

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

Augusto Moura Martins

ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO SOBRE O ROLETEAMENTO DO AÇO
ABNT 4140 ENDURECIDO

Belo Horizonte

2023

Augusto Moura Martins

**ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO SOBRE O ROLETEAMENTO DO AÇO
ABNT 4140 ENDURECIDO**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção de título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

Coorientador: Prof. Dr. Frederico de Castro Magalhães

Belo Horizonte

2023

M386e Martins, Augusto Moura.
Estudo experimental e numérico sobre o roleteamento do aço ABNT 4140 endurecido [recurso eletrônico] / Augusto Moura Martins. – 2023.
1 recurso online (219 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Alexandre Mendes Abrão.
Coorientador: Frederico de Castro Magalhães.

Tese (doutorado) – Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Apêndices: f. 180-219.

Bibliografia: f. 166-179.
Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica – Teses. 2. Siderurgia – Teses. 3. Aço – Indústria – Teses. 4. Cilindros – Teses. 5. Resistência de materiais – Teses. 6. Aço – Propriedades mecânicas – Teses. 7. Aço – Ductilidade – Teses. 8. Aço – Fadiga – Teses. I. Abrão, Alexandre Mendes. II. Magalhães, Frederico de Castro. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 621(043)



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

FOLHA DE APROVAÇÃO

“ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO SOBRE O ROLETEAMENTO DO AÇO ABNT 4140 ENDURECIDO”

AUGUSTO MOURA MARTINS

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos Professores: Dr. Alexandre Mendes Abrão (Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Frederico de Castro Magalhães (Co-Orientador Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Paulo Cesar de Matos Rodrigues (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Roberto Braga Figueiredo (Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais/UFMG), Dr^a. Sara Silva Ferreira de Dafé (Departamento de Engenharia Mecânica/PUC Minas) e Dr. Carlos Eiji Hirata Ventura (Departamento de Engenharia Mecânica/UFSCAR), como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Doutor em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de "**Engenharia de Manufatura e Materiais**".

Tese aprovada no dia 30 de novembro de 2023.

Por:



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Mendes Abrao, Professor do Magistério Superior**, em 05/12/2023, às 16:04, 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 06/12/2023, às 16:38, 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 **Sara Silva Ferreira de Dafé, Usuário Externo**, em 11/12/2023, às 18:13, 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 **Roberto Braga Figueiredo, Professor Titular-Livre Magistério Superior**, em 12/12/2023, às 14:10, 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 **Paulo Cesar de Matos Rodrigues, Professor do Magistério Superior**, em 12/12/2023, às 17:31, 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 **Carlos Eiji Hirata Ventura, Usuário Externo**, em 12/12/2023, às 17:36, 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 **2854458** e o código CRC **4494B9E9**.

AGRADECIMENTOS

Aos professores Alexandre Mendes Abrão e Frederico de Castro Magalhães pela orientação e os conselhos.

À minha família pelo apoio durante todo o processo.

Aos demais professores ligados ao Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG.

Aos alunos ligados ao Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG.

Ao Engenheiro Rodrigo Rissi e ao Senhor Gabriel dos Santos da Empresa Combustol Minas Tratamento Térmico LTDA, pelo apoio à realização dos tratamentos térmicos dos corpos de prova.

Ao Prof. Roberto Braga Figueiredo pela disponibilização do Ultra-Microdurômetro

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001

Meus sinceros agradecimentos.

RESUMO

O roleteamento é um tratamento mecânico superficial capaz de diminuir a rugosidade, aumentar a dureza e induzir tensões residuais compressivas na superfície da peça, ampliando a resistência do componente à fadiga mecânica. Esse comportamento somente é alcançado com a utilização de uma combinação adequada dos parâmetros, normalmente obtida por meio de análises experimentais, procedimento que pode ser de custo elevado já que depende da realização de novos experimentos para cada valor dos parâmetros de entrada. Neste caso, a utilização de uma análise por elementos finitos se faz interessante porque pode reduzir o custo para a definição de parâmetros apropriados. Neste trabalho foi avaliada a influência da rugosidade após torneamento e dos parâmetros do roleteamento subsequente sobre a rugosidade final, topografia, microestrutura e microdureza superficial, vida em fadiga e fratura por fadiga do aço ABNT 4140 endurecido (41 HRC). Inicialmente os corpos de prova foram torneados obtendo-se diferentes rugosidades. Em seguida, o material foi roleteado, variando-se os valores de pressão e avanço de roleteamento. A simulação por elementos finitos foi realizada considerando uma condição próxima ao processo real de roleteamento de peças cilíndricas de pequeno diâmetro, utilizando ferramenta de roletear com mais de um elemento rolante, situação que ainda não havia sido abordada na literatura. O roleteamento foi capaz de reduzir a amplitude dos parâmetros de rugosidade para todas as situações. Além disso, foi observada para a rugosidade uma interação entre o avanço e pressão de roleteamento, indicando comportamentos diferentes dependendo dos níveis utilizados. A análise de densidade espectral de potência de área (APSD) foi capaz de indicar a incapacidade do valor inferior de pressão de mitigar os efeitos do torneamento na topografia, além da capacidade dos valores superiores dos parâmetros de roleteamento em gerar um novo padrão na superfície, que também foi identificado pela morfologia. O roleteamento foi capaz de aumentar a microdureza e promover uma deformação na microestrutura superficial. A vida em fadiga foi ampliada pelo roleteamento, promovendo número de ciclos mais elevados para as amostras com rugosidade mais elevada após o torneamento. A fratura por fadiga também foi afetada, com menor número de regiões de nucleação nas amostras roleteadas. Com a simulação numérica foi avaliada a influência dos parâmetros de roleteamento. Notou-se deformações plásticas e tensões residuais compressivas mais intensas para pressões superiores e tensões residuais mais uniformes para menores avanços de roleteamento.

Palavras-chave: torneamento; roleteamento; qualidade superficial; rugosidade; vida em fadiga; aço ABNT 4140; elementos finitos.

ABSTRACT

Deep rolling is a mechanical surface treatment capable of reducing roughness, increasing hardness and inducing compressive residual stresses on the workpiece surface, thus increasing the mechanical fatigue life of the component. This behavior is only achieved with use of a suitable combination of parameters, that is usually obtained by experimental analysis, procedure that can be expensive and time consuming, given that they depend on performing new tests for each value of the input parameters. In this case the use of finite element analysis is interesting because the cost to select suitable parameters can be reduced. The present study investigates the influence of the roughness promoted by turning and of the parameters employed in the subsequent deep rolling operation on roughness, surface topography, surface microstructure and microhardness, fatigue life, and fatigue fracture of hardened AISI 4140 steel (41 HRC). The samples were initially turned obtaining different surface roughness values. Afterwards, the samples were deep rolled using distinct feed and pressure values. Numerical simulation by finite elements considered a condition close to the actual deep rolling of small diameter cylindrical workpieces, using a deep rolling tool with multiple rolling elements, situation that has not been previously found in the literature. Deep rolling was able to reduce the roughness for all tested conditions, being observed an interaction between deep rolling feed and pressure, as the behavior changed depending on the selected values. Areal power spectral density analysis (APSD) was capable of indicating the incapacity of the lower pressure value to mitigate the effects of the turning parameter on the surface, in addition to the capacity of the higher deep rolling parameter values to generate a new surface pattern, that was also identified by morphology. Deep rolling was capable of increasing microhardness and of promoting a surface deformation. Fatigue life increased after deep rolling, and the samples with highest surface roughness after turning were able to achieve longer mechanical fatigue lives after deep rolling. Fatigue fracture was also affected, reducing the number of nucleation regions on the deep rolled samples. Numerical simulation evaluated the influence of deep rolling parameters, indicating larger plastic strains and compressive residual stresses for higher deep rolling pressures and more uniform residual stresses for lower deep rolling feeds.

Keywords: turning; deep rolling; surface quality; roughness; fatigue life; AISI 4140 steel; finite elements.

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1: Microestrutura para o SAE 4140: (a) recozido; (b) normalizado; (c) temperado e (d) temperado e revenido.	24
Figura 3.2: Roletamento de uma superfície: a) esquema do roletamento e b) imagem de uma superfície tratada.	28
Figura 3.3: Diferentes princípios de funcionamento para ferramentas de roletar: a) hidrostático, b) mola e rolamento, c) mola, rolamento e rolete, d) mola e dois rolamentos, e) mola e três esferas e f) esfera e parafuso.	29
Figura 3.4: Sobreposição da superfície roleteada: a) $u = 0\%$ e b) $u = 50\%$	32
Figura 3.5: Imagens MEV das superfícies roleteadas com diferentes forças: a) 400 N e b) 600 N.	32
Figura 3.6: Seção transversal das amostras de AISI 1010: a) não tratado, b) força de 500 N e c) força de 600 N.	33
Figura 3.7: Exemplo de curva de razão de material.	36
Figura 3.8: Efeito do roletamento nos valores dos parâmetros R_{pk} , R_k e R_{vk}	37
Figura 3.9: Variação da topografia da superfície para amostras roleteadas com diferentes fatores de sobreposição.	38
Figura 3.10: Efeito do número de passes de roletamento na topografia da superfície roleteada utilizando pressão de 100 bar: a) $n=1$ e b) $n=3$	41
Figura 3.11: Efeito da pressão de roletamento e do número de passes nas tensões residuais axiais.	43
Figura 3.12: Tensões residuais para superfícies roleteadas com diferentes forças: a) $F_n = 50\text{ N}$ e b) $F_n = 150\text{ N}$	44
Figura 3.13: Tensão residual longitudinal para diferentes valores de força de roletamento.	45
Figura 3.14: Perfis de tensão residual para diferentes forças de roletamento em diferentes materiais: a) baixa concentração de carbono e b) alta concentração de carbono.	48
Figura 3.15: Dureza na subsuperfície da amostra roleteada.	50

Figura 3.16: Deformação da camada superficial: a) corpo de prova torneado e b) corpo de prova roleteado.	53
Figura 3.17: Efeito da pressão e do número de passes de roleteamento sobre a microestrutura da camada subsuperficial do aço AISI 1060: a) $P = 0$ bar, $n = 0$, b) $P = 50$ bar, $n = 1$, c) $P = 100$ bar, $n = 1$, d) $P = 200$ bar, $n = 1$, e) $P = 100$ bar, $n = 3$ e f) $P = 200$ bar, $n = 3$	54
Figura 3.18: Influência da rugosidade sobre a vida em fadiga.	59
Figura 3.19: Influência da temperatura sobre o número de ciclos até a fratura para amostras roleteadas e não roleteadas.	61
Figura 3.20: Número de ciclos até falha para material base e material roleteado com força otimizada.	63
Figura 3.21: Fraturas após teste de fadiga por flexão rotativa do aço AISI 304: a) não roleteado e b) roleteado.	65
Figura 3.22: <i>Dimples</i> na região de sobrecarga da fratura por fadiga.	66
Figura 3.23: Distância das estrias de fadiga presentes na fratura do aço AISI 304: a) material não roleteado e b) material roleteado.	66
Figura 3.24: Exemplo de discretização a) geometria a ser estudada b) geometria discretizada.	67
Figura 3.25: Tipos de elementos normalmente utilizados: a) unidimensionais, b) bidimensionais e c) tridimensionais.	68
Figura 3.26: Exemplo de discretização de um modelo contínuo indicando nós, elementos e carregamentos.	69
Figura 3.27: Simetria e discretização utilizadas.	71
Figura 3.28: Distribuição da tensão residual tangencial para diferentes avanços: a) 0,03 mm/rev, b) 0,07 mm/rev, c) 0,16 mm/rev e d) 0,20 mm/rev.	73
Figura 3.29: Modelo utilizado com condições de contorno e discretização indicadas.	75
Figura 3.30: Discretização para os modelos: a) 2D e b) 3D.	76
Figura 3.31: Modelagem 3D da peça: a) setor de 45°, b) setor de 90° e c) região de refino da malha.	78
Figura 3.32: Geometrias utilizadas e estratégia de discretização.	79
Figura 3.33: Modelagem do roleteamento: (a) trajetória da ferramenta e dimensão da peça avaliada (b) discretização da peça.	80
Figura 3.34: Modelamento e discretização do processo de roleteamento.	81

