece Surface Integrity. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 211, n. 10, p.1590-1598, 2011.

DING, T. C. *et al.* A Comparative Investigation on Surface Roughness and Residual Stress during End-Milling AISI H13 Steel with Different Geometrical Inserts. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 26, n. 8, p.1085-1093, 2011.

DIN 6584, 1982. **Terms of the cutting technique, forces, energy, work, power.**

DING, T. *et al.* Empirical Models and Optimal Cutting Parameters for Cutting Forces And Surface Roughness in Hard Milling of AISI H13 Steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 51, n. 1-4, p.45-55, 2010.

DINIZ, A.E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 8ª edição. São Paulo: Artliber, 270 p., 2012.

EL-KHABEERY, M.M.; FATTOUH, M. Residual Stress Distribution Caused by Milling. **International Journal of Machine Tools And Manufacture**, v. 29, n. 3, p.391-401, 1989.

ERIC, M.; NEDIC, B. Materials Machinability in Relation to the Cutting Temperature, **Tribology in Industry**. v.24, n. 3-4, p. 79-82, 2002.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. São Paulo: Edgard Blucher, 1977, 754 p.

FERREIRA, R.A.M. **Metodologia Para Avaliação do Desempenho De Painéis Fotovoltaicos Utilizando Um Modelo Elétrico-Térmico e Termografia Quantitativa**. Outubro, 2018. 140 p. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica. Departamento de Engenharia Mecânica da UFMG

FIELD, M.; KAHLES, J.F. Review of Surface Integrity Of Machined Components. **CIRP Annals**. v.1, n.2, p – 153-163, 1971.

FIELD, M. *et al.* **Surface Finish and Surface Integrity**. In: Several Authors. ASM International. ASM Handbook: Machining. USA: et cut Research Associates. v.16, p. 19-36, 1977.

FONSECA, C. M. P. **Evolução do Estado de Tensões Residuais em Juntas Soldadas de Tubulação Durante Ciclos de Fadiga**. 2000. Tese de Doutorado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE/UFRJ.

GROOVER, M. P., **Fundamentals of modern manufacturing**. 4th ed., John Wiley and Sons, United States, 2010

HASHIMOTO, F. *et al.* Surface integrity difference between hard turned and ground surfaces and its impact on fatigue life. **CIRP Ann Manuf Technol**. v.1, p. 81-84, 2006.

HASSANPOUR, H.; *et al.* Investigation of Surface Roughness, Microhardness and White Layer Thickness in Hard Milling of AISI 4340 Using Minimum Quantity Lubrication. **Journal of Cleaner Production**, v. 120, p.124-134, 2016.

H-DRILL. **Hole-Drilling Residual Stress Calculation Program**. Version 3.01, Gary S. Schajer, 2006.

HUANG, K.; YANG, W. Analytical Analysis of the Mechanism of Effects of Machining Parameter and Tool Parameter on Residual Stress Based On Multivariable Decoupling Method. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 128-129, p.659-679, 2017.

ION, J. C. **Laser Processing of Engineering Materials**. Oxford UK: Elsevier Butterworth-Heinemann. 2005.

JAWAHIR, I.S. *et al.* Surface Integrity in Material Removal Processes: Recent Adces. **Cirp Annals**, v.60, n.2, p.603-626, 2011.

JI, C. *et al.* Effect of Cutting Parameters on the Residual Stress Distribution Generated by Pocket Milling of 2219 Aluminum Alloy. **Advances in Mechanical Engineering**, v. 10, n. 12, p.1-15 2018.

JIANG, X. *et al.* Effects of Tool Diameters on the residual stress and Distortion Induced by Milling of Thin-Walled Part. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 68, n. 1-4, p.175-186, 2013.

KALPAKJIAN, S. **Manufacturing Engineering and Technology: Solutions Manual**. 3^a edição. Addison-Wesley; 1995. 1271 p.

KANT, G.; SANGWAN, K. S. Prediction and Optimization of Machining Parameters for Minimizing Power Consumption and Surface Roughness in Machining. **Journal of Cleaner Production**, v.83, p. 151-164, 2014.

KHALED, T. **Residual Stress Measurement by the Hole Drilling Method**. Federal Aviation Administration, 1991. Disponível em: <https://www.faa.gov/>. Acesso em janeiro de 2020.

KISTER. **Component Dynamometer up to 200 Nm-Type 9272**. Disponível em: <https://www.kistler.com/en/product/type-9272/>. Acesso em novembro de 2020.

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1: Cutting**. **Rwthedition**. Germany: Springer Berlin Heidelberg, 2011. 517 p.

KUCZMASZEWSKI, J.; ZAGÓRSKI, I. Methodological Problems of Temperature Measurement in the Cutting Area During Milling Magnesium Alloys. **Management And Production Engineering Review**. v. 4, n. 3, p.26-33, 2013.

LAURO, C. H., *et al.* Monitoring the Temperature of the Milling Process Using Infrared Camera, **Sci Res Essays**. v.8, n.1, p. 1112-1120, 2013.

LI, B.; YAN, Y.; YANG, J. Influence and Optimization Criterion of Milling Modes and Process Parameters on Residual Stress. **Proceedings of The 5th International Conference on Advanced Design and Manufacturing Engineering**, p.1874-1879, 2015.

LI, M. *et al.* Parameter Optimization During Minimum Quantity Lubrication Milling of TC4 Alloy with Graphene-Dispersed Vegetable-Oil-Based Cutting Fluid. **Journal of Cleaner Production**. v. 209, p.1508-1522, 2019.

LI, W.; GUO, Y. GUO, C. Superior Surface Integrity by Sustainable Dry Hard Milling and Impact on Fatigue. **Cirp Annals**, v. 62, n.1, p.567-570, 2013.

LIANG, S.Y e SU, J.C. Residual Stress Modeling in Orthogonal Machining. **Cirp Annals**, v. 56, n. 1, p.65-68, 2007.

LIN, Y.C e CHEN, S.C. Effect of Residual Stress on Thermal Fatigue in a Type 420 Martensitic Stainless Steel Weldment. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 138, n. 1-3, p.22-27, 2003.

MA, Y. *et al.* Prediction of Surface Residual Stress After End Milling Based on Cutting Force and Temperature. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 235, p.41-48, 2016.

MACHADO, A. R.; DA SILVA, M. B. **Usinagem dos Metais**. 8^a ed. Uberlândia: Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, 2004. 257p.

MACHADO, A.R., ABRÃO A.M, COELHO, R.T, DA SILVA, M.B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3^a edição. São Paulo: Editora Blucher, 2015. 408 p.

MASMIATI, N. *et al.* Optimization of Cutting Conditions for Minimum Residual Stress, Cutting Force and Surface Roughness in End Milling of S50C Medium Carbon Steel. **Measurement**, v. 86, p.253-265, 2016.

MATHAR J. **Determination of Initial Stresses by Measuring the Deformation Around Drilled Holes**. Transactions ASME, v. 56, p. 249-254, 1934.

MATSUMOTO, Y., BARASH, M. M., LIU, C. R., Effect of Hardness on the Surface Integrity of AISI 4340 Steel. ASME **Journal of Engineering for Industry**. v.108, n.3, p. 169-175, 1986.

MEDINA, N. *et al.* Evaluating Temperature in Faced Milling Operations by Infrared Thermography. **Thermal Science**. v. 21, n. 6, p.3051-3061, 2017.

MINITAB. **Experimentos Fatoriais**. Disponível em: <https://support.minitab.com>. Acesso em dezembro de 2020.

MINKINA, W.; DUDZIK, S. **Infrared Thermography: Errors and Uncertainties**, 1st ed. London: John Wiley and Sons, 2009.

MISHUROVA, T. *et al.* An Assessment of Subsurface Residual Stress Analysis in SLM Ti-6Al-4V. **Materials**, v. 10, n. 4, p. 348-360, 2017.

MONTGOMERY, D.C. **Design Analysis Experiments**. 5th edition. New York: John Wiley & Sons Australia, 2004.

LNANDI, A.K. Modelling and Analysis of Cutting Force and Surface Roughness in Milling Operation Using TSK-Type Fuzzy Rules. **J. Braz. Soc. Mech. Sci. & Eng.** Rio de Janeiro, v. 34, n. 1, p. 49-61, 2012.