Figura 3.35: Diferentes geometrias consideradas na simulação: a) plana, b) raio e c) plana de pequena espessura.....	82
Figura 3.36: Modelo utilizado na simulação: (a) ferramenta esférica e peça (b) discretização da peça.....	83
Figura 3.37: Modelagem da ferramenta de roletear e peça com destaque para a região de refino de malha.....	85
Figura 4.1: Fluxograma da metodologia experimental.....	89
Figura 4.2: Geometria dos corpos de prova (comprimento de 100 mm): a) blanche, b) após o torneamento de desbaste parcial e c) após o término do desbaste.....	91
Figura 4.3: Corpo de prova (comprimento de 100 mm): a) após desbaste e b) após do acabamento.....	91
Figura 4.4: Esquema do sistema de roleteamento.	92
Figura 4.5: Montagem para roleteamento dos corpos de prova.	93
Figura 4.6: Corpo de prova (comprimento de 100 mm) com destaque para região roleteada.	93
Figura 4.7: Medição de rugosidade no perfilômetro.	95
Figura 4.8: Máquina de fadiga com detalhe da carga definida.....	97
Figura 4.9: Fluxograma da simulação	99
Figura 4.10: Curva com comportamento bilinear considerada pelo software.....	100
Figura 4.11: Geometrias e estratégias de discretização utilizadas com detalhe para os elementos da peça.	101
Figura 5.1: Curvas tensão versus deformação verdadeira do aço ABNT 4140.....	104
Figura 5.2: Variação do desvio aritmético médio Ra das amostras torneadas.	105
Figura 5.3: Intervalos de confiança simultâneos de 95% de Tukey.	106
Figura 5.4: Variação do desvio aritmético médio (Ra) em função da rugosidade após torneamento, pressão e avanço de roleteamento: a) todas as amostras e b) somente as roleteadas.	108
Figura 5.5: Efeitos principais para Ra: a) rugosidade após torneamento, b) avanço de roleteamento e c) pressão de roleteamento.	110
Figura 5.6: Gráfico de interação para Ra.....	111
Figura 5.7: Variação dos parâmetros Rz, Rv e Rp em função da rugosidade após torneamento, pressão e avanço de roleteamento: a) todas as amostras e b) somente as roleteadas.	112

Figura 5.8: Efeitos principais para Rp e Rv: a) rugosidade após torneamento - Rp, b) avanço de roleteamento - Rp, c) pressão de roleteamento - Rp, d) rugosidade após torneamento - Rv e e) avanço de roleteamento - Rv.	114
Figura 5.9: Gráfico de interação para Rp.	115
Figura 5.10: Variação de Rpk, Rk e Rvk em função da rugosidade após torneamento, pressão e avanço de roleteamento: a) todas as amostras e b) somente as roleteadas....	117
Figura 5.11: Efeitos principais para Rpk, Rk e Rvk: a) avanço de roleteamento para Rpk, b) pressão de roleteamento para Rpk, c) rugosidade após torneamento para Rk, d) avanço de roleteamento para Rk, e) pressão de roleteamento para Rk, f) rugosidade após torneamento para Rvk e g) pressão de roleteamento para Rvk.	119
Figura 5.12: Gráfico de interação para Rk.	121
Figura 5.13: Gráficos de interação para Rvk: a) Rugosidade após torneamento e avanço de roleteamento, b) Rugosidade após torneamento e Pressão de Roleteamento e c) Avanço de roleteamento e Pressão de roleteamento.	122
Figura 5.14: Topografia dos corpos de prova: a) Ra-torneado = 0,54 μm , b) Ra-torneado = 0,80 μm , c) Ra-torneado = 1,17 μm , d) roleteada para Ra-torneado = 0,54 μm , e) roleteada para Ra-torneado = 0,80 μm e f) roleteada para Ra-torneado = 1,17 μm	124
Figura 5.15: Topografia de corpos de prova torneados (Ra-torneado=1,17 μm) e posteriormente roleteados com $P=200$ bar: a) $f_r = 0,06$ mm/rev, b) $f_r = 0,09$ mm/rev e c) $f_r = 0,12$ mm/rev.	125
Figura 5.16: Topografia de corpos de prova torneados (Ra-torneado =1,17 μm) e posteriormente roleteados com $f_r = 0,12$ mm/rev: a) $P = 100$ bar, b) $P = 150$ bar e c) $P = 200$ bar.....	127
Figura 5.17: Imagens das superfícies torneadas: a) Ra-torneado = 0,54 μm , b) Ra-torneado = 0,80 μm e c) Ra-torneado = 1,17 μm	128
Figura 5.18: Imagens das superfícies roleteadas com $f_r = 0,06$ mm/rev: a) Ra-torneado = 0,54 μm e $P = 100$ bar, b) Ra-torneado = 0,80 μm e $P = 100$ bar, c) Ra-torneado = 1,17 μm e $P = 100$ bar, d) Ra-torneado = 0,54 μm e $P = 200$ bar, e) Ra-torneado = 0,80 μm e $P = 200$ bar e f) Ra-torneado = 1,17 μm e $P = 200$ bar.....	129
Figura 5.19: Superfícies de amostras torneadas com Ra-torneado = 0,80 μm após roleteamento: a) $f_r = 0,06$ mm/rev e $P = 100$ bar, b) $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 100$ bar, c) $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 100$ bar, d) $f_r = 0,06$ mm/rev e $P = 150$ bar, e) $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 150$ bar, f) $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 150$ bar, g) $f_r = 0,06$	

mm/rev e $P = 200$ bar, h) $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 200$ bar e i) $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 200$ bar.	130
Figura 5.20: Superfícies de amostras roleteadas com $P = 200$ bar: a) Ra-torneado = 0,54 μm e $f_r = 0,06$ mm/rev, b) Ra-torneado = 0,54 μm e $f_r = 0,09$ mm/rev, c) Ra-torneado = 0,54 μm e $f_r = 0,12$ mm/rev, d) Ra-torneado = 0,80 μm e $f_r = 0,06$ mm/rev, e) Ra-torneado = 0,80 μm e $f_r = 0,09$ mm/rev, f) Ra-torneado = 0,80 μm e $f_r = 0,12$ mm/rev, g) Ra-torneado = 1,17 μm e $f_r = 0,06$ mm/rev, h) Ra-torneado = 1,17 μm e $f_r = 0,09$ mm/rev e i) Ra-torneado = 1,17 μm e $f_r = 0,12$ mm/rev.	132
Figura 5.21: Densidade espectral de potência de área para as amostras apenas torneadas. ...	134
Figura 5.22: Densidade espectral de potência de área para as amostras roleteadas utilizando $P = 100$ bar.	135
Figura 5.23: Densidade espectral de potência de área para as amostras roleteadas utilizando $P = 150$ bar.	136
Figura 5.24: Densidade espectral de potência de área para as amostras roleteadas utilizando $P = 200$ bar.	137
Figura 5.25: Direções de orientação da topografia.	138
Figura 5.26: Rosas morfológicas para as amostras apenas torneadas: a) Ra = 0,54 μm b) Ra = 0,80 μm e c) Ra = 1,17 μm	139
Figura 5.27: Rosas morfológicas das amostras roleteadas para Ra = 0,54 μm	140
Figura 5.28: Resultados de ultra-microdureza para amostras selecionadas: T01 – Apenas torneada. Amostras roleteadas com $f_r = 0,09$ mm/rev: DR1 – Ra-Torneado = 0,54 μm e $P = 100$ bar; DR2 – Ra-Torneado = 0,54 μm e $P = 200$ bar; DR3 – Ra-Torneado = 1,17 μm e $P = 100$ bar e DR4 – Ra-Torneado = 1,17 μm e $P = 200$ bar.	141
Figura 5.29: Microestrutura da região central para as amostras torneadas a) Ra = 0,54 μm b) Ra = 1,17 μm	142
Figura 5.30: Microestrutura da superfície: a) apenas torneada com Ra = 0,54 μm b) apenas torneada com Ra = 1,17 μm c) roleteada com Ra = 0,54 μm , $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 200$ bar d) roleteada com Ra = 1,17 μm , $f_r = 0,09$ mm/rev e e $P = 200$ bar.	143
Figura 5.31: Influência da rugosidade após torneamento, pressão e avanço de roleteamento sobre a vida em fadiga para uma carga de 851,01 MPa.	144
Figura 5.32: Influência da rugosidade após torneamento sobre a vida em fadiga das amostras roleteadas.	147

Figura 5.33: Marca de catraca na fratura da amostra torneada com $f = 0,10$ mm/rev.	151
Figura 5.34: Estrias de fratura por fadiga identificadas no corpo de prova roleteado.	152
Figura 5.35: <i>Dimples</i> observados na fratura do corpo de prova roleteado.	153
Figura 5.36: Fratura de amostra roleteada: a) região da fratura, b) região de propagação da falha e c) região de presença de <i>dimples</i>	153
Figura 5.37: Mapeamento tridimensional das deformações plásticas superficiais em função dos parâmetros de roleteamento.	155
Figura 5.38: Variação na deformação superficial e geração de ondulações com a variação da pressão de roleteamento quando utilizado $f_r = 0,12$ mm/rev.	156
Figura 5.39: Mapeamento tridimensional das tensões residuais superficiais na direção de avanço em função dos parâmetros de roleteamento.	157
Figura 5.40: Exemplo de resultado da simulação: a) montagem e deformações superficiais, b) observação da parte interna do material e c) ampliação para verificar subsuperfície.	158
Figura 5.41: Deformações previstas pela simulação para as condições de roleteamento avaliadas.	159
Figura 5.42: Tensões residuais previstas pela simulação para as condições de roleteamento avaliadas.	160
Figura C.1: Gráfico de resíduos para Ra: a) probabilidade normal, b) resíduos versus ajuste e c) histograma.	188
Figura C.2: Teste de normalidade para os resíduos de Ra das amostras torneadas.	189
Figura C.3: Gráfico de resíduos para Ra: a) probabilidade normal, b) resíduos versus ajuste, c) histograma e d) resíduos versus ordem.	190
Figura C.4: Teste de normalidade para os resíduos de Ra.	191
Figura C.5: Gráfico de resíduos para Rp: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.	191
Figura C.6: Teste de normalidade para os resíduos de Rp.	192
Figura C.7: Gráfico de resíduos para Rv antes da transformada: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.	193
Figura C.8: Teste de normalidade antes da transformada para os resíduos de Rv.	193
Figura C.9: Gráfico de resíduos para Rv depois da transformada: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.	194
Figura C.10: Teste de normalidade depois da transformada para os resíduos de Rv.	194

Figura C.11: Gráfico de resíduos para Rpk: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.	195
Figura C.12: Teste de normalidade para os resíduos de Rpk.	195
Figura C.13: Gráfico de resíduos para Rk: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.	196
Figura C.14: Teste de normalidade para os resíduos de Rk.	196
Figura C.15: Gráfico de resíduos para Rvk antes da transformada: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.	197
Figura C.16: Teste de normalidade antes da transformada para os resíduos de Rvk.	197
Figura C.17: Gráfico de resíduos para Rvk depois da transformada: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.	198
Figura C.18: Teste de normalidade depois da transformada para os resíduos de Rvk.	198
Figura C.19: Gráfico de resíduos para Fadiga: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.	199
Figura C.20: Teste de normalidade para os resíduos da Fadiga.	199
Figura D.1: Rosas morfológicas das amostras roleteadas para $R_a = 0,80 \mu\text{m}$	200
Figura D.2: Rosas morfológicas das amostras roleteadas para $R_a = 1,17 \mu\text{m}$	201
Figura E.1: Resultado de deformações para $f_r = 0,06 \text{ mm/rev}$ e $P = 100 \text{ bar}$	202
Figura E.2: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,06 \text{ mm/rev}$ e $P = 100 \text{ bar}$	203
Figura E.3: Resultado de deformações para $f_r = 0,06 \text{ mm/rev}$ e $P = 150 \text{ bar}$	204
Figura E.4: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,06 \text{ mm/rev}$ e $P = 150 \text{ bar}$	205
Figura E.5: Resultado de deformações para $f_r = 0,06 \text{ mm/rev}$ e $P = 200 \text{ bar}$	206
Figura E.6: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,06 \text{ mm/rev}$ e $P = 200 \text{ bar}$	207
Figura E.7: Resultado de deformações para $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$ e $P = 100 \text{ bar}$	208
Figura E.8: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$ e $P = 100 \text{ bar}$	209
Figura E.9: Resultado de deformações para $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$ e $P = 150 \text{ bar}$	210
Figura E.10: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$ e $P = 150 \text{ bar}$	211
Figura E.11: Resultado de deformações para $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$ e $P = 200 \text{ bar}$	212
Figura E.12: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$ e $P = 200 \text{ bar}$	213
Figura E.13: Resultado de deformações para $f_r = 0,12 \text{ mm/rev}$ e $P = 100 \text{ bar}$	214
Figura E.14: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,12 \text{ mm/rev}$ e $P = 100 \text{ bar}$	215
Figura E.15: Resultado de deformações para $f_r = 0,12 \text{ mm/rev}$ e $P = 150 \text{ bar}$	216
Figura E.16: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,12 \text{ mm/rev}$ e $P = 150 \text{ bar}$	217
Figura E.17: Resultado de deformações para $f_r = 0,12 \text{ mm/rev}$ e $P = 200 \text{ bar}$	218

Figura E.18: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 200$ bar.....219

LISTA DE QUADROS

Quadro 4.1: Parâmetros de rugosidade avaliados.....	95
Quadro 5.1: Imagens das fraturas por fadiga mecânica para cada combinação de fatores (diâmetro aproximado de 5 mm) (continua).	149
Quadro A.1: Relatório da análise química (continua).	180

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1: Faixa de composição do aço ABNT 4140 (% em peso).....	23
Tabela 3.2: Dureza do aço ASIS 4140 temperado em óleo após revenimento por duas horas em cada temperatura.....	25
Tabela 4.1: Parâmetros utilizados nos testes.	94
Tabela 4.2: Dimensões dos elementos utilizados na simulação	102
Tabela 5.1: Composição química do aço ABNT 4140 obtida por espectrometria de emissão ótica.	103
Tabela 5.2: Teste de Tukey para Ra das amostras torneadas.	105
Tabela 5.3: Valores de Ra médio obtidos pelo teste de Tukey.....	107
Tabela 5.4: ANOVA para Ra das amostras roleteadas.....	109
Tabela 5.5: ANOVA para Rp e Rv das amostras roleteadas.	113
Tabela 5.6: ANOVA para Rpk, Rk e Rvk das amostras roleteadas.	118
Tabela 5.7: Contribuições dos fatores significativos para Rvk, Rk e Rpk	118
Tabela 5.8: ANOVA de fadiga para as amostras roleteadas.	146
Tabela B.1: Planejamento fatorial (continua).....	182
Tabela B.2: Valores medidos para as amostras roleteadas (continua).	185
Tabela B.3: Valores medidos para as amostras torneadas.....	187

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	20
2. OBJETIVOS.....	22
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	23
3.1. O aço ABNT 4140	23
3.2. Tratamentos superficiais	25
3.2.1. Roleteamento	27
3.3. Método dos elementos finitos	67
3.3.1. Elementos finitos no roleteamento.....	70
3.4. Considerações parciais.....	87
4. METODOLOGIA.....	89
4.1. Análise experimental	89
4.1.1. Preparação dos corpos de prova.....	90
4.1.2. Caracterização química e mecânica do material	94
4.1.3. Medição da rugosidade	94
4.1.4. Microscopia óptica e análise topográfica.....	96
4.1.5. Testes de fadiga.....	96
4.1.6. Análise de fratura	98
4.1.7. Ensaio de microdureza e análise da microestrutura	98
4.2. Análise numérica	99
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	103
5.1. Material.....	103
5.2. Rugosidade.....	104
5.2.1. Rugosidade após o torneamento	104
5.2.2. Rugosidade após o roleteamento.....	107
5.3. Análise topográfica e microscopia óptica.....	123

5.3.1. Perfilometria tridimensional	123
5.3.2. Microscopia óptica.....	127
5.3.3. Densidade espectral de potência de área (APSD).....	134
5.3.4. Rosas morfológicas	138
5.4. Microdureza e microestrutura	141
5.5. Vida em fadiga.....	144
5.6. Análise das superfícies de fraturas.....	148
5.7. Modelagem e análise numérica.....	154
6. CONCLUSÕES.....	161
7. SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS	165
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	166
APÊNDICE A	180
APÊNDICE B.....	182
APÊNDICE C.....	188
APÊNDICE D	200
APÊNDICE E.....	202

1. INTRODUÇÃO

As propriedades dos componentes mecânicos utilizados pela indústria são definidas pela composição do material e pelas etapas de processamento a que estes são submetidos. As etapas de processamento afetam a estrutura e também a integridade superficial de um componente, interferindo diretamente em sua capacidade de exercer de forma adequada a função para qual foi projetado. A integridade superficial, que abrange características como rugosidade, tensões residuais, alterações na microestrutura e dureza, é fortemente influenciada pelo processamento ao qual o componente mecânico foi submetido. A superfície, mesmo representando uma proporção menor do material em relação ao seu núcleo, possui uma grande influência no desempenho de um componente mecânico, já que está relacionada à propriedades como o atrito, resistência ao desgaste e resistência à fadiga mecânica do material. Na maioria das vezes, a falha de um material tem início em sua superfície já que nessa região não existem grãos do material na vizinhança que possam impedir a deformação plástica localizada e, além disso, a superfície ainda está submetida ao contato com o ambiente. No caso da fadiga mecânica o período de início da trinca é considerado um fenômeno ligado à superfície do material.

Mesmo após a etapa de usinagem de acabamento, os materiais podem ainda não apresentar rugosidade superficial e propriedades adequadas à sua aplicação. Nestes casos são utilizados tratamentos superficiais, os quais podem ser divididos em revestimentos, tratamentos térmicos, tratamentos termoquímicos e tratamentos mecânicos. Os tratamentos mecânicos provocam deformações plásticas na superfície por meio da aplicação de forças de adequada amplitude. No caso do roleteamento, essas deformações são provocadas pela ação de elementos rolantes. Esse tratamento é capaz de induzir tensões residuais compressivas, provocar o encruamento da superfície e aumentar sua dureza, além de reduzir a rugosidade. O roleteamento é, portanto, capaz de aumentar a resistência à fadiga dos materiais.

Além do tipo de processo, os parâmetros utilizados são capazes de alterar as propriedades do material de diferentes formas, sendo então necessária a definição de uma combinação adequada para atender às exigências de propriedades dos materiais. São considerados parâmetros de entrada do roleteamento: velocidade, avanço, número de passes e a força aplicada, a qual pode ser definida pela pressão do fluido de roleteamento.

A definição da combinação de parâmetros a ser utilizada ocorre após análises experimentais que consideram a influência dos parâmetros do roleteamento sobre a integridade superficial do material. No entanto, as análises experimentais costumam ser de elevado custo e demandam certa quantidade de experimentos. Para reduzir a quantidade de experimentos necessária e permitir uma avaliação de diferentes valores para os parâmetros de entrada pode-se fazer uso dos elementos finitos. O modelamento em elementos finitos, no entanto deve ser feito de forma adequada, considerando a geometria, as propriedades dos materiais e a interação entre a ferramenta e a peça da forma mais próxima possível à condição experimental.

O aço ABNT 4140 é amplamente utilizado na indústria metal-mecânica, sendo aplicado em componentes das indústrias automotiva, aeronáutica, agrícola e de máquinas e equipamentos. Dentre esses componentes podem ser citados os eixos, pinos, engrenagens e virabrequins. Muitos desses componentes estão sujeitos a esforços cíclicos, o que exige do componente elevada resistência à fadiga, a qual pode ainda ser ampliada por meio da utilização do tratamento superficial de roleteamento, principalmente quando utilizada uma combinação de parâmetros adequada. Além dos parâmetros do processo de roleteamento, acredita-se que a rugosidade gerada no processo de usinagem anterior pode também afetar o desempenho final do componente.

Portanto, este trabalho avaliou a influência da pressão e do avanço durante o processo de roleteamento e também a influência da rugosidade gerada na usinagem nas características superficiais do aço ABNT 4140 de forma experimental, e também avaliou a influência dos parâmetros de entrada na vida em fadiga após roleteamento. Além disso, o trabalho estabeleceu uma simulação de elementos finitos que seja mais próxima à condição real de roleteamento de peças esbeltas, considerando, além dos parâmetros de roleteamento utilizados, a interação dos múltiplos elementos rolantes que possuem diâmetros próximos aos das peças fabricadas.

2. OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é estudar a influência da rugosidade gerada pela operação de torneamento e dos parâmetros da operação de roleteamento subsequente sobre a integridade superficial do aço ABNT 4140 temperado e revenido para uma dureza média de 41 ± 1 HRC de modo experimental e também por simulação numérica.

Mais especificamente, será avaliada a influência da rugosidade após torneamento e da pressão e avanço do roleteamento (variados em três níveis) identificando qual destes parâmetros ou interações entre eles possuem influência estatisticamente significativa sobre: rugosidade final, topografia da superfície roleteada, características subsuperficiais, vida em fadiga e forma da fratura por fadiga.

Além disso, realizar a simulação numérica por meio de elementos finitos utilizando uma análise tridimensional e considerando as geometrias envolvidas no roleteamento, para o caso do roleteamento de sólidos de revolução de pequenos diâmetros utilizando ferramentas que possuem vários elementos rolantes, condição que ainda não foi abordada na literatura. A simulação busca avaliar a influência do avanço f_r e pressão P de roleteamento sobre a deformação plástica e as tensões residuais.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo serão abordados conceitos referentes ao aço ABNT 4140, aos tratamentos superficiais, mais especificamente ao roleteamento e sua influência sobre qualidade superficial, tensão residual e vida em fadiga de diversos materiais aplicados na indústria metal-mecânica. Além disso serão abordados alguns conceitos básicos para a análise utilizando o método dos elementos finitos, bem como a aplicação desse método no estudo do roleteamento,

3.1. O aço ABNT 4140

O aço ABNT 4140 é um aço de médio carbono, baixa liga e alta resistência, sendo utilizado em aplicações que exigem um endurecimento moderado com boa resistência e tenacidade. O aço ABNT 4140 é utilizado em uma série de componentes de máquinas de alta resistência dentre os quais pode-se mencionar: bielas, virabrequins, juntas de direção, eixos, brocas de perfuração de poços de petróleo, hastes de pistão, peças de bombas, tubos de alta pressão, engrenagens industriais de grande porte, flanges, pinças e peças de máquinas-ferramenta (ASM HANDBOOK, 1990a). A faixa de composição química deste material é apresentada na Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Faixa de composição do aço ABNT 4140 (% em peso)

C	Mn	P	S	Si	Cr	Mo
0,38 - 0,43	0,75 - 1,00	0,035	0,040	0,15 - 0,35	0,80 - 1,10	0,15-0,25

Fonte: ASM HANDBOOK (1990a)

O aço ABNT 4140 pode passar por uma série de tratamentos térmicos, que devem ser selecionados em função das propriedades desejadas. Dentre estes pode-se mencionar: normalização (manter em temperatura de austenitização e posteriormente resfriar ao ar), recozimento (manter em temperatura de austenitização e posteriormente resfriar no forno), têmpera (manter em temperatura de austenitização e posteriormente resfriar rapidamente em óleo), revenimento (variação de tempo depende da dureza pretendida) e esferoidização (manter em temperatura abaixo da austenitização entre 6 e 12 horas e resfriamento lento) (ASM HANDBOOK, 1990a).

Os diferentes tratamentos térmicos promovem diferentes microestruturas e, portanto, propriedades distintas para o material. Carvajal *et al.* (2017) realizaram os tratamentos de recozimento, normalização, têmpera e têmpera seguida de revenimento no aço SAE 4140, cada condição de tratamento obteve uma microestrutura distinta, como pode ser observado na Figura 3.1.

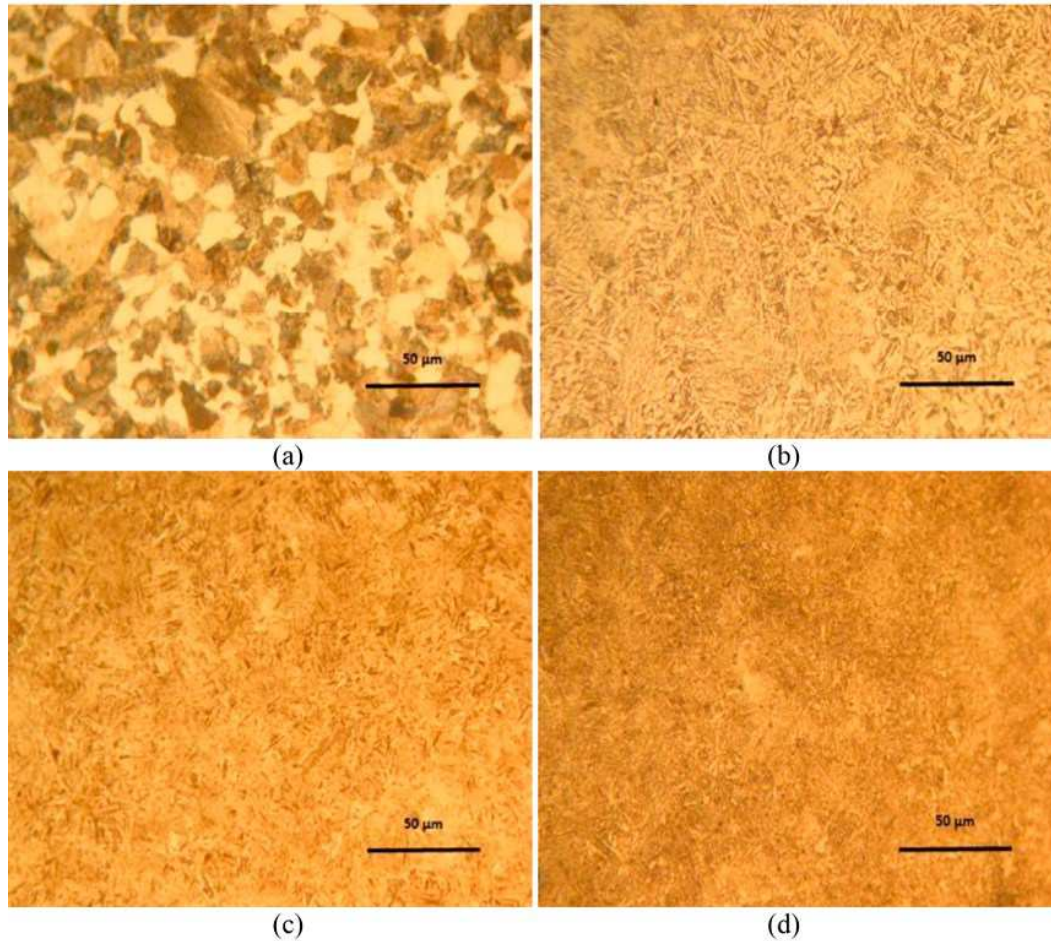


Figura 3.1: Microestrutura para o SAE 4140: (a) recozido; (b) normalizado; (c) temperado e (d) temperado e revenido.