NASIR, N.S.M. *et al.* Review on Welding Residual Stress. **ARNP Journal of Engineering and Applied Sciences**, v, 11, p. 6166-6175, 2016.

NASR, M.N.A., *et al.* Modelling the Effects of Tool-Edge Radius on Residual Stresses When Orthogonal Cutting AISI 316L. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 2, p.401-411, 2007.

NAVAS, V. G.; GONZALO, O.; BENGOETXEA, I. **Effect of cutting parameters in the surface residual stresses generated by turning in AISI 4340 steel.** International Journal of Machine Tools & Manufacture, p. 48-57. 2012.

OETTEL, R. **The Determination of Uncertainties in Residual Stress Measurement (Using Hole Drilling Technique).** Code of Practice 15. Ed. 1, EU Project N° SMT4-CT97-2165, Sept, 2000.

OKASHA, M. M. Mechanical microdrilling of negative-tapered laser-predrilled holes: a new approach for burr minimization. **The International Journal Of Advanced Manufacturing Technology**, v. 61, n. 1-4, p.213-225, 2011.

OLIVEIRA, G. P., FONSECA, M C; ARAUJO, A.C. Analysis of Residual Stress and Cutting Force in End Milling of Inconel 718 Using Conventional Flood Cooling and Minimum Quantity Lubrication. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 92, n. 9-12, p.3265-3272, 2017.

OLIVEIRA, G. P., FONSECA, M C; ARAUJO, A.C. Analysis of Residual Stress and Cutting Force in End Milling of Inconel 718 Using Conventional Flood Cooling and Minimum Quantity Lubrication. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v. 92, n. 9-12, p.3265-3272, 2017.

OLIVEIRA, T.L.L *et al.* **Efeito do Tratamento Térmico sobre Tensões Residuais em Produtos de Aço Forjados a frio.** Congresso Brasileiro de Engenharia De Fabricação, 6. Caxias do Sul, 2001.

OSGOOD, W.R. **Residual Stresses in Metals and Metal Construction.** Reinhold Pub. Corp. United States: 1954.

OUTEIRO, J.C. *et al.* Analysis of Residual Stresses Induced by Dry Turning of Difficult-to-Machine Materials. **Cirpp Annals**, v. 57, n. 1, p.77-80, 2008.

PEREIRA, J.C.C. **Tensões Residuais Induzidas Pela Operação De Fresamento.** 2016. 193 p. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica. Escola de Engenharia da UFMG.

PETRONAS. **Lubrificantes Para Metal Mecânico.** Disponível em: <https://en.calameo.com/read/0026256526e4268d9204a>. Acesso em junho de 2019.

PITTALA, G.M.; MONNO, M. A New Approach to the Prediction of Temperature of the Workpiece of Face Milling Operations of Ti-6Al-4V. **Applied Thermal Engineering**, v. 31, n. 2-3, p.173-180, 2011.

PREVÉY, P.S. **Residual Stress Distributions Produced by Strain Gage Surface Preparation**. Anais de SEM Spring Conference on Experimental Mechanics, Bethel, 7p., 1986.

QEHAJA, N. *et al.* Mathematical Modelling of Surface Roughness Through Machining Parameters and Machining Time During the Dry Milling Process. **Proceedings of The 27th International Daaam Symposium 2016**, p. 187-194, 2016.

QIN, M. Y., YE, B.Y., WU, B. Investigation into Influence of Cutting Fluid and Liquid Nitrogen On Machined Surface Residual Stress. **Advanced Materials Research**, v. 566, p.7-10, 2012.

RAHMAN, M *et al.* Effect of Chilled Air on Machining Performance in End Milling. **Int. J. Adv. Manuf. Technol**, v.21, p.787–795, 2003.

RAJU, K. V. M. K. *et al.* Optimization of Cutting Conditions for Surface Roughness in CNC end Milling. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**, v. 12, n. 3, p.383-391, 2011.

RAUTER, R.O **Aços Ferramentas: Seleção, Tratamentos Térmicos, Pesquisa de Defeitos**. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e científicos, 1974.

REDDY A. V. **Investigation of Aeronautical and Engineering Component Failures**. Florida, US: CRC Press, 2004.

REIMER, A., LUO, X. Prediction of Residual Stress in Precision Milling of AISI H13 Steel. **Procedia Cirp**, v. 71, p.329-334, 2018.

RENDLER, N. J., VIGNESS, I. Hole-Drilling Strain Gage Method of Measuring Residual Stresses. **Experimental Mechanics**, v. 6, n. 12, p.577-586, 1966.

RIBEIRO *et al.* **Forças de Usinagem no Fresamento de Aços para Matrizes**. Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 16. Uberlândia, 2016.

SCHAJER, G. S. Advances in Hole-Drilling Residual Stress Measurements. **Experimental Mechanics**, v. 50, n. 2, p.159-168, 2009.

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.

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.338-344, 1988.

SCHAJER, G.S. Hole-Drilling and Ring Core Methods. In: Lu, J. **Handbook of Measurement Residual Stresses**. Lilburn: Fairmont Press, 1996. cap. 2, p. 5-7, 28-30.

SCHAJER, G.S. Strain Data Averaging for the Hole-Drilling Method. **Experimental Techniques**, v. 15, n. 2, p. 25-28, 1991.

SCOTTI, A. Modelos de Cinco Barras e de Uma Barra Para Geração de Tensões Térmicas na ZF, ZAC e MB Durante Soldagem a Arco. **Soldagem & Inspeção**, v. 19, n. 1, p. 82-90, mar. 2014.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**, 2. ed. New York: Oxford Press, 2005. 651p.

SHEN, Y. *et al.* Effect of Radial Depth on Vibration and Surface Roughness During Face Milling of Austenitic Stainless Steel. **Transactions of Tianjin University**, v. 17, n. 5, p.336-339, 2011.

SILVA, A.L.V.C.; MEI, P.R. **Aços e Ligas Especiais**. 3ª edição. São Paulo: Edgard Blucher, 2010. 646 p.

SILVA, E. L. **Modelagem da Força de Usinagem no Fresamento de Faceamento de Alto Avanço do Aço ABNT 1045**. 2014. 79 f. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Itajubá.

SILVA, L.R., COUTO, D. A., SANTO, F. V., DUARTE, F. J., MAZZARO, R. S., VELOSO, G. V. Evaluation of machined surface of the hardened AISI 4340 steel through roughness and residual stress parameters in turning and grinding. **The International Journal Of Advanced Manufacturing Technology**, v. 107, n. 1-2, p. 791-803, 2020

SOUL, F.; HAMDY, N. Numerical Simulation of Residual Stress and Strain Behavior After Temperature Modification. **Welding Processes**, p.1-31, 2012.

STIPKOVIC, M. A. *et al.* Surface Integrity Analysis in Machining of Hardened AISI 4140 Steel. **Materials Research**, v. 20, n. 2, p.387-394, 2017.

TEPPERNEGG, T. *et al.* Evolution of Residual Stress and Damage in Coated Hard Metal Milling Inserts Over the Complete Tool Life. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 47, p. 80-85, 2014.

THAKUR, A., GANGOPADHYAY, S. State-of-the-Art in Surface Integrity in Machining of Nickel-Based Super Alloys. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.100, p.25-54, 2016.

TJHUNG, T., LI, K. Measurement of In-Plane Residual Stresses Varying with Depth by the Interferometric Strain/Slope Rosette and Incremental Hole-Drilling. **Journal of Engineering Materials and Technology**, v. 125, n. 2, p.153-162, 2003.

TRENT, E.M. Metal Cutting and The Tribology of Seizure: III Temperatures in Metal Cutting. **Wear**, v. 128, n. 1, p.65-81, 1988.

VALIORGUE, F. *et al.* Emissivity Calibration For Temperatures Measurement Using Thermography in the Context Of Machining. **Applied Thermal Engineering**, v. 58, n. 1-2, p.321-326, 2013.

VIRAT SPECIAL STEELS PVT, Ltd. **Hot Work Steel**. Disponível em: <https://www.viratsteels.com>. Acesso em outubro de 2018.

VISHAY MICRO – MEASUREMENTS. **Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method**. 2007.

WANG, F; ZHAO, J; LI, A; ZHANG, H. Effects of cutting conditions on microhardness and microstructure in high-speed milling of H13 tool steel. **The International Journal Of Advanced Manufacturing Technology**, v. 73, n. 1-4, p. 137-146, 2014.

WERKEMA, M.C., DRUMOND, F.B., AGUIAR, S. **Análise de Variância: Comparação de Várias Situações**. Belo Horizonte, MG: Fundação Christiano Ottoni, 1996, v. 6 da série ferramentas da qualidade.

WITHERS, P.J. *et al.* Recent Advances in Residual Stress Measurement. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 85, n. 3, p.118-127, 2008.

WU, D. W.; MATSUMOTO, Y. The Effect of Hardness on Residual Stresses in Orthogonal Machining of AISI 4340 Steel. **Journal of Engineering for Industry**, v. 112, n. 3, p.245-252, 1990.

YINGFEI, G *et al.* Influence of Cutting Parameters and Tool Wear on the Surface Integrity of Cobalt-Based Stellite 6 Alloy When Machined Under a Dry Cutting Environment. **Journal of Materials Engineering And Performance**, v. 26, n. 1, p.312-326, 2016.

ZHANG, S., DING, T. C., LI, J. F. Determination of Surface and In-Depth Residual Stress Distributions Induced by Hard Milling of H13 Steel. **Production Engineering**, v. 6, n. 4-5, p.375-383, 2012.

APÊNDICE A

A.1 CÁLCULO DAS TENSÕES RESIDUAIS NÃO UNIFORMES

As tensões residuais originalmente existentes são avaliadas a partir das regiões aliviadas pelo furo usando relações matemáticas baseadas na teoria da elasticidade linear (RENDLER e VIGNESS, 1966; BEANEY, 1976 *apud* ASTM E837, 2013). As regiões aliviadas implicam em microdeformações (ϵ) que dependem das tensões residuais que existiam no material antes do procedimento do furo cego.

Para o cálculo das deformações ao longo do furo, primeiramente devem ser definidas as constantes de calibração (\bar{a}_{jk} e \bar{b}_{jk}) utilizadas para o cálculo de tensões residuais não uniformes. Estas constantes são utilizadas para calcular a deformação em regiões aliviadas em um furo de profundidade j , devido às tensões unitárias dentro da etapa k do furo. Na FIG. A.1 é apresentado um exemplo de seções transversais de furos para uma sequência de um furo realizado em 4 incrementos. Por exemplo, \bar{a}_{32} é uma constante de calibração que representa um estágio intermediário onde o furo atingiu três degraus de profundidade, e tem uma tensão unitária atuando dentro do passo de profundidade dois. As constantes de calibração (\bar{a} e \bar{b}) são valores padronizados que variam em função do tipo de roseta (A, B ou C, FIG. 2.6) e do diâmetro do furo, uma vez o diâmetro do furo pode variar a cada medição, não sendo exatamente igual ao diâmetro da microfresa (1,59 mm nesta pesquisa). Quanto maior o diâmetro do furo, maiores os valores das constantes de calibração. Os valores das constantes de calibração para o extensômetro do tipo B foram extraídos da Tabela 6 da norma ASTM E837 (2013).

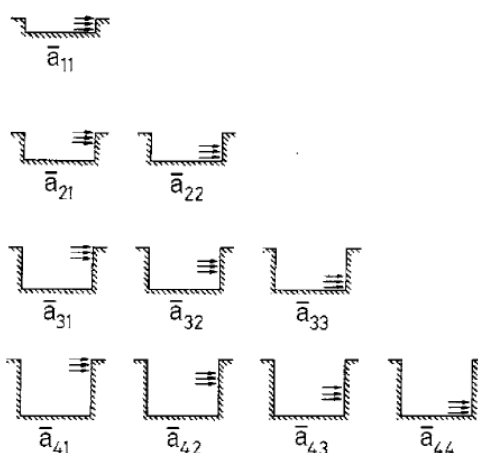


FIGURA A.1 - Representação esquemática das constantes de calibração \bar{a}_{jk} (ASTM E837, 2013).

A microdeformação ε_j (microdeformação aliviada medida após os passos de profundidade do furo j) é dada pela EQ A.1 (ASTM E837, 2013).

$$\varepsilon_j = \frac{1+\nu}{E} \sum_{k=1}^j \bar{a}_{jk} \left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \right)_k + \frac{1}{E} \sum_{k=1}^j \bar{b}_{jk} \left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)_k \cos 2\theta + \frac{1}{E} \sum_{k=1}^j \bar{b}_{jk} (\tau_{xy})_k \operatorname{sen} 2\theta \quad (\text{A.1})$$

Onde:

ε_j é a microdeformação [$\mu\varepsilon$]

E é módulo de elasticidade do material [MPa]

ν é o módulo de Poisson

$(\sigma_x)_k$ é a tensão residual no eixo x da etapa k do furo [MPa]

$(\sigma_y)_k$ é a tensão residual no eixo y da etapa k do furo [MPa]

$(\tau_{xy})_k$ é a tensão de cisalhamento no eixo xy na etapa k do furo [MPa]

θ é o ângulo do extensômetro a partir do eixo x. (FIG 2.8) [°]

Pode-se observar que a Equação A.1 considera as microdeformações em cada etapa de profundidade j do furo, bem como em seus respectivos níveis k. Entretanto, para análise de dados, é necessário encontrar os valores das tensões residuais máximas, mínimas e tensões de cisalhamento ($\sigma_{m\acute{a}x}$, $\sigma_{m\acute{i}n}$ e τ) para cada profundidade do furo. Além disso, um outro parâmetro que pode ser interpretado é ângulo β . Na Figura A.2 é apresentada a configuração de uma roseta do tipo A e são representados $\sigma_{m\acute{a}x}$, $\sigma_{m\acute{i}n}$ e o ângulo β .

O ângulo β é definido no sentido horário a partir do eixo x (extensômetro 1) até a direção da tensão residual de tração de maior intensidade (ou compressiva de menor intensidade), representada por $\sigma_{m\acute{a}x}$. Quando se trata de $\sigma_{m\acute{i}n}$, ou seja, tensões residuais de tração de baixa intensidade (ou compressivas de menor intensidade) a tensão residual está localizada em um ângulo β medido no sentido anti-horário a partir da direção do extensômetro 1 (FIG A.2).

Para valores positivos de β , por exemplo $\beta = 30^\circ$, significa que $\sigma_{m\acute{a}x}$ fica 30° no sentido horário da direção do extensômetro 1. Um valor negativo de β , por exemplo $\beta = -30^\circ$, significa que $\sigma_{m\acute{a}x}$ fica 30° no sentido anti-horário da direção do extensômetro 1. Portanto, quando β possui valor negativo, a direção de $\sigma_{m\acute{a}x}$ estará próxima à direção de $\sigma_{m\acute{i}n}$, ou seja, numericamente próximo a uma tensão residual de compressão de maior intensidade ou a uma tensão residual de tração de pequena intensidade.

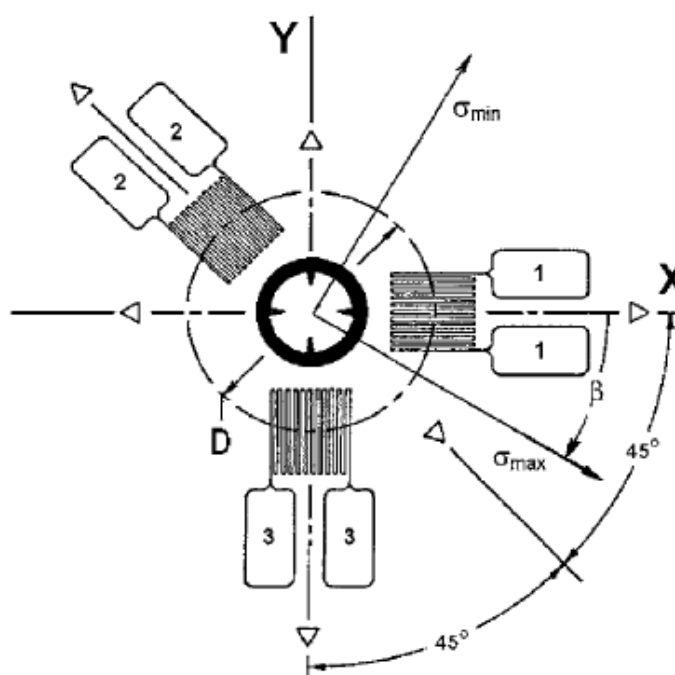


FIGURA A.2 - Representação de σ_{\max} , σ_{\min} e ângulo β na roseta extensométrica (ASTM E837, 2013).