Fonte: Carvajal *et al.* (2017)

Para a condição de recozimento (Figura 3.1a) foi observada a formação de ferrita nos contornos de grão e colônias de perlita; já para a condição normalizada (Figura 3.1b) observou-se ferrita e finas colônias de perlita. Já na Figura 3.1c onde se encontra a microestrutura da condição temperada foi observada a martensita e na Figura 3.1d martensita revenida. Considerando a dureza obtida em cada condição a maior delas foi para a condição temperada (aproximadamente 500 HV), seguida da condição revenida (400 HV), depois a

normalizada (aproximadamente 275 HV) e por último a recozida (200 HV) (CARVAJAL *et al.*, 2017)

Considerando o material na condição temperado e revenido, sabe-se que a temperatura de revenimento possui influência em suas propriedades mecânicas, com o aumento da temperatura de revenimento ocorre uma redução da resistência mecânica e dureza do material (ASM HANDBOOK, 1991; CARVAJAL *et al.*, 2017). Uma relação entre a dureza superficial e a temperatura de revenimento para o aço AISI 4140, após revenimento por duas horas, pode ser observada na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Dureza do aço AISI 4140 temperado em óleo após revenimento por duas horas em cada temperatura.

Temperatura °C	205	260	315	370	425	480	540	595	650
Dureza HRC	57	53	50	47	45	41	36	33	29

Fonte: Adaptado de ASM HANDBOOK (1991)

Com relação aos valores de limite de escoamento e limite de resistência do AISI 4140 temperado e revenido, também ocorre uma variação em função da temperatura de revenimento. O limite de escoamento é capaz de atingir valores entre 1740 e 690 MPa quando temperado com 205 e 705 °C respectivamente. Para essa mesma faixa de temperatura o limite de resistência varia de 1965 até 810 MPa (ASM HANDBOOK, 1991)

3.2. Tratamentos superficiais

A integridade superficial dos materiais é capaz de influenciar propriedades como as resistências à fadiga, à corrosão e ao desgaste, afetando a vida em serviço dos componentes (ASTAKHOV, 2010). Por esse motivo, tratamentos superficiais são utilizados desde a Antiguidade. As primeiras aplicações de tratamentos superficiais datam por volta de 2700 a. C., quando capacetes eram tratados por meio de martelamento para a melhoria das propriedades mecânicas. Atualmente existem várias aplicações dos tratamentos superficiais, principalmente nas indústrias automotiva, aeroespacial e de fabricação de molas (SCHULZE, 2006). Segundo Bannantine, Comer e Handrock (1989), os tratamentos superficiais podem ser divididos em quatro categorias: revestimentos, térmicos, termoquímicos e mecânicos.

Os revestimentos consistem na aplicação de um novo material sobre a superfície e são normalmente utilizados para a fabricação de superfícies com elevada dureza e resistência ao desgaste para prevenir danos superficiais ou para a diminuição do coeficiente de atrito durante

o contato (HUTCHINGS e SHIPWAY, 2017). No caso dos tratamentos de eletrodeposição podem ocorrer reduções de até 60% na resistência à fadiga mecânica, comportamento que é atribuído à indução de tensões residuais de tração na superfície (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989; MILELLA, 2013). Esse comportamento ocorre porque ao contrário das tensões compressivas, que são benéficas e aumentam a resistência à fadiga mecânica dos materiais, as tensões trativas são prejudiciais porque podem facilitar a propagação das trincas (LUONG e HILL, 2010; MILELLA, 2013). Deve-se destacar, porém, que em ambientes agressivos a melhoria da resistência à corrosão gerada pela deposição de materiais pode superar a diminuição da resistência à fadiga (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989).

No caso dos tratamentos térmicos, estes são utilizados para induzir modificações metalúrgicas nos materiais. Eles podem ser capazes de aumentar a dureza e a resistência do componente, como a têmpera seguida de revenimento, ou alterar as tensões residuais, como no caso da normalização (MILELLA, 2013).

Os tratamentos termoquímicos que proporcionam aumento da resistência na superfície sem afetar as propriedades do interior do material também são capazes de ampliar a resistência à fadiga do material. Os tratamentos termoquímicos tais como nitretação e cementação, além de aumentar a resistência da camada superficial, ainda induzem tensões compressivas na superfície (HUTCHINGS e SHIPWAY, 2017; MILELLA, 2013).

Já os tratamentos mecânicos deformam plasticamente a superfície dos materiais, provocando o encruamento e induzindo tensões residuais compressivas. Esses tratamentos são capazes inclusive de reduzir ou eliminar os efeitos negativos dos revestimentos sobre as tensões residuais superficiais, sendo muitas das vezes usados de forma combinada. Os tratamentos mecânicos mais importantes são o jateamento e o roleteamento (BANNANTINE, COMER e HANDROCK, 1989). O jateamento é um processo no qual materiais duros com uma geometria específica são arremessados contra a peça a ser tratada. Esse processo gera tensões superficiais de compressão e aumenta a resistência à fadiga. As tensões residuais são geradas pela diferença entre a deformação plástica sofrida pela superfície e pela região interna do material (FOSS *et al.* 2013; SCHULZE, 2006). No entanto, o jateamento produz efeitos prejudiciais sobre a qualidade superficial (DALAEI, KARLSSON e SVENSSON, 2011; LUONG e HILL, 2010) o que exige, em alguns casos, um tratamento posterior para redução da rugosidade e descontaminação da superfície (SCHUH, *et al.* 2007). Semelhante ao jateamento existe o processo conhecido como SMAT (*Surface Mechanical Attrition Treatment*), que tem como principais diferenças o tamanho e velocidade dos materiais

arremessados contra a superfície a ser tratada, bem como o modo com que eles são acelerados (DAI e SHAW, 2007), além do fato do tratamento ser realizado em atmosfera controlada (ORTIZ *et al.*, 2010). Normalmente no jateamento são utilizadas esferas que possuem entre 0,25 e 1 mm de diâmetro, sendo estas aceleradas a velocidades entre, 20 e 150 m/s. Já no SMAT são utilizadas esferas entre 2 e 10 mm de diâmetro que podem atingir velocidades entre 2 e 5 m/s (DAI e SHAW, 2007). O SMAT é realizado dentro de uma câmara, sendo as esferas aceleradas por um dispositivo de ultrassom, esse tratamento também é capaz de alterar a dureza superficial e induzir tensões residuais compressivas (GALLITELLI, RETRAINT e ROUHAUD, 2014), podendo atingir profundidades e amplitudes maiores que o jateamento (ORTIZ *et al.*, 2010). A principal aplicação do SMAT, no entanto é para o refinamento de grãos na superfície, podendo gerar grãos nanométricos (TAO *et al.*, 2002).

Segundo Maximov *et al.* (2020), o controle dos parâmetros e, portanto, da integridade superficial obtida em processos como o jateamento é mais difícil do que naqueles em que são utilizados elementos rolantes, como o caso do roleteamento. O tratamento de roleteamento possui características particulares que serão abordadas a seguir.

3.2.1. Roleteamento

O processo de roleteamento ocorre quando um elemento rolante feito de um material com alto módulo de elasticidade é pressionado contra a superfície de uma peça (Figura 3.2) sob uma força definida, deformando-a plasticamente e deslocando o material dos picos de rugosidade para os vales (MUÑOZ-CUBILLOS, CORONADO e RODRÍGUEZ, 2017; SARITHA, 2014). Normalmente são utilizados elementos rolantes de carboneto de tungstênio, cerâmicos ou aços endurecidos (ABRÃO *et al.*, 2014a), podendo também ser utilizadas ferramentas de nitreto de boro e diamante (KUZNETSOV, TARASOV e DMITRIEV, 2015). Os elementos rolantes podem possuir geometrias esférica, cilíndrica ou toroidal (DENKENA *et al.* 2021). Na Figura 3.2a são mostradas as direções de aplicação da força (F_n), do avanço (f_r), da velocidade de roleteamento (V_r) e também o fluxo de fluido em uma ferramenta hidrostática. Já na Figura 3.2b são mostradas uma ferramenta real e uma superfície com regiões tratadas e sem tratamento, exemplificando a capacidade do roleteamento de deformar os picos de rugosidade.

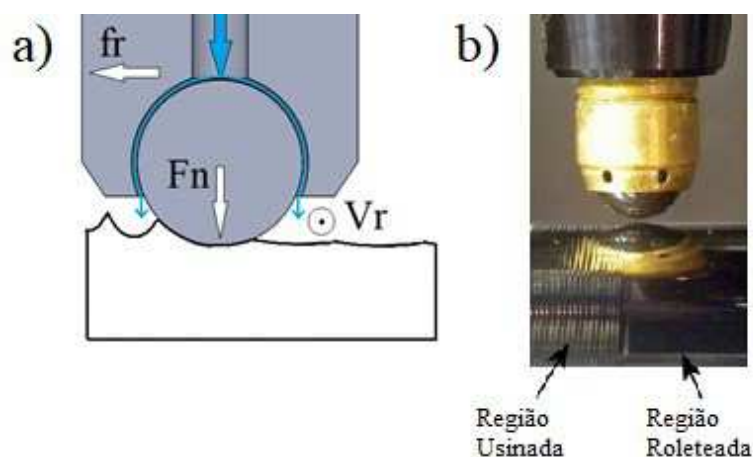


Figura 3.2: Roletamento de uma superfície: a) esquema do roletamento e b) imagem de uma superfície tratada. Fonte: adaptado de Avilés *et al.* (2013).

O roletamento é aplicado a componentes das indústrias automotiva, aviação, mecânica em geral e até no tratamento superficial de implantes médicos (ALTENBERGER, 2005; SCHULZE, 2006). Segundo Avilés *et al.* (2013) e Livatyali, Has e Türköz (2020), o roletamento tem aplicações na fabricação de moldes, eixos, pás de turbinas e compressores, suspensões automotivas, superfícies de rolamentos e superfícies externas e internas de componentes hidráulicos, já segundo Nusskern, Hoffmeister e Schulze (2014), o roletamento pode também ser realizado para redução da porosidade de materiais obtidos por metalurgia do pó. O roletamento pode ser aplicado utilizando-se máquinas-ferramenta convencionais, fazendo uso dos mesmos métodos de fixação das peças utilizados na usinagem (SCHULZE, 2006). Segundo Regazzi, Beretta e Carboni (2014), o processo pode ser aplicado em todo o componente ou somente nas regiões em que são desejadas as tensões residuais compressivas, como no caso de eixos virabrequins.

O roletamento gera tensões residuais compressivas que, de acordo com Hassani-Gangaraj, Carboni e Guagliano (2015) e Prabhu *et al.* (2012), são criadas após a recuperação elástica do material nas regiões próximas às que foram plasticamente deformadas. Além disso, o processo provoca o encruamento superficial e tem como principais vantagens em relação ao jateamento a maior profundidade da camada alterada e a diminuição da rugosidade superficial (ALTENBERGER, 2005; KLOCKE, 2009; SCHUH *et al.*, 2007). De acordo com Avilés *et al.* (2013), as tensões compressivas geradas podem atingir profundidades de até 1 mm abaixo da superfície. O processo de roletamento pode ainda aumentar a resistência à corrosão dos materiais (ALTENBERGER, 2005). Nos testes realizados por Denkena e Lucas (2007), amostras torneadas e roleteadas de uma liga de magnésio foram submetidas a um ambiente corrosivo. Ao avaliar a progressão da corrosão, os autores verificaram que as

amostras apenas torneadas apresentaram taxas de corrosão cerca de 100 vezes maiores que as roleteadas. Já Łabanowski e Ossowska (2006) avaliaram a corrosão sob tensão do aço inoxidável duplex e também observaram melhorias após o roleteamento.

A utilização de pressão hidrostática (Figura 3.3a) é comumente empregada para forçar o elemento rolante contra a peça, mas não é a única, sendo também utilizadas ferramentas que fazem uso de forças elásticas (Figuras 3.3b, 3.3c, 3.3d e 3.3e) ou da aplicação direta dos esforços sobre a ferramenta por meio de parafusos (Figura 3.3f) (ABRÃO *et al.*, 2014b). Independentemente da forma de aplicação, as forças exercidas durante o processo devem ser suficientes para que a tensão de escoamento do material seja superada localmente (MURTHY e KOTIVEERACHARI, 1981; ABRÃO *et al.*, 2015; SARITHA, 2014).

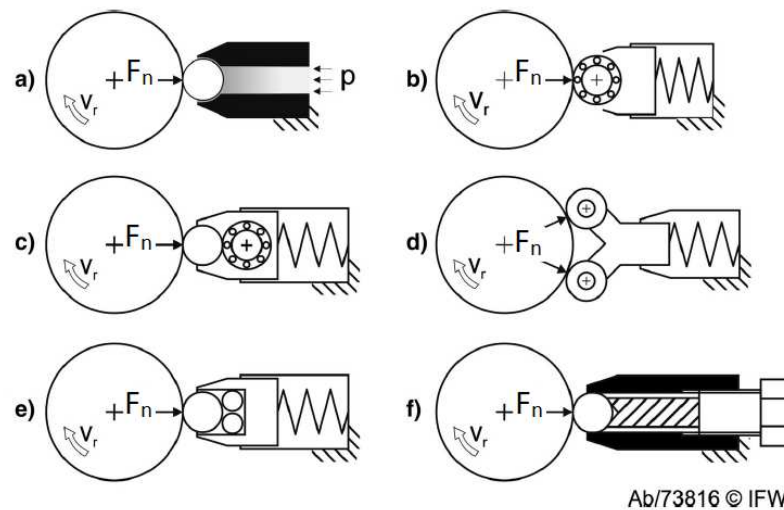


Figura 3.3: Diferentes princípios de funcionamento para ferramentas de roletear: a) hidrostático, b) mola e rolamento, c) mola, rolamento e rolete, d) mola e dois rolamentos, e) mola e três esferas e f) esfera e parafuso. Fonte: adaptado de Abrão *et al.* (2014b).

No caso da utilização de ferramenta hidrostática, é necessário um sistema auxiliar com uma bomba hidráulica que pressuriza o fluido, gerando a força normal que suporta o elemento rolante, permitindo um esforço constante e evitando o contato entre as partes móveis. Além disso, o fluido atua como lubrificante e reduz o desgaste do equipamento, possuindo também a função refrigerante (LUCA, NEAGU-VENTZEL e MARINESCU, 2005; SARTKULVANICH *et al.*, 2007). O fluido permanece entre o elemento rolante e o restante da estrutura da ferramenta, como mostrado na Figura 3.2a. Segundo Denkena *et al.* (2021) e Rodríguez *et al.* (2012), a utilização desse tipo de ferramenta permite a aplicação do processo a diferentes geometrias de peça, incluindo aquelas com variação de seção, sendo também

capaz de contornar alguns erros que a geometria possa apresentar em relação à trajetória programada, mantendo a força aplicada sempre constante (AVILÉS *et al.*, 2013).

O processo de roleteamento pode ser realizado por um único elemento rolante ou por vários. A utilização de mais elementos adequadamente posicionados tem por objetivo evitar a flexão ou outras variações de posição nas peças, principalmente no caso de peças delgadas (BLASÓN *et al.*, 2017; HADADIAN e SEDAGHATI, 2020; KLOCKE *et al.*, 2011).

O contato existente entre a ferramenta e a superfície da peça durante o roleteamento é normalmente analisado por meio da teoria de Hertz. Esta teoria fornece as tensões na região de contato em função da geometria e das propriedades elásticas dos corpos em estudo (SARITHA, 2014). Segundo Klocke e Liermann (1998), a pressão de Hertz (p_o) pode ser calculada por meio da Eq. (3.1). As Equações (3.2) e (3.3) representam as relações de geometria e propriedades dos dois materiais em contato.

$$p_o = \frac{1}{\pi} \cdot \sqrt[3]{\frac{1,5 \cdot Fn \cdot E_{eq}^2}{r_{eq}^2(1-\nu^2)^2}} \quad (3.1)$$

Onde:

$$E_{eq} = \frac{2 \cdot E_1 \cdot E_2}{E_1 + E_2} \quad (3.2)$$

$$r_{eq} = \frac{r_1 \cdot r_2}{r_1 + r_2} \quad (3.3)$$

Onde Fn é a força do roleteamento, E_1 e E_2 são os módulos de elasticidade dos dois materiais em contato, E_{eq} é o módulo de elasticidade equivalente, ν é o coeficiente de Poisson do material (0,3 para aços) e r_1 e r_2 são os raios da peça e da ferramenta, respectivamente e r_{eq} é o raio equivalente.

Segundo Klocke e Liermann (1998), os valores de pressão de Hertz podem ser altos mesmo para forças relativamente baixas devido ao pequeno diâmetro das ferramentas e, portanto, menores áreas de contato. Esses autores destacam ainda que segundo a teoria de Hertz, a região que está submetida aos maiores valores de pressão se encontra abaixo da superfície. Este comportamento resulta em maiores deformações logo abaixo da superfície, o que induz tensões residuais compressivas de maior intensidade e aumento de dureza nessa região (BRINKSMEIER *et al.*, 2008; SAYAHI, SGHAIER e BELHADJSALAH, 2013).

Assim como os demais processos de fabricação, o roleteamento possui vários parâmetros de entrada, quais sejam: força ou pressão, velocidade, avanço, número de passes e

diâmetro e material do elemento rolante (HASSANI-GANGARAJ, CARBONI e GUAGLIANO, 2015; SCHULZE, 2006), sendo a força (pressão) considerada o parâmetro mais importante (MAJZOBI, JOUNEGHANI e KHADEMI, 2016; MUÑOZ-CUBILLOS, CORONADO e RODRÍGUEZ, 2017). Além dos parâmetros já citados, espera-se uma relação direta entre a rugosidade após a usinagem e a rugosidade após o roleteamento (PRABHU, KULKARMI e SHARMA, 2020; RODRÍGUEZ *et al.*, 2011). Murthy e Kotiveerachari (1981) afirmam que para maiores rugosidades da peça é necessária a utilização de forças (pressões) de roleteamento mais elevadas. Já Segundo Denkena *et al.* (2021), quanto maior a rugosidade inicial da peça, mais intenso deve ser o trabalho mecânico exercido durante o roleteamento.

No caso das ferramentas que usam a pressão hidrostática, a força do roleteamento está diretamente relacionada à pressão aplicada (RODRÍGUEZ *et al.*, 2012). Segundo Klocke e Liermann (1998) e Sayahi, Sghaier e Belhadjsalah (2013), a força do roleteamento é definida pela razão entre a pressão utilizada e a área da seção do elemento rolante. Segundo Denkena *et al.* (2018), a força de roleteamento pode ser calculada por meio da Eq. (3.4). As Equações (3.5) e (3.6) permitem a obtenção dos valores de raio de contato e do fator de sobreposição.

$$Fn = P \cdot (r_2)^2 \cdot \pi \cdot \eta \quad (3.4)$$

Onde:

$$r_c = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot (1-\nu^2) \cdot r_{eq} \cdot Fn}{2 \cdot E_{eq}}} \quad (3.5)$$

$$u = 1 - \frac{fr}{2 \cdot r_c} \quad (3.6)$$

Onde P é a pressão do roleteamento, η é o coeficiente de eficiência (segundo Denkena *et al.*, 2018, este coeficiente estabelece a relação entre a força teórica e a experimental e pode assumir o valor de 0,7875; já Rodríguez *et al.*, 2011, afirmam que a utilização deste coeficiente é necessária devido à diferença que ocorre por causa das perdas hidráulicas), r_c é o raio da região de contato peça ferramenta e u é o fator de sobreposição. Nas Figuras 3.4a e 3.4b são mostrados, respectivamente, exemplos de dois valores de sobreposição: zero ($u = 0$) e 50% ($u = 0,5$). Nestes casos, a variação ocorre pela modificação de fr , já que é considerado o mesmo valor de P . O fator de sobreposição indica, portanto, a razão da área de contato do elemento rolante com o avanço de roleteamento. O fator de sobreposição possui grande influência sobre o resultado do tratamento, pois quanto maior o seu valor, ou seja, quanto

menor o avanço de roleteamento (f_r) e quanto maior o raio de contato (r_c), mais elevado será o número de vezes que uma mesma região será deformada plasticamente durante um passe.

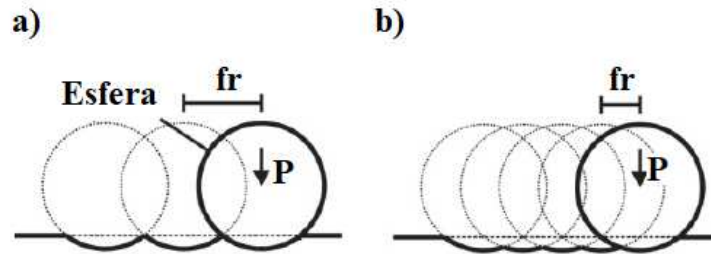


Figura 3.4: Sobreposição da superfície roleteada: a) $u = 0\%$ e b) $u = 50\%$.
Fonte: adaptado de Denkena *et al.* (2018).

3.2.1.1. Influência dos parâmetros de roleteamento sobre o acabamento

Considerando a influência dos parâmetros de roleteamento sobre a rugosidade, o estudo feito por Magalhães *et al.* (2017) com o aço AISI 1060 sob diferentes tratamentos térmicos constatou que a pressão máxima que pode ser aplicada para que se obtenha um bom acabamento superficial está ligada à resistência mecânica do material trabalhado. No caso do material recozido, o aumento da pressão prejudicou a rugosidade porque ocorreu deformação plástica excessiva. Uma deterioração da condição superficial com o aumento da força de 400 (Figura 3.5a) para 600 N (Figura 3.5b) foi observada por Kuznetsov, Tarasov e Dmitriev (2015) após o roleteamento do aço 20Cr4 (equivalente ao AISI 5120) com dureza de 55 HRC. Novamente, essa variação na força foi suficiente para a geração de uma deformação plástica excessiva (Figura 3.5b).

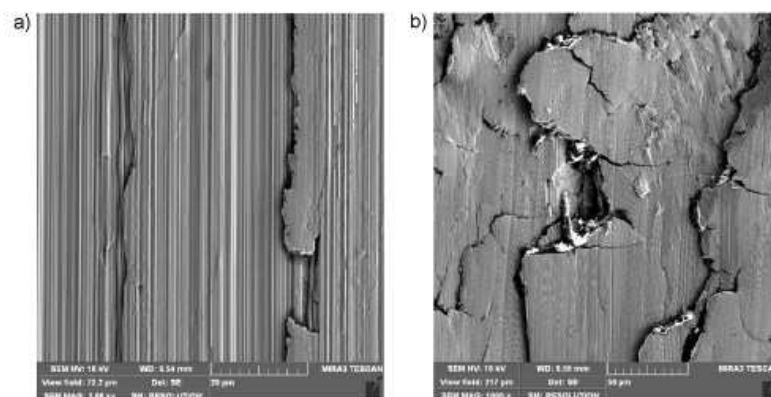


Figura 3.5: Imagens MEV das superfícies roleteadas com diferentes forças: a) 400 N e b) 600 N.
Fonte: adaptado de Kuznetsov, Tarasov e Dmitriev (2015).