Para calcular os parâmetros de resposta das tensões residuais, que são tensão residual máxima (σ_{\max}), tensão residual mínima (σ_{\min}), tensão de cisalhamento máxima (τ_{\max}), tensão residual nos eixos X e Y (σ_x e σ_y), tensão de cisalhamento nos eixos XY (τ_{xy}) e o ângulo β , pode ser utilizado o Método da Integral, que permite uma avaliação separada da tensão residual para cada incremento de profundidade do furo (ASTM E837, 2013). O Cálculo das tensões residuais não uniformes pelo método da integral é apresentado na seção seguinte.

A.1.1 Cálculo das tensões residuais não uniformes pelo método integral

As tensões residuais não uniformes são sensíveis a pequenos erros experimentais. Para calcular as tensões residuais pelo Método da Integral, é utilizado o princípio de regularização de *Tikhonov*, um método efetivo capaz de estabilizar e suavizar o cálculo das tensões residuais, mesmo quando um grande número de incrementos de profundidade do furo é utilizado. A regularização dos dados é utilizada para aumentar a estabilidade e diminuir erros decorrentes do experimento (H-DRILL, 2006).

Com o objetivo de simplificar as expressões das deformações aliviadas e das tensões residuais, serão introduzidos grupos de deformação e tensão, os quais serão chamados de "deformações combinadas", representados por "p"; "q" "t" e "tensões combinadas" representados por "P"; "Q" "T,

As deformações são gravadas por equipamentos de aquisição no momento do furo, e equivalem ao alívio das tensões residuais ocorridas pela operação do furo cego. Os valores das deformações ε_1 , ε_2 , ε_3 equivalem às deformações nos eixos x, y e z, respectivamente e assumirão o mesmo número de medidas das etapas do furo. Por exemplo, se um furo de 1 mm for realizado em 20 etapas de 0,05 mm; ε_1 , ε_2 e ε_3 assumirão vinte medidas cada. Deverão ser calculadas as deformações combinadas. p_j , q_j e t_j para cada conjunto de deformações ε_1 , ε_2 , ε_3 , de acordo com as EQ. A.2, A.3 e A.4

$$p_j = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1)j}{2} \quad (\text{A.2})$$

$$q_j = \frac{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)j}{2} \quad (\text{A.3})$$

$$t_j = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)j}{2} \quad (\text{A.4})$$

O subscrito j se refere aos números de passos de profundidade do furo correspondentes aos conjuntos sucessivos de deformações ε_1 , ε_2 , ε_3 . Os valores dos erros médios dos vetores de deformação combinados (p_j , q_j e t_j) deverão ser calculados pelas EQ. A.5, 2.6 e A.7 (SCHAJER, 2007 *apud* ASTM E837, 2013).

$$p_{std}^2 = \sum_{j=1}^{n-3} \frac{(p_j - 3p_{j+1} + 3p_{j+2} - p_{j+3})^2}{20(n-3)} \quad (\text{A.5})$$

$$q_{std}^2 = \sum_{j=1}^{n-3} \frac{(q_j - 3q_{j+1} + 3q_{j+2} - p_{j+3})^2}{20(n-3)} \quad (\text{A.6})$$

$$t_{std}^2 = \sum_{j=1}^{n-3} \frac{(t_j - 3t_{j+1} + 3t_{j+2} - t_{j+3})^2}{20(n-3)} \quad (\text{A.7})$$

Onde:

n é o número de conjuntos de dados de deformação nos vários passos de profundidade do furo.

A soma é realizada ao longo do intervalo $1 \leq j \leq n - 3$.

Std é o erro médio (do inglês *standard*).

Similarmente, pode-se apresentar as componentes de tensões combinadas, representadas pelas EQ. A.8, A.9 e A.10. Para cada etapa de profundidade j, estão associadas tensões unitárias k, tal que $1 < k < j$, conforme exemplificado na seção A.1. Por exemplo para uma profundidade $j=3$, atuarão $k=3$ tensões residuais unitárias.

$$P_k = \frac{((\sigma_y)_k + (\sigma_x)_k)}{2} \quad (\text{A.8})$$

$$Q_k = \frac{((\sigma_y)_k - (\sigma_x)_k)}{2} \quad (\text{A.9})$$

$$T_k = (\tau_{xy})_k \quad (\text{A.10})$$

Usando os adimensionais \bar{a} e \bar{b} (TAB A.1 e TAB A.2) podem ser denominadas as tensões combinadas, de acordo com as equações matriciais EQ. A.11, A.12 e A.13

$$\bar{a} P = \frac{E}{1+\nu} p \quad (\text{A.11})$$

$$\bar{b} Q = E q \quad (\text{A.12})$$

$$\bar{b} T = E t \quad (\text{A.13})$$

Onde:

P, Q e T são as tensões combinadas

\bar{a} e \bar{b} são as constantes de calibração

E é o Módulo de elasticidade

p, q e t são as deformações combinadas

O cálculo de tensões usando as EQ. A.11, A.12 e A.13 é eficaz quando são utilizados poucos passos de profundidade do furo (SCHAJER, 1988 *apud* ASTM E837, 2013). No entanto, para o grande número de profundidades de do furo, as matrizes \bar{a} e \bar{b} tornam-se numericamente mal condicionadas. Sob estas condições, pequenos erros nas medidas das deformações causam proporcionalmente maiores erros nas tensões calculadas. Para reduzir esse efeito, deve ser utilizada a Regularização de Tikhonov conforme descrito a seguir (SCHAJER, 2007; TJHUNG e LI, 2003 *apud* ASTM E837 (2013). Primeiramente, a matriz de "segunda derivada" tri-diagonal c deve ser formada.

$$c = \begin{bmatrix} 0 & 0 & & & & & \\ & -1 & 2 & -1 & & & \\ & & -1 & 2 & -1 & & \\ & & & & -1 & 2 & -1 \\ & & & & & 0 & 0 \\ & & & & & & & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.14})$$

Na matriz c o número de linhas é igual ao número de etapas usadas para obter profundidade do furo. A primeira e última linhas contêm zeros e todas as outras linhas possuem [-1 -2 -1], centralizado ao longo da diagonal.

Para determinar as tensões P , Q e T , as EQ. A.10, A.11 e A.12 devem ser ampliadas utilizando a matriz c , conforme as EQ. A.15, A.16 e A.17.

$$(\bar{a}^T \bar{a} + \alpha_P c^T c) P = \frac{E}{1+\nu} \bar{a}^T p \quad (\text{A.15})$$

$$(\bar{b}^T \bar{b} + \alpha_Q c^T c) Q = E \bar{b}^T q \quad (\text{A.16})$$

$$(\bar{b}^T \bar{b} + \alpha_T c^T c) T = E \bar{b}^T t \quad (\text{A.17})$$

Os fatores de controle $\alpha_P, \alpha_Q, \alpha_T$ devem ser utilizados para o efeito de regularização, a fim de suavizar os resultados das tensões residuais, ou seja, remover variações aleatórias. Quando $\alpha_P, \alpha_Q, \alpha_T$ são iguais a zero, as EQ. A.15, A.16 e A.17 equivalentes com as EQ. A.11, A.12 e A.13 não estão reguladas. A suavização aumenta à medida que fatores de controle maiores são escolhidos. Quando a regularização é insuficiente, ocorre ruído excessivo nos resultados de tensões calculados, enquanto a regularização excessiva pode distorcer os resultados das tensões. Estimativas iniciais devem ser feitas para os valores de $\alpha_P, \alpha_Q, \alpha_T$, sendo recomendados números no intervalo 10^{-4} a 10^{-6} .

Por causa da regularização usada, as tensões correspondentes a P , Q e T através da EQ. A.15, A.16 e A.17 não correspondem exatamente às deformações p , q e t . Os vetores “desajuste” indicam a diferença entre as tensões, e são calculados pelas EQ. A.18, A.19 e A.20

$$p_{desajustada} = p - \frac{1+\nu}{E} \bar{a} P \quad (\text{A.18})$$

$$q_{desajustada} = q - \frac{1}{E} \bar{b} Q \quad (\text{A.19})$$

$$t_{desajustada} = t - \frac{1}{E} \bar{b} T \quad (\text{A.20})$$

A fim de ajustar as equações anteriores, a raiz do valor quadrado médio, denominada rms (*root mean square*) dos vetores desajustados deve ser calculada por meio das EQ. A.21, A.22 e A.23.

$$p_{rms}^2 = 1/n \sum_{j=1}^n (p_{desajustado})_j^2 \quad (\text{A.21})$$

$$q_{rms}^2 = 1/n \sum_{j=1}^n (q_{desajustado})_j^2 \quad (\text{A.22})$$

$$t_{rms}^2 = 1/n \sum_{j=1}^n (t_{desajustado})_j^2 \quad (A.23)$$

Se os valores de p_{rms}^2 , q_{rms}^2 e t_{rms}^2 forem 5% dos valores de p_{std}^2 , q_{std}^2 e t_{std}^2 (EQ. A.5 A.6 e A.7), aceita-se os valores calculados de P, Q e T. Caso contrário, novas suposições de fatores de regularização devem ser feitas de acordo com as EQ. A.24, A.25 e A.26.

$$(\alpha_P)_{novo} = \frac{p_{std}^2}{p_{rms}^2} (\alpha_P)_{anterior} \quad (A.24)$$

$$(\alpha_Q)_{novo} = \frac{q_{std}^2}{q_{rms}^2} (\alpha_Q)_{anterior} \quad (A.25)$$

$$(\alpha_T)_{novo} = \frac{t_{std}^2}{t_{rms}^2} (\alpha_T)_{anterior} \quad (A.26)$$

Os Cálculos das EQ A.15 até EQ. A.26 deverão ser refeitos até que o critério de 5% seja obedecido. Então os valores finais de P, Q e T podem ser relacionados com as tensões residuais de acordo com as EQ. A.27, A.28 e A.29.

$$(\sigma_x)_j = P_j - Q_j \quad (A.27)$$

$$(\sigma_y)_j = P_j + Q_j \quad (A.28)$$

$$(\tau_{xy})_j = T_j \quad (A.29)$$

Finalmente as tensões residuais $(\sigma_{m\acute{a}x})_k$, $(\sigma_{m\acute{i}n})_k$ e o ângulo β , são calculadas de acordo com as EQ. A.30 e A.31.

$$(\sigma_{m\acute{a}x})_k, (\sigma_{m\acute{i}n})_k = P_K \pm \sqrt{Q_k^2 + T_K^2} \quad (A.30)$$

$$\beta_k = \frac{1}{2} \arctan \frac{-T_k}{-Q_k} \quad (A.31)$$

APÊNDICE B

B.1 ANÁLISE DE VARIÂNCIA

A presente pesquisa visa identificar como os parâmetros velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e fluido de corte influenciaram sobre a integridade superficial do aço ABNT H13 após o fresamento utilizando-se insertos de metal duro e cermet.

A ferramenta estatística utilizada foi a ANOVA – análise de variância (*analysis of variance*). A ANOVA compreende um planejamento experimental no qual busca-se a avaliação da influência de diferentes fatores sob uma variável resposta. Os dados utilizados na análise de variância devem refletir a influência de mudanças ocorridas nos fatores (causas) de interesse sobre a variável de resposta (característica da qualidade) (WERKEMA *et al.* 1996).

De acordo com Werkema *et al.* (1996), para a realização da análise de variância é necessário que a variável de resposta tenha uma distribuição normal, com a mesma variância para todos os tratamentos. Esta condição de igualdade de variâncias especifica que a “precisão” (variabilidade) das observações é a mesma em cada tratamento. Os autores também consideram que para a realização da análise de variância é preciso que sejam coletadas N observações independentes da distribuição associada ao i-ésimo tratamento. Além disto, as amostras de diferentes tratamentos devem ser extraídas de modo independente. Dessa forma, para que a análise de variância seja realizada, são necessários os aspectos de normalidade, igualdade de variâncias e independência.

Werkema *et al.* (1996) consideram que o modelo de análise de variância deve assumir observações independentes e normalmente distribuídas com a mesma variância para cada tratamento. A validade dessas suposições deve ser verificada por meio da análise de resíduos, sendo que um resíduo é definido de acordo com a EQ. B.1:

$$e_{ij} = x_{ij} - \bar{x}_i \quad (\text{B.1})$$

Onde:

e_{ij} é o resíduo de ordem ij

x_{ij} é a observação de ordem ij

\bar{x}_i é a média do tratamento i

Um resíduo é a diferença entre uma observação e a média do tratamento correspondente. A verificação ao modelo de análise de variância é feita por meio do estudo dos gráficos de resíduos, explicados de acordo com a TAB B.1.

TABELA B.1
Gráficos para análise de resíduos (Werkema *et al.* 1996).

Gráfico	Para avaliar a validade da suposição de
Probabilidade normal para os resíduos	Normalidade
Resíduos em função das médias \bar{x}_i	Variância constante
Resíduos em função do tempo	Independência

No gráfico de probabilidade normal para os resíduos, cada resíduo é representado em função de seu valor esperado, o qual é calculado supondo-se que os resíduos sigam uma distribuição normal. Considera-se que a suposição de normalidade é válida se os pontos do gráfico estiverem localizados, aproximadamente, ao longo de uma linha reta. Além disso, pode ser utilizada a estatística de Anderson-Darling para testar a normalidade dos resíduos. Este método avalia a normalidade dos dados por meio de um teste de hipóteses, sendo H_0 a hipótese nula e H_1 a hipótese alternativa. As hipóteses para o teste Anderson-Darling são:

- H_0 : os dados seguem uma distribuição normal;
- H_1 : os dados não seguem uma distribuição normal.

Deve-se utilizar o valor p para testar se os dados seguem uma distribuição normal. Se o valor de p for menor que um alfa escolhido (nesta pesquisa, considerou-se 0,05), a hipótese nula deve ser rejeitada.

No gráfico de resíduos em função das médias dos tratamentos, a dispersão dos resíduos deve ser observada. Ela não deve depender do valor da média \bar{x}_i . Se a faixa de dispersão no gráfico de resíduos em função das médias dos tratamentos depender do valor de \bar{x}_i , terá sido obtida uma indicação de que a suposição de igualdade de variâncias não foi válida.

No gráfico de resíduos contra o tempo, os resíduos devem estar situados, aproximadamente, em torno de uma faixa horizontal centrada em $e_{ij} = 0$ para que seja constatada independência. Por outro lado, configurações especiais neste gráfico, tais como a presença de sequências de resíduos positivos e negativos ou padrões de alternância de sinais, podem estar relacionadas a observações que não são independentes.

B.1.1 Resultados interpretados na ANOVA

Conforme seção anterior, no caso de os resíduos apresentarem normalidade de distribuição, variância constante e independência das observações ao longo do tempo, a ANOVA pode ser analisada. Nas análises de variância apresentadas neste trabalho, os dados foram interpretados por meio do valor p dos fatores e da curvatura do modelo. A interpretação para estes valores de p foram explicadas a seguir, sendo que para todas as avaliações o valor p foi comparado com a significância do modelo (5%), a fim de avaliar uma determinada hipótese nula.

B.1.1.1 Valor-p – Fatores

Com relação à influência dos fatores (v_c, f_z, a_p e FC) realizou-se o seguinte teste de hipóteses:

- H_0 : os fatores não contribuem para o modelo
- H_1 : os fatores contribuem para o modelo

Se $p < 0,05$ a hipótese nula deve ser rejeitada, ou seja, o fator com esta característica influenciou no modelo estatístico. Para os casos em que os fatores apresentaram $p < 0,05$, calculou-se a porcentagem de contribuição para o modelo, por meio da EQ. B.2 (OKASHA, 2011).

$$\text{Contribuição (\%)} = \frac{SQ_{\text{tratamentos}}}{SQ_T} \quad (\text{B.2})$$

Onde:

$SQ_{\text{tratamentos}}$ é a soma dos quadrados dos tratamentos

SQ_T é a soma de quadrados totais

B.1.1.2 Valor-p – Curvatura

Para avaliar a curvatura, ou seja, o fato de que pelo menos um dos fatores tivesse uma relação curva com a resposta, realizou-se o seguinte teste de hipóteses:

- H_0 : Todas as relações entre os fatores e a resposta eram lineares.
- H_1 : Pelo menos um dos fatores tem uma relação curva com a resposta.