Os estudos realizados por Abrão *et al.* (2014c) para o aço AISI 1060 recozido e por Łabanowski e Ossowska (2006) para o aço inoxidável duplex apontaram um comportamento semelhante: o aumento da força de roleteamento causou um aumento progressivo da rugosidade da superfície roleteada. Nos estudos de Gharbi *et al.* (2011), os valores de força foram variados entre 200 e 600 N com incrementos de 100 N e foi observado que forças acima de 400 N geraram uma superfície irregular. Para as forças mais elevadas ocorreu a descamação do material gerada pela deformação excessiva. Esse comportamento pode ser observado ao se comparar o material não tratado (Figura 3.6a) com aqueles que foram tratados com as forças mais elevadas (Figuras 3.6b e 3.6c). O comportamento ocorre principalmente para 600 N (Figura 3.6c), onde pôde-se identificar que uma parte da superfície tende a se destacar. Esse destacamento de parte do material da superfície é chamado de descamação. A ocorrência de descamação sob forças de roleteamento excessivas também foi observada por Drechsler, Doerr e Wagner (1998) após roleteamento da liga de titânio Ti-10V-2Fe-3Al e por Gharbi *et al.* (2015) após roleteamento do aço AISI 1010. No primeiro caso esse comportamento foi observado para valores de força acima de 1000 N, já para o segundo acima de 400 N.

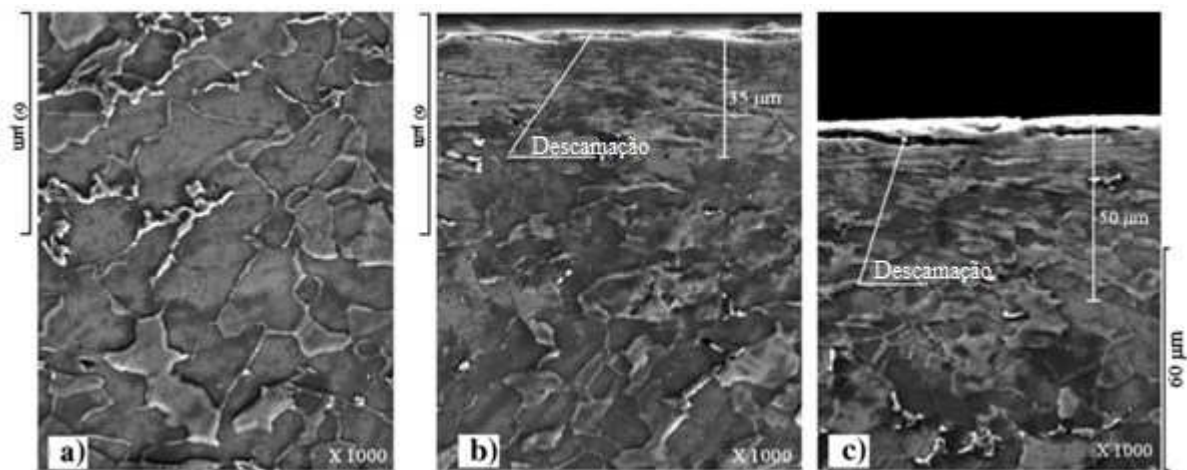


Figura 3.6: Seção transversal das amostras de AISI 1010: a) não tratado, b) força de 500 N e c) força de 600 N. Fonte: adaptado de Gharbi *et al.* (2011).

Já nos estudos feitos por Prabhu *et al.* (2014) sobre o roleteamento do aço AISI 4140 com dureza de 225 HV, a rugosidade tendeu a diminuir com o aumento da força na faixa utilizada (de 250 até 750 N). Esses autores conseguiram reduções próximas de 95 % nos valores de rugosidade das amostras roleteadas em relação às torneadas. O roleteamento do aço AISI 4140 (nesse caso com dureza de 13 HRC) também foi estudado por Hankare, Sapkal e

Dounde (2017) que observaram uma diminuição na amplitude de rugosidade com o aumento da força de roleteamento (de 260 até 300 N) e afirmaram que a força de roleteamento foi o parâmetro mais influente na rugosidade final. Já Korzynski (2007) avaliou a influência da força de roleteamento sobre a rugosidade do aço 42CrMo4 (equivalente ao aço AISI 4140) tratado termicamente para uma dureza de 210 HB e com rugosidade Ra inicial de 0,65 μm , e observou que uma ampliação na força do tratamento até 130 N provocou uma redução na rugosidade atingindo Ra = 0,1 μm , já uma posterior elevação provocava um aumento de amplitude até atingir Ra = 0,4 μm para 210 N.

Reduções na amplitude da rugosidade com a aplicação do roleteamento também foram observados por Nalla *et al.* (2003) após roleteamento da liga Ti-6Al-V, por Avilés *et al.* (2013) no tratamento do aço AISI 1045. Os primeiros observaram reduções superiores a 50% na amplitude de rugosidade, já os últimos registraram uma redução de aproximadamente seis vezes na rugosidade. A redução de amplitude também foi observada por Avilés *et al.* (2019) após roleteamento do aço AISI 4340 temperado e revenido, os valores de Ra para as amostras roleteadas foram cerca de 16% dos obtidos nas amostras torneadas. Já os estudos de Aydın e Türköz (2022) observaram uma redução de rugosidade de 2,98 μm para 0,51 μm após o roleteamento do aço AISI 4340. A redução de rugosidade com a aplicação do roleteamento também foi observada nas ligas de alumínio por Yu e Wang (1999) as amostras usinadas apresentavam Ra = 0,5 μm , que foi reduzido para 0,026 μm . Zhou *et al.* (2023) observaram reduções de 82 % na amplitude de Ra após o roleteamento da liga de alumínio 7075 – T6.

No caso dos testes de roleteamento da liga de titânio Ti6Al7Nb realizados por Schuh *et al.* (2007), ocorreu uma redução entre 2 e 35 vezes na amplitude dos valores de rugosidade Rz (altura máxima do perfil), atingindo menores valores de Rz para maiores pressões (entre 50 e 300 bar), principalmente quando aliadas ao avanço mais baixo (0,1 mm/rev). A mesma diminuição da rugosidade com a ampliação da força também ocorreu para o roleteamento de um aço endurecido realizado por Luca, Neagu-ventzel e Marinescu (2005), do aço AISI 52100 endurecido realizado por Sartkulvanich *et al.* (2007), do aço AISI 420 realizado por Shiou *et al.* (2017) e do CoCr28Mo6 realizado por Herbster *et al.* (2021). Os últimos apontaram que com a utilização de uma pressão de roleteamento de 200 bar foi possível uma redução na amplitude de Rz de 76 %. Já com a ampliação da pressão de roleteamento para 300 bar e posteriormente 400 bar as reduções na amplitude de Rz atingiram 80 e 84 %, respectivamente. Reduções na amplitude da rugosidade também foram apontadas por Murthy e Kotiveerachari (1981) e Moussa *et al.* (2019). Os últimos roletearam o aço inoxidável AISI 304 e observaram uma redução na amplitude do parâmetro Ra (desvio aritmético médio) de

2,902 para 0,145 μm e no Rz (altura máxima do perfil) de 11,1 para 0,6 μm , os autores indicaram ainda que o roleteamento foi capaz de eliminar os sulcos e defeitos superficiais gerados pela usinagem. Esse mesmo material também foi estudado por Kongthep *et al.* (2019), que realizaram o roleteamento em diferentes temperaturas (25 °C, 550 °C e criogênica usando nitrogênio líquido). Em todos os casos ocorreu uma redução do parâmetro Rz, a qual foi mais elevada para a temperatura ambiente (de 5,34 μm para 0,85 μm). Para as outras temperaturas foram obtidos valores de 2,4 μm e 4,7 μm (temperaturas criogênicas e 550 °C, respectivamente). A redução da amplitude de rugosidade no roleteamento sob diferentes valores de temperatura também foi observada por Saalfeld *et al.* (2021). O parâmetro Rz foi reduzido de 1,2 μm para 0,2 μm e 0,3 μm para as duas temperaturas utilizadas (23 e 250 °C, respectivamente). A diferença de comportamento para estes dois casos se deve provavelmente à maior amplitude de variação de temperatura no trabalho realizado por Kongthep *et al.* (2019) e que foi capaz de provocar alterações no comportamento do material.

Rodríguez *et al.* (2011) observaram uma redução nos valores de rugosidade de aproximadamente uma ordem de grandeza após o roleteamento. Foi observado, no entanto, um aumento nos valores de Rz para as amostras de aço AISI 1045 roleteadas com forças mais elevadas. Segundo esses autores, quando a força é elevada o elemento rolante passa a marcar a superfície produzindo ranhuras no perfil de rugosidade. Maiores amplitudes de rugosidade com a ampliação da pressão de roleteamento (12, 18 e 25 MPa) também foram observadas por Zhang, Bugtai e Marinescu (2015) após roleteamento do aço inoxidável 17-4 PH, segundo estes autores o aumento da força, amplia a deformação plástica da superfície sendo esta suficiente para gerar picos na superfície e prejudicar a rugosidade superficial. Leal (2020) observou uma redução de amplitude nos parâmetros de rugosidade após roleteamento do aço ABNT 4140 com dureza de 40 HRC, sendo essa redução mais significativa quando utilizados os valores de pressão de 100 e 200 bar. Com a utilização de 300 bar ocorreu uma menor redução de amplitude da rugosidade.

Némat e Lyons (2000) observaram reduções de até 70% na amplitude de rugosidade, segundo esses autores inicialmente ocorre uma redução na amplitude de rugosidade para maiores forças de roleteamento, e posteriormente um aumento de amplitude, comportamento que ocorreu para um valor específico dependendo do material. Para a liga de alumínio AA6463 E a rugosidade foi reduzida até as forças de 5kgf, já para o aço ASTM A113 a redução ocorreu até 28 kgf. De acordo com Hassani-Gangaraj, Carboni e Guagliano (2015), valores altos de força podem inclusive introduzir pequenas falhas na superfície. Esses

diferentes comportamentos indicam a influência das características do material na definição da faixa adequada de esforços a ser utilizada no roleteamento.

Além da redução na amplitude dos parâmetros de rugosidade e variação superior para maiores pressões após o roleteamento do aço AISI 1060 endurecido, Abrão *et al.* (2014b) observaram outro comportamento para os parâmetros da curva de razão de material. A curva de razão de material (Figura 3.7) representa a razão entre o material e o ambiente. Ela é iniciada no primeiro contato com um pico do perfil e mostra a modificação da razão com a profundidade, à medida que se aproxima da região central do material. Essa curva dá origem a três parâmetros, R_{pk} , R_k e R_{vk} , que são relacionados, respectivamente, à altura dos picos, região central do perfil e a profundidade dos vales (WHITEHOUSE, 2002). Ainda segundo Whitehouse (2002), considerando o contato das superfícies em um motor de combustão se considera que R_{pk} está relacionado ao material que é rapidamente desgastado quando o motor inicia o funcionamento (amaciamento), R_k determina a vida do cilindro e R_{vk} representa a capacidade da superfície de reter fluido lubrificante.

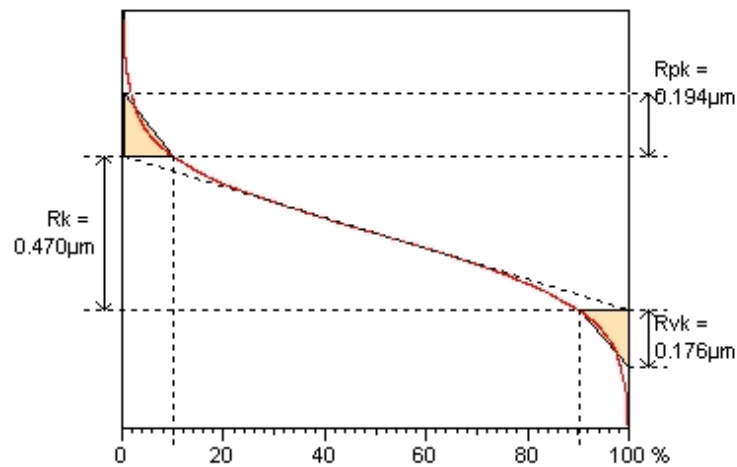


Figura 3.7: Exemplo de curva de razão de material.

Abrão *et al.* (2014b) observaram que além de uma redução de amplitude dos parâmetros com o roleteamento, que pode ser observada para todas as amostras roleteadas, os valores relacionados aos picos de rugosidade (R_{pk}) foram mais afetados pelo roleteamento do que os demais (Figura 3.8). Os valores dos picos deixaram de ser os que mais contribuíam para a amplitude total, como aconteceu para as amostras apenas torneadas ($P = 0$ e $n = 0$).