Portanto, se $p > 0,05$, a hipótese nula deveria ser aceita, ou seja, não se poderia concluir que algum dos fatores teve uma relação curva com a resposta.

B.1.2 Teste t para duas amostras

Um dos objetivos desta pesquisa foi identificar a diferença entre os resultados gerados pelos insertos de metal duro e cermet. Para esta avaliação utilizou-se o teste t para duas amostras. De acordo com Minitab (2020), este teste pode ser utilizado para determinar se as médias da população de dois grupos independentes diferem. Neste caso, o seguinte teste de hipóteses foi realizado:

- $H_0: \mu_1 - \mu_2 = 0$, ou seja, não existe diferença entre as médias.
- $H_1: \mu_1 - \mu_2 \neq 0$, ou seja, existe diferença entre as médias.

Portanto, se $p > 0,05$, a hipótese nula deve ser aceita, ou seja, não existe diferença entre as médias.

B.1.3 Análise *Boxplot*

O *Boxplot* é utilizado para avaliar e comparar o formato, tendência central e variabilidade de distribuições de amostra, e para procurar por dados fora do padrão esperado. Um *Boxplot* demonstra a mediana, amplitude interquartil, amplitude e pontos fora do padrão esperado para cada grupo (MINITAB, 2020).

No gráfico *Boxplot* cada um dos traços superiores e inferiores representam 25% dos valores da distribuição totalizando 50% dos dados. As extremidades dos traços representam os valores mínimos e máximos para os componentes da resposta. A caixa de amplitude interquartil representa 50% do meio dos dados, indicando a tendência de concentração dos valores para os componentes da resposta.

Nesta pesquisa foram utilizados gráficos *Boxplot* a fim de comparar resultados gerados por insertos diferentes e diferentes parâmetros de corte. Os gráficos permitiram identificar maiores/menores valores médios para as respostas (componentes das forças de usinagem, temperatura da superfície usinada, rugosidade e tensões residuais). A partir da interpretação dos gráficos *Boxplot* também foi possível analisar o comportamento da variabilidade dos dados.

APÊNDICE C

TABELA C.1

Sequência de testes utilizados no experimento.

Sequência	v_c	f_z	a_p	FC	v_c (m/min)	f_z (mm/aresta)	a_p (mm)	FC	Ferramenta
1	1	-1	1	-1	200	0,05	1,5	S	Metal duro
2	1	1	-1	1	200	0,15	0,5	N	Metal duro
3	-1	1	1	-1	100	0,15	1,5	S	Metal duro
4	1	-1	1	1	200	0,05	1,5	N	Metal duro
5	1	1	-1	1	200	0,15	0,5	N	Metal duro
6	1	1	1	-1	200	0,15	1,5	S	Metal duro
7	-1	1	1	1	100	0,15	1,5	N	Metal duro
8	-1	-1	1	1	100	0,05	1,5	N	Metal duro
9	-1	-1	-1	1	100	0,05	0,5	N	Metal duro
10	1	-1	-1	-1	200	0,05	0,5	S	Metal duro
11	-1	1	-1	-1	100	0,15	0,5	S	Metal duro
12	-1	-1	-1	-1	100	0,05	0,5	S	Metal duro
13	0	0	0	-1	150	0,1	1	S	Metal duro
14	0	0	0	1	150	0,1	1	N	Metal duro
15	0	0	0	-1	150	0,1	1	S	Metal duro
16	0	0	0	1	150	0,1	1	N	Metal duro
17	1	-1	1	-1	200	0,05	1,5	S	Cermet
18	1	1	-1	1	200	0,15	0,5	N	Cermet
19	-1	1	1	-1	100	0,15	1,5	S	Cermet
20	1	-1	1	1	200	0,05	1,5	N	Cermet
21	1	1	-1	1	200	0,15	0,5	N	Cermet
22	1	1	1	-1	200	0,15	1,5	S	Cermet
23	-1	1	1	1	100	0,15	1,5	N	Cermet
24	-1	-1	1	1	100	0,05	1,5	N	Cermet
25	-1	-1	-1	1	100	0,05	0,5	N	Cermet
26	1	-1	-1	-1	200	0,05	0,5	S	Cermet
27	-1	1	-1	-1	100	0,15	0,5	S	Cermet
28	-1	-1	-1	-1	100	0,05	0,5	S	Cermet
29	0	0	0	-1	150	0,1	1	S	Cermet
30	0	0	0	1	150	0,1	1	N	Cermet
31	0	0	0	-1	150	0,1	1	S	Cermet
32	0	0	0	1	150	0,1	1	N	Cermet

APÊNDICE D

TABELA D.1
Medidas das forças F_f , F_{ap} e F_p .

Sequência	v_c (m/min)	f_z (mm/arest a)	a_p (mm)	FC	Ferramenta	F_f [N]	F_{ap} [N]	F_p [N]
1	200	0,05	1,5	S	Metal duro	45,01	179,66	113,52
2	200	0,15	0,5	N	Metal duro	21,05	143,92	84,23
3	100	0,15	1,5	S	Metal duro	49,72	214,59	114,11
4	200	0,05	1,5	N	Metal duro	54,13	152,51	92,87
5	200	0,15	0,5	N	Metal duro	21,94	147,82	84,90
6	200	0,15	1,5	S	Metal duro	73,35	387,78	157,77
7	100	0,15	1,5	N	Metal duro	83,66	400,32	171,52
8	100	0,05	1,5	N	Metal duro	56,74	199,60	104,70
9	100	0,05	0,5	N	Metal duro	13,48	66,35	45,72
10	200	0,05	0,5	S	Metal duro	9,05	66,26	30,34
11	100	0,15	0,5	S	Metal duro	7,98	138,08	87,53
12	100	0,05	0,5	S	Metal duro	5,47	70,95	57,33
13	150	0,1	1	S	Metal duro	41,28	202,68	101,83
14	150	0,1	1	N	Metal duro	50,78	213,80	113,92
15	150	0,1	1	S	Metal duro	40,85	204,13	99,51
16	150	0,1	1	N	Metal duro	49,76	213,91	115,27
17	200	0,05	1,5	S	Cermet	68,05	205,31	67,45
18	200	0,15	0,5	N	Cermet	21,29	130,97	74,79
19	100	0,15	1,5	S	Cermet	65,63	416,10	162,57
20	200	0,05	1,5	N	Cermet	62,47	176,42	96,70
21	200	0,15	0,5	N	Cermet	17,20	138,13	75,78
22	200	0,15	1,5	S	Cermet	80,19	402,73	178,60
23	100	0,15	1,5	N	Cermet	59,82	389,76	156,25
24	100	0,05	1,5	N	Cermet	58,00	193,40	95,13
25	100	0,05	0,5	N	Cermet	12,83	69,43	41,55
26	200	0,05	0,5	S	Cermet	17,79	67,92	25,77
27	100	0,15	0,5	S	Cermet	14,62	149,49	73,59
28	100	0,05	0,5	S	Cermet	11,94	75,22	27,75
29	150	0,1	1	S	Cermet	48,29	226,46	115,57
30	150	0,1	1	N	Cermet	38,91	201,10	103,41
31	150	0,1	1	S	Cermet	47,72	224,65	110,07
32	150	0,1	1	N	Cermet	36,41	202,81	111,27

TABELA D.2

Temperatura ambiente e umidade durante a realização dos testes de temperatura da superfície usinada.

Sequência	v_c (m/min)	f_z (mm/arest a)	a_p (mm)	FC	Ferramenta	T_{amb} (°C)	Φ_{amb} (%)
2	200	0,15	0,5	N	Metal duro	21,2	58,0
4	200	0,05	1,5	N	Metal duro	20,9	59,6
7	100	0,15	1,5	N	Metal duro	20,7	60,3
8	100	0,05	1,5	N	Metal duro	20,7	60,8
9	100	0,05	0,5	N	Metal duro	20,7	61,2
14	150	0,1	1	N	Metal duro	20,6	62,0
18	200	0,15	0,5	N	Cermet	20,6	62,2
20	200	0,05	1,5	N	Cermet	20,6	62,2
23	100	0,15	1,5	N	Cermet	20,5	61,7
24	100	0,05	1,5	N	Cermet	20,5	61,4
25	100	0,05	0,5	N	Cermet	20,5	61,3
30	150	0,1	1	N	Cermet	20,5	61,0

TABELA D.3

Temperatura da superfície usinada.

Sequência	v_c (m/min)	f_z (mm/arest a)	a_p (mm)	FC	Ferramenta	Temperatura superfície usinada (°C)
2	200	0,15	0,5	N	Metal duro	100,70
4	200	0,05	1,5	N	Metal duro	176,58
7	100	0,15	1,5	N	Metal duro	134,59
8	100	0,05	1,5	N	Metal duro	181,00
9	100	0,05	0,5	N	Metal duro	116,80
14	150	0,1	1	N	Metal duro	143,59
18	200	0,15	0,5	N	Cermet	115,72
20	200	0,05	1,5	N	Cermet	188,39
23	100	0,15	1,5	N	Cermet	141,01
24	100	0,05	1,5	N	Cermet	184,27
25	100	0,05	0,5	N	Cermet	117,30
30	150	0,1	1	N	Cermet	153,62

TABELA D.4

Medidas do desvio aritmético médio (R_a) e do desvio médio quadrático (R_q) do perfil avaliado.

Sequência	v_c (m/min)	f_z (mm/arest a)	a_p (mm)	FC	Ferramenta	Desvio aritmético médio R_a (μm)	Desvio médio quadrático R_q (μm)
1	200	0,05	1,5	S	Metal duro	0,25	0,83
2	200	0,15	0,5	N	Metal duro	0,40	1,30
3	100	0,15	1,5	S	Metal duro	0,25	1,13
4	200	0,05	1,5	N	Metal duro	0,21	0,67
5	200	0,15	0,5	N	Metal duro	0,34	0,97
6	200	0,15	1,5	S	Metal duro	0,49	2,50
7	100	0,15	1,5	N	Metal duro	0,31	0,83
8	100	0,05	1,5	N	Metal duro	0,15	0,63
9	100	0,05	0,5	N	Metal duro	0,17	0,67
10	200	0,05	0,5	S	Metal duro	0,19	0,57
11	100	0,15	0,5	S	Metal duro	0,36	1,23
12	100	0,05	0,5	S	Metal duro	0,17	0,57
13	150	0,1	1	S	Metal duro	0,39	1,27
14	150	0,1	1	N	Metal duro	0,25	0,87
15	150	0,1	1	S	Metal duro	0,44	1,37
16	150	0,1	1	N	Metal duro	0,24	0,80
17	200	0,05	1,5	S	Cermet	0,07	0,27
18	200	0,15	0,5	N	Cermet	0,37	0,87
19	100	0,15	1,5	S	Cermet	0,21	0,67
20	200	0,05	1,5	N	Cermet	0,14	0,53
21	200	0,15	0,5	N	Cermet	0,24	0,83
22	200	0,15	1,5	S	Cermet	0,16	0,53
23	100	0,15	1,5	N	Cermet	0,29	1,30
24	100	0,05	1,5	N	Cermet	0,17	0,63
25	100	0,05	0,5	N	Cermet	0,10	0,33
26	200	0,05	0,5	S	Cermet	0,07	0,30
27	100	0,15	0,5	S	Cermet	0,13	0,47
28	100	0,05	0,5	S	Cermet	0,09	0,30
29	150	0,1	1	S	Cermet	0,19	0,73
30	150	0,1	1	N	Cermet	0,23	0,83
31	150	0,1	1	S	Cermet	0,12	0,53
32	150	0,1	1	N	Cermet	0,16	0,60

TABELA D.5

Medidas da altura total do perfil (R_t) e da altura máxima do perfil (R_z) avaliado.

Sequência	v_c (m/min)	f_z (mm/arest a)	a_p (mm)	FC	Ferramenta	Altura total do perfil (R_t) (μm)	Altura máxima do perfil R_z (μm)
1	200	0,05	1,5	S	Metal duro	1,60	1,47
2	200	0,15	0,5	N	Metal duro	2,77	2,37
3	100	0,15	1,5	S	Metal duro	2,13	1,83
4	200	0,05	1,5	N	Metal duro	1,40	1,40
5	200	0,15	0,5	N	Metal duro	2,73	2,00
6	200	0,15	1,5	S	Metal duro	4,00	3,63
7	100	0,15	1,5	N	Metal duro	2,20	1,60
8	100	0,05	1,5	N	Metal duro	1,47	1,13
9	100	0,05	0,5	N	Metal duro	1,90	1,40
10	200	0,05	0,5	S	Metal duro	1,23	1,13
11	100	0,15	0,5	S	Metal duro	2,50	2,10
12	100	0,05	0,5	S	Metal duro	1,30	1,07
13	150	0,1	1	S	Metal duro	2,30	2,07
14	150	0,1	1	N	Metal duro	1,63	1,47
15	150	0,1	1	S	Metal duro	2,53	2,27
16	150	0,1	1	N	Metal duro	1,53	1,43
17	200	0,05	1,5	S	Cermet	0,50	0,37
18	200	0,15	0,5	N	Cermet	2,13	1,87
19	100	0,15	1,5	S	Cermet	1,50	1,13
20	200	0,05	1,5	N	Cermet	1,17	1,00
21	200	0,15	0,5	N	Cermet	1,77	1,50
22	200	0,15	1,5	S	Cermet	1,23	1,07
23	100	0,15	1,5	N	Cermet	3,27	2,17
24	100	0,05	1,5	N	Cermet	3,33	1,83
25	100	0,05	0,5	N	Cermet	1,30	0,90
26	200	0,05	0,5	S	Cermet	0,73	0,53
27	100	0,15	0,5	S	Cermet	1,10	0,83
28	100	0,05	0,5	S	Cermet	0,73	0,50
29	150	0,1	1	S	Cermet	1,40	1,27
30	150	0,1	1	N	Cermet	2,10	1,83
31	150	0,1	1	S	Cermet	1,70	0,87
32	150	0,1	1	N	Cermet	1,37	1,03

TABELA D.6

Resultados das tensões residuais na direção paralela à velocidade de avanço para a profundidade de 75 μm induzidas pelos insertos de metal duro.

Sequência	v_c (m/min)	f_z (mm/arest a)	a_p (mm)	FC	Ferramenta	Tensão residual (MPa)
1	200	0,05	1,5	S	Metal duro	-81
2	200	0,15	0,5	N	Metal duro	394
3	100	0,15	1,5	S	Metal duro	36
4	200	0,05	1,5	N	Metal duro	279
5	200	0,15	0,5	N	Metal duro	200
6	200	0,15	1,5	S	Metal duro	61
7	100	0,15	1,5	N	Metal duro	-78
8	100	0,05	1,5	N	Metal duro	-563
9	100	0,05	0,5	N	Metal duro	-80
10	200	0,05	0,5	S	Metal duro	241
11	100	0,15	0,5	S	Metal duro	-5
12	100	0,05	0,5	S	Metal duro	180
13	150	0,1	1	S	Metal duro	234
14	150	0,1	1	N	Metal duro	-68
15	150	0,1	1	S	Metal duro	47
16	150	0,1	1	N	Metal duro	242

APÊNDICE E

E.1 CÁLCULO DO DIÂMETRO DOS FUROS

Para medir o diâmetro real do furo, utilizou-se a escala disponível na lupa integrante do equipamento RS-200 *Milling Guide*, sendo 100 marcações equivalentes a 4,166 mm e assim mediu-se a quantidade de marcações de cada furo e calculou-se por regra de três o diâmetro apresentado por cada furo, de acordo com a TAB. B.1

TABELA E.1

Diâmetro dos furos.	
Sequência	Diâmetro do furo (mm)
1	1,75
2	1,79
3	1,79
4	1,87
5	1,87
6	1,87
7	1,87
8	1,87
9	1,83
10	1,79
11	1,87
12	1,87
13	1,87
14	1,75
15	1,79
16	1,79
17	1,87
18	1,87
19	1,87
20	1,87
21	1,87
22	1,87
23	1,79
24	1,87
25	1,79
26	1,79
27	1,87
28	1,87
29	1,87
30	1,79
31	1,87
32	1,87