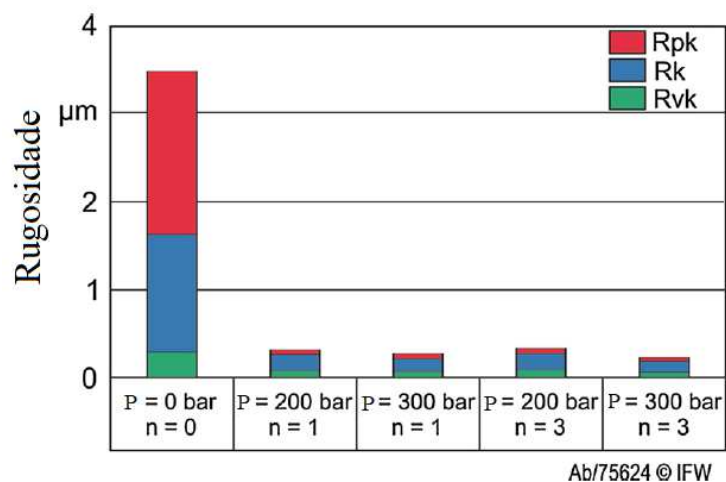


Figura 3.8: Efeito do roleteamento nos valores dos parâmetros Rpk, Rk e Rvk.
Fonte: adaptado de Abrão *et al.* (2014b).

Considerando o avanço de roleteamento, Klocke e Liermann (1998) afirmam que este deve ser diferente daquele utilizado na usinagem precedente para que se consiga deformar os picos de rugosidade de uma forma adequada, atingindo uma melhora na rugosidade superficial. Além disso, Yu e Wang (1999) indicam que no caso de utilização de um mesmo avanço nas duas operações, a posição de início do tratamento é capaz de influenciar nos resultados, obtendo maiores rugosidades quando a ferramenta inicia o tratamento na mesma posição de um vale, quando comparada à condição de início à frente do vale. Segundo esses autores uma ampliação do avanço de roleteamento tende a aumentar a rugosidade de forma aproximadamente parabólica. Uma ampliação da rugosidade com o aumento do avanço de roleteamento também foi observada nos estudos analíticos realizados por Bougharriou, Sai e Sai (2010). A ampliação dos valores de rugosidade Ra com a elevação do avanço de roleteamento (de 0,10 mm/rev para 0,28 mm/rev) também foi observada por Bouzid, Tsoumarev e Sai (2004) após o roleteamento do aço AISI 1042, variando de 0,19 para 0,60 µm. Zhang, Bugtai e Marinescu (2015) observaram uma rugosidade mais elevada para um avanço de 0,15 mm/rev em relação ao valor de 0,10 mm/rev, no entanto o menor valor de avanço (0,06 mm/rev) não foi a que apresentou os menores valores de rugosidade, já que este caso promoveu uma deformação plástica excessiva que prejudicou o acabamento.

Nos testes feitos por Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) com a liga de alumínio Al7075, a diminuição do avanço de roleteamento (de 0,16 mm/min para 0,08 mm/min) foi capaz de gerar valores menores de rugosidade, mesmo comportamento observado por Sartkulvanich *et al.* (2007) ao variar o avanço de roleteamento (0,02; 0,05 e 0,08 mm/rev) ao trabalhar o aço AISI 52100, por Luca, Neagu-ventzel e Marinescu (2005) após o roleteamento

de um aço endurecido com avanços de 0,06; 0,13 e 0,20 mm/rev. Némat e Lyons (2000) também observaram o mesmo comportamento para o aço ASTM A113 e para a liga de alumínio AA6463 E. Segundo estes autores a utilização de valores elevados de avanço pode gerar uma condição em que a distância entre os dois pontos consecutivos da ferramenta é superior a área de contato ferramenta peça, impossibilitando a deformação adequada da superfície.

O estudo de Denkena *et al.* (2020) avaliou a variação do fator de sobreposição (u) por meio da variação do avanço e constatou que para valores negativos de u a periodicidade gerada pelo torneamento ainda era visível (Figura 3.9). Para $u = 0,5$ e $u = 0,8$ a periodicidade do torneamento foi eliminada, no entanto, no caso do fator sobreposição $u = 0,5$ ainda existia um caráter periódico, o qual foi eliminado quando foi empregado um fator sobreposição de 0,8. Além da variação da periodicidade, os diferentes valores de avanço provocaram variações na amplitude do perfil, isto é, foram obtidos valores de rugosidade mais baixos para o fator de sobreposição de 0,8, ou seja, para avanços de roleteamento mais baixos.

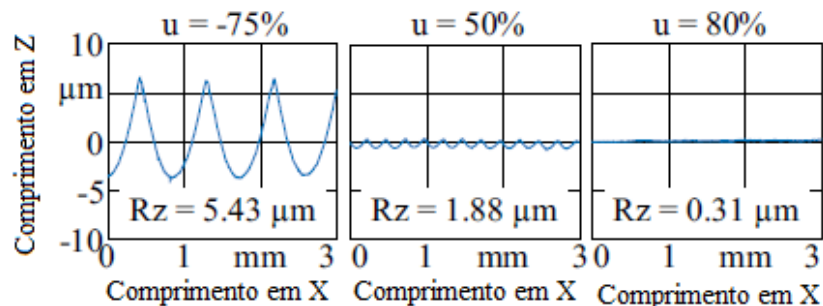


Figura 3.9: Variação da topografia da superfície para amostras roleteadas com diferentes fatores de sobreposição. Fonte: adaptado de Denkena *et al.* (2020).

Nos estudos de Denkena, Grove e Maiss (2016), uma variação no fator sobreposição de 44% ($u = 0,44$) para quase 100% (u próximo de 1) foi capaz de reduzir os valores de Rz de 2 μm para 0,5 μm . Klocke *et al.* (2009a) também afirmam que rugosidades mais baixas podem ser obtidas com maiores valores do fator de sobreposição. Esses destacam, porém, que com a diminuição do avanço ocorre uma ampliação no tempo de processamento, o que pode fazer com que os tempos necessários sejam proibitivos. Asmaa, Kesba e Abu-Gharbia (2019) apontaram um aumento da rugosidade superficial com a elevação dos valores de avanço de roleteamento. Segundo esses autores, valores elevados de avanço podem ser superiores à área de contato ferramenta peça, portanto incapazes de melhorar a superfície. Essa situação se assemelha a que está indicada na Figura 3.9 para um fator de sobreposição de valor negativo.

A diminuição da amplitude de rugosidade obtida com o roleteamento auxilia na inibição da nucleação de trincas por reduzir o caráter concentrador de tensões, ampliando a resistência à fadiga do material (NALLA *et al.*, 2003).

Nos estudos com o aço AISI 1010 conduzidos por Gharbi *et al.* (2011), foi observada uma interação entre o avanço e a velocidade de roleteamento. Para valores de V_r inferiores à 35 m/min um aumento do avanço provocou uma ampliação na rugosidade, já para valores superiores de V_r , um aumento no avanço diminuiu os valores de R_a . A combinação de altas velocidade e baixos avanços pode ter provocado deformação plástica de maior intensidade. Nos estudos de Asmaa, Kesba e Abu-Gharbia (2019), um aumento inicial da velocidade (até valores próximos de 25 m/min) foi capaz de reduzir a rugosidade, já para valores superiores de velocidade a rugosidade tendeu a aumentar. Comportamento semelhante foi observado por Yu e Wang (1999), os valores de rugosidade reduzem com a elevação da velocidade até atingir um determinado valor mínimo e posteriormente aumentavam com a nova elevação da velocidade. Segundo esses autores uma elevação inicial da velocidade pode provocar um aumento de temperatura que seria capaz de facilitar a deformação da superfície, já as vibrações geradas por valores mais elevados podem prejudicar o acabamento. Um aumento da velocidade pode gerar vibrações e levar a um desgaste da ferramenta, o que prejudica o acabamento (EL-AXIR e EL-KHABEERY, 2003; LEAL, 2020; KUZNETSOV, TARASOV e DMITRIEV, 2015). A influência da velocidade de roleteamento foi, no entanto, considerada desprezível por Aydın e Türköz (2022); Luca, Neagu-Ventzel e Marinescu (2005) e também por Rodríguez *et al.* (2012), que estudaram o roleteamento utilizando valores entre 75 e 150 m/min e por Hankare, Sapkal e Dounde (2017) que roletearam o aço AISI 4140 utilizando velocidades entre 70 e 110 m/min.

Já em relação ao diâmetro do elemento rolante, o uso de maiores diâmetros foi considerado positivo por Asmaa, Kesba e Abu-Gharbia (2019) e Prabhu *et al.* (2012). Com o aumento do diâmetro ocorreu uma diminuição da rugosidade, comportamento explicado pelo aumento da área de contato entre a ferramenta e a peça e, portanto, um aumento no fator de sobreposição (o avanço utilizado foi o mesmo). O mesmo comportamento foi observado por Schuh *et al.* (2007). Os estudos analíticos conduzidos por Bougharriou, Sai e Sai (2010) também observaram uma diminuição na amplitude de R_z e R_a com o aumento do diâmetro do elemento rolante. Já Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) identificaram uma redução na rugosidade com a redução do diâmetro (foram utilizados diâmetros de 6, 8 e 11 mm). Segundo os autores, a utilização de diferentes diâmetros com a mesma força resultou em valores diferentes de pressão de contato, sendo a maior delas para o menor diâmetro. Essa

maior pressão de contato foi responsável por uma maior deformação do perfil. Maiores deformações da superfície utilizando diâmetros menores e forças semelhantes também foram observadas por Meyer, Epp e Zoch (2018).

Denkena *et al.* (2020) avaliaram diferentes diâmetros de ferramenta para as mesmas condições de pressão de roleteamento e fator de sobreposição. Com o aumento do diâmetro para uma mesma pressão de roleteamento são aplicadas forças mais altas e obtidas maiores áreas de contato, portanto, se fazem necessários diferentes valores de f_r para que se consiga o mesmo fator de sobreposição. Nesse caso, a rugosidade tende a aumentar para maiores valores de diâmetro devido aos maiores valores de avanço de roleteamento utilizados. No entanto, os autores afirmam que normalmente maiores diâmetros produzem superfícies mais uniformes.

O número de passes (n) também é capaz de influenciar o resultado do roleteamento. Rodríguez *et al.* (2011) observaram uma redução nos valores de Ra e Rz ao aumentar o número de passes de um para dois. Mombeini e Atrian (2018) também observaram que o aumento do número de passes de um para dois foi capaz de reduzir ainda mais os valores de Ra, a amostra torneada apresentava Ra de 1,523 μm , após um passe o Ra foi de 0,231 μm , já após dois passes o valor foi de 0,190 μm . Esse mesmo comportamento foi observado por Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016), que afirmaram ainda que a diminuição da rugosidade foi responsável por um aumento da vida em fadiga do material. Essa mesma diminuição da rugosidade com o aumento do número de passes foi observada por Shiou *et al.* (2017) no roleteamento do aço AISI 420, por Maximov *et al.* (2023) no aço inoxidável AISI 304 e por Prabhu *et al.* (2015) no roleteamento do aço AISI 4140. Os últimos afirmaram que esse comportamento ocorre devido à maior compressão sofrida pelos picos de rugosidade.

Chomienne *et al.* (2016) afirmam que o aumento do número de passes pode levar a uma diminuição da rugosidade, porém em alguns casos o aumento do número de passes pode ser prejudicial por promover uma deformação excessiva da superfície. Essa mesma consideração também foi feita por Abrão *et al.* (2014c) e Asmaa, Kesba e Abu-Gharbia (2019). Némat e Lyons (2000) observaram reduções na rugosidade do aço ASTM A113 e para a liga de alumínio AA6463 E quando utilizados até quatro passes de roleteamento, elevações posteriores em n passaram a prejudicar o acabamento. A deformação excessiva gerada pelo aumento no número de passes pode ser observada na Figura 3.10. Na figura são apresentadas as superfícies de duas amostras roleteadas com a mesma pressão e $n = 1$ (Figura 3.10a) ou $n = 3$ (Figura 3.10b). Pode-se observar na imagem que a ampliação no número de passes foi capaz de aumentar a deformação da superfície, nesse caso levando a uma deterioração da mesma. A ampliação no número de passes pode inclusive provocar a descamação do material, onde parte

do material tende a se destacar da peça como indicado anteriormente na Figura 3.6 (ASMAA, KESBA e ABU-GHARBIA, 2019).

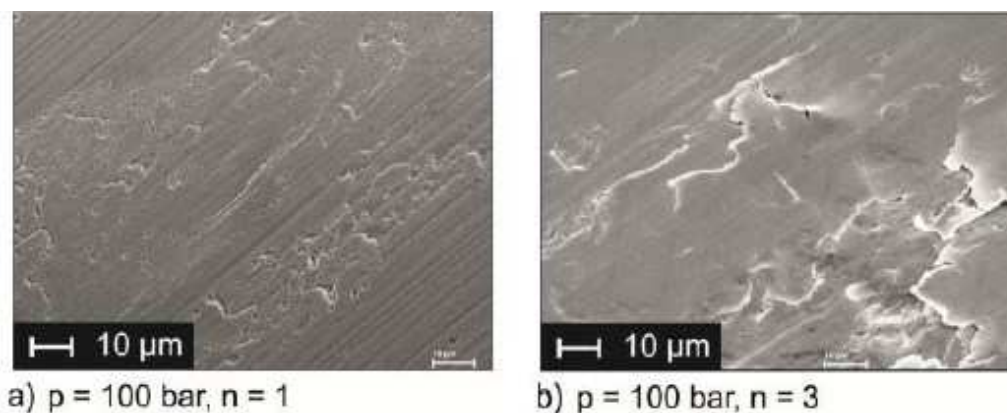


Figura 3.10: Efeito do número de passes de roleteamento na topografia da superfície roleteada utilizando pressão de 100 bar: a) $n=1$ e b) $n=3$.