E.2 PLANILHA PADRÃO

	A	B	C	D	E	F
3	Data Title					
4	Units:, E GPa, v,Yield MPa,					
5	metric,183,0.300,354.0,,					
6						
7	Hole type:,Dia. mm,					
8	blind,1.75,					
9						
10	Rosette:,Depth err.,Dia. error,E error %,					
11	062 UM,,,,					
12						
13	Set by:,e error ue,					
14	user,0.0,					
21	0.00,-00022,-00031,-00019,					
22	0.05 ,-00025,-00038,-00017,					
23	0.15,-00017,-00045,-00019,					
24	0.25,-00014,-00047,-00020,					
25	0.30,-00016,-00055,-00021,					
26	0.35,-00002,-00050,-00013,					
27	0.40,-00013,-00057,-00028,					
28	0.45,-00013,-00060,-00029,					
29	0.50,+00003,-00064,-00032,					
30	0.55,+00007,-00069,-00039,					
31	0.60,+00004,-00063,-00036,					
32	0.65,+00008,-00070,-00035,					
33	0.70,+00009,-00066,-00035,					
34	0.75,+00009,-00065,-00027,					
35	0.80,+00010,-00071,-00043,					
36	0.85,+00008,-00077,-00046,					
37	0.90,+00009,-00061,-00034,					
38	0.95,+00009,-00060,-00032,					
39	1.00,+00009,-00084,-00046,					

FIGURA E.1 - Modelo de planilha padrão para inserção dos valores das microdeformações (teste nº 1- $v_c = 200\text{m/min}$; $f_z = 0,05\text{ mm/aresta}$ sob lubri-refrigeração)

ANEXO A

Relatório emitido pelo Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais – LAMAT do SENAI Itaúna.



SENAI FIEMG
Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais - LAMAT
Acreditado pela Coordenação Geral de Acreditação - CGCRE
Accredited by General Coordination for Accreditation - CGCRE

Ensaio NBR ISO/IEC 17025
CRL 0126

Análise Química por Espectrometria Ótica - Base Ferro
Chemical Analysis by Optical Spectrometry - Iron Base

Relatório / Report nº 14042/2018

Solicitante / Requester: Alexandre Mendes Abrão
Endereço / Address: EE.UFMG - Av. Antônio Carlos, 6627 - Pampulha - Belo Horizonte - MG
Material / Material: Amostra para análise
Identificação do Cliente / Identification by customer: Material: Aço - ABNT H13 - RECOZIMENTO - AÇO H13

Elementos Elements	Concentração Concentration	Unidade Unit	Elementos Elements	Concentração Concentration	Unidade Unit
Carbono (C)	0,3500	%	Chumbo (Pb)	0,0015	%
Silício (Si)	0,9508	%	Estanho (Sn)	0,0051	%
Manganês (Mn)	0,3135	%	Arsênio (As)	0,0053	%
Fósforo (P)	0,0143	%	Zircônio (Zr)	ND	%
Enxofre (S)	0,0022	%	Bismuto (Bi)	0,0071	%
Cromo (Cr)	4,8898	%	Cálcio (Ca)	ND	%
Molibdênio (Mo)	1,1653	%	Cério (Ce)	0,0023	%
Níquel (Ni)	0,0950	%	Antimônio (Sb)	0,0074	%
Alumínio (Al Total)	0,0282	%	Selênio (Se)	ND	%
Cobalto (Co)	0,0247	%	Tântalo (Ta)	ND	%
Cobre (Cu)	0,0860	%	Boro (B)	0,0004	%
Nióbio (Nb)	0,0111	%	Zinco (Zn)	0,0065	%
Titânio (Ti)	0,0037	%	Lantânio (La)	0,0009	%
Vanádio (V)	0,8464	%	Nitrogênio (N)	0,0091	%
Tungstênio (W)	0,0240	%	Ferro (Fe) Balanço	91,1392	%

Este relatório contém resultados que se referem exclusivamente à amostra enviada pelo solicitante e somente deve ser reproduzido por completo, sendo que a reprodução de partes requer aprovação
This report contain results referred exclusively specimen sent by requester and should only be full reproduced, and the reproductions of parts requires written approval of the LAMAT.

Informações / Informations:
* Temperatura máxima do laboratório: 28°C / Maximum Temperature of laboratory: 28°C.
Procedimento / Método / Procedure / Method:
* Análise realizada segundo Instrução Técnica IT Lab 249 revisão 10 / Analyses performed by technical instruction IT Lab 249 revision 10.
* Normas: ASTM E 415:2014, ASTM E 1086:2014 e ASTM A 751:2014 / Standards: ASTM E 415:2014, ASTM E 1086:2014 e ASTM A 751:2014.
Observações / Observations:
O equipamento analisa somente os elementos apresentados no quadro deste relatório. A base refere-se ao balanceamento da composição para cem por cento podendo conter outros elementos não detectados / The equipment only analyzes the elements presented in the chart of this report. The base refers to the balance of the composition for hundred percent and may contain other undetected elements.
* Onde consta ND (Não Detectado), significa que o resultado do elemento está abaixo do limite inferior da faixa de detecção do equipamento e NQ (Não Quantificado) está acima do limite superior da faixa de detecção do equipamento / Where reported ND (Not Detected), the result means that the element is below the lower limit of the detection range of equipment and NQ (Not Quantified) is above the upper limit of the detection range of the equipment.




Relatório / Report nº 14042/2018

Equipamento utilizado / Equipment used:
*** Método utilizado - Espectrometria de Emissão Ótica / Method used - Optical emission spectrometry.**
Equipamentos / Instrumentos / Equipment / Instruments:
*** Espectrômetro de Emissão Ótica SPECTROMAXx identificação 159239, calibrado pelo fabricante /**
Optical emission spectrometer Spectromaxx, Identification 159239, calibrated by manufacturer.

Incerteza de Medição / Measurement Uncertainty			
Elemento Element	+/- U 95% / Uncertainty	Fator de Abrangência Coverage factor (K)	Graus de Liberdade Degrees of freedom V eff
C	0,0090	2,11	25,379
Si	0,0128	2	infinito
Mn	0,0023	2	infinito
P	0,0083	2	infinito
S	0,0019	2,06	39,464
Cr	0,0051	2,23	12,014
Mo	0,0101	2,25	11,678
Ni	0,0088	2,15	18,503
Al	0,0032	2,05	57,907
Co	0,0032	2	infinito
Cu	0,0041	2,05	58,736
Nb	0,0063	2,14	19,18
Ti	0,0068	2,25	11,942
V	0,0025	2,16	17,034
W	0,0124	2	infinito
Pb	0,0007	2	infinito
Sn	0,0014	2,05	50,671
As	0,0056	2,2	14,54
Zr	0,0026	2,02	103,238
Bi	0,0006	2,13	42,46
Ca	0,0002	2	infinito
Ce	0,0002	2	infinito
Sb	0,0024	2	infinito
Se	0,0014	2,05	58,273
Ta	0,0042	2,15	18,171
B	0,0003	2,02	183,64
Zn	0,0002	2	infinito
La	0,0002	2,05	68,598
N	0,0019	2,11	23,62

* Esta foi a maior incerteza encontrada e foi obtida através da multiplicação da incerteza de medição combinada pelo fator de abrangência K (coeficiente de segurança), proporcionando um nível de confiança de aproximadamente de 95% / This is the bigger uncertainty found and was obtained through for multiplication for measurement uncertainty combined by the coverage factor K (safety factor), providing a level by safety approximately 95%.

Recepção / Reception	17/12/18	Analista Analyst	Responsável Responsible
Realização / Achievement	17/12/18	Jorge Henrique Queiroz Ferreira Laboratorista Técnico	 Patrícia Resende Laboratorista-CRQ 02102194-2 ^o R
Emissão / Emission	17/12/18		

Responsável Técnico LAMAT: João Pousa Alves Filho, CREA-MG 0000168139D
Technical Responsible LAMAT: João Pousa Alves Filho, CREA-MG 0000168139D