Fonte: adaptado de Abrão *et al.* (2014c).

3.2.1.2. Alterações subsuperficiais induzidas pelo roleteamento

Indução de tensões residuais compressivas, elevação da dureza superficial, deformação plástica superficial e alterações microestruturais são as principais alterações subsuperficiais induzidas pelo roleteamento e serão discutidas a seguir.

3.2.1.2.1 Tensões residuais

Abrão *et al.* (2014c) avaliaram a influência do roleteamento sobre as tensões residuais induzidas no aço AISI 1060 recozido e observaram uma variação no caráter das tensões trativas na superfície torneada para compressivas após o roleteamento. Segundo ABRÃO *et al.* (2015), o torneamento gera tensões trativas porque a ferramenta funciona como uma fonte móvel de calor, expandindo termicamente a superfície do material e deformando plasticamente a região mais interna. Quando a temperatura reduz e a superfície tende a contrair, tensões trativas são geradas. Já no caso do roleteamento, Magalhães *et al.* (2017) afirmam que tensões residuais compressivas são sempre induzidas, independentemente da combinação de parâmetros utilizada. Bouzid, Tsumarev e Sai (2004) observaram que as tensões residuais na superfície que eram trativas após o torneamento e a retificação do aço AISI 1042 recozido (320 e 620 N/mm²) passaram a ser compressivas após o roleteamento (-600 e -900 N/mm²). Charfeddine *et al.* (2021) afirmaram que o roleteamento foi capaz de

induzir tensões residuais compressivas após o tratamento do aço AISI 4140 (46 HRC), mesmo quando o material apresentava anteriormente tensões residuais trativas geradas pela retificação. Este mesmo comportamento de alteração no caráter das tensões também foi observado por He *et al.* (2018) após o roleteamento da liga de titânio Ti-6Al-4V, por Rodríguez *et al.* (2012) após roleteamento do aço AISI 1045, por Moussa *et al.* (2019) e Maximov *et al.* (2023) após o roleteamento do aço AISI 304, por Maximov *et al.* (2017) após roleteamento da liga de alumínio 2024-T3 e por Lienert *et al.* (2014), Prabhu *et al.* (2014) e Borchers *et al.* (2020) após roleteamento do aço AISI 4140. Segundo Zhou *et al.* (2023), os valores das tensões compressivas obtidas após roleteamento da liga de alumínio 7075-T6 foram de aproximadamente 400 MPa. A existência de tensões residuais compressivas foi também reportada por Chomienne *et al.* (2013) após o roleteamento do aço 15-5PH, por Kongthep *et al.* (2019) e Altenberger *et al.* (1999) após roleteamento do aço AISI 304 e por Avilés *et al.* (2019) após roleteamento do aço AISI 4340 temperado e revenido. A geração de tensões compressivas após o roleteamento do aço AISI 4140 foi observada por Meyer e Kämmler (2016), que roletearam o aço AISI 4140 no estado temperado e revenido (21 HRC) utilizando pressões de 104, 180 e 269 bar e obtiveram tensões residuais próximas a -530 MPa para todos os casos. Hettig e Meyer (2022) roletearam o aço AISI 4140 temperado e revenido para uma dureza de 47 ± 2 HRC a uma pressão de 100 bar e observaram tensões residuais superficiais de aproximadamente -700 MPa, com tensões residuais compressivas observadas até uma profundidade de 900 μm .

O comportamento das tensões residuais verificado por Abrão *et al.* (2014b) pode ser observado na Figura 3.11, que apresenta uma modificação das tensões de valores trativos para compressivos após o roleteamento. Além disso, pode ainda ser verificado um aumento na amplitude das tensões compressivas com a ampliação da pressão de roleteamento devido a um encruamento mais severo, mesmo comportamento apontado por Zhang *et al.* (2010) após o roleteamento da liga de magnésio Mg-12Gd-3Y, por Maximov *et al.* (2023) após o roleteamento do aço inoxidável AISI 304 e também por Prabhu *et al.* (2015) e Rami *et al.* (2018) após o roleteamento do aço AISI 4140.

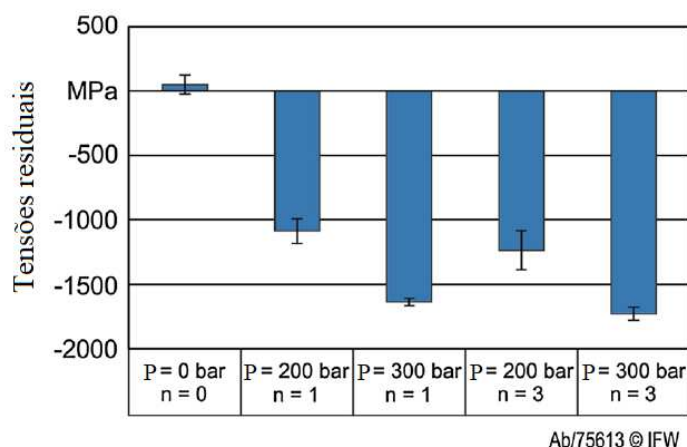


Figura 3.11: Efeito da pressão de roleteamento e do número de passes nas tensões residuais axiais. Fonte: adaptado de Abrão *et al.* (2014b).

Kumar *et al.* (2014) também verificaram que as tensões residuais compressivas presentes no aço AISI 4140 aumentaram sua amplitude quando a força de roleteamento foi ampliada de 250 para 750 N, modificando de -366,5 MPa para -468,2 MPa. Tensões compressivas após o roleteamento também foram identificadas por Gardin *et al.* (2007), por Sartkulvanich *et al.* (2007) após roleteamento do AISI 52100 e por Altenberger *et al.* (2012) na superfície de amostras de Ti-6Al-4V roleteadas (tensões compressivas com valores entre -600 e -700 MPa). Segundo Withers (2007) e Wong, Hartawan e Teo (2014), as tensões residuais compressivas induzidas pelo roleteamento podem atingir profundidades de até 1 mm, porém com intensidade reduzida para profundidades superiores a 0,4 mm. Tensões residuais compressivas em profundidades de até 1 mm também foram observadas por Nikitin e Altenberger (2007) após o roleteamento do aço AISI 304.

Hadadian e Sedaghati (2020) afirmam que o roleteamento tende a gerar tensões compressivas na superfície, porém tensões trativas também são geradas em regiões de maior profundidade. Isso ocorre porque as tensões no componente precisam sempre estar em equilíbrio (WEBSTER e EZEILO, 2001; SCHIJVE, 2008). Hadadian e Sedaghati (2020) destacam que esse comportamento é particularmente importante em peças de menor espessura, principalmente aquelas em que a espessura é da mesma ordem de grandeza da camada afetada. Eles afirmam ainda que no caso do roleteamento de peças delgadas em que é utilizado mais de um elemento rolante com o objetivo de evitar a distorção da peça, deve-se fazer a seleção de parâmetros de roleteamento de forma mais cuidadosa, pois o tratamento realizado em um dos lados por um elemento rolante influencia o resultado no outro lado da peça (que está sendo tratado por outro elemento rolante). Já Tsuji, Tanaka e Takasugi (2008) observaram a capacidade do roleteamento na indução de tensões compressivas mesmo quando

utilizado junto com o tratamento de cementação, que tende a induzir tensões trativas, indicando a viabilidade da combinação de tratamentos superficiais para algumas aplicações.

O aumento da profundidade das tensões compressivas sob forças mais altas de roleteamento foi registrado por Klocke e Liermann (1998), Gardin *et al.* (2007), Beghini *et al.* (2014) no roleteamento da liga de alumínio 7075-T6 e por Wong, Hartawan e Teo (2014) no roleteamento da liga de titânio Ti-6Al-4V. Na Figura 3.12 são mostradas as tensões residuais na direção de avanço (σ_f - linhas vermelhas), na direção perpendicular ao avanço (σ_r - linhas azuis) e também as tensões cisalhantes (τ_{xy} linhas pretas). As tensões residuais foram medidas utilizando duas técnicas diferentes: difração de raios-X (*X-ray diffraction* – XRD) e o método do furo cego (*Hole Drilling Method* – HDM). As tensões cisalhantes em ambos os casos possuem valores de pequena intensidade, sendo as demais tensões mais importantes devido à maior magnitude. Os dois métodos de medição utilizados também indicaram o mesmo comportamento: uma maior amplitude para as tensões na direção de avanço. Além disso, pode-se observar que as tensões compressivas na superfície passaram a ser trativas após certa profundidade. A profundidade em que ainda foram observadas tensões compressivas tende a aumentar com a elevação da força de roleteamento de 50 N (Figura 3.12a) para 150 N (Figura 3.12b). Esse mesmo comportamento foi verificado por Chomienne *et al.* (2016), Denkena e Lucas (2007), Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016), Klocke *et al.* (2009a) e por Sartkulvanich *et al.* (2007).

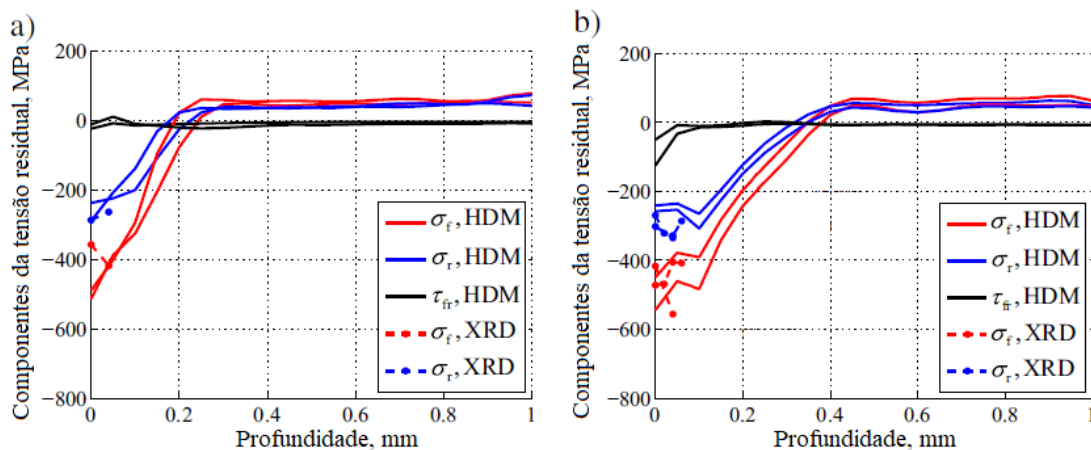


Figura 3.12: Tensões residuais para superfícies roleteadas com diferentes forças: a) $F_n = 50$ N e b) $F_n = 150$ N. Fonte: adaptado de Beghini *et al.* (2014).

As tensões residuais superficiais observadas por El-Axir (2000) após o roleteamento do aço 37 (equivalente ao AISI 1006) foram levemente compressivas na superfície, atingindo

valores máximos em profundidades entre 100 e 150 μm e posteriormente reduzindo até que os valores de tensão fossem iguais ao da região central do material. O mesmo comportamento foi observado após o roleteamento da liga de magnésio ZK60, realizado por Fouad, Mhaede e Wagner (2010), das ligas aeronáuticas Al 7075-T73 e Ti-6Al-4V realizados por Wagner *et al.* (2011), do Ti-6Al-7Nb realizado por Sayahi, Sghaier e Belhadjsalah (2013), do aço AISI 304 por Kongthep *et al.* (2019) e da liga Ti-6Al-4V realizado por Livatyali, Has e Türköz (2020). Uma tensão compressiva de maior intensidade na subsuperfície também foi identificada por Meyer e Kämmler (2016) após o roleteamento do aço AISI 4140. Já nos estudos de Blasón *et al.* (2017), Deng *et al.* (2004) e Schuh *et al.* (2007), além de aumentar os valores máximos de tensões compressivas, o aumento da força também foi responsável por apresentar os máximos em maiores profundidades. Esse mesmo comportamento foi observado por Meyer e Epp (2020) ao estudarem o roleteamento do aço AISI 4140 por meio de indentações estáticas com diferentes forças. A distribuição de tensões residuais observada por esses autores pode ser visualizada na Figura 3.13.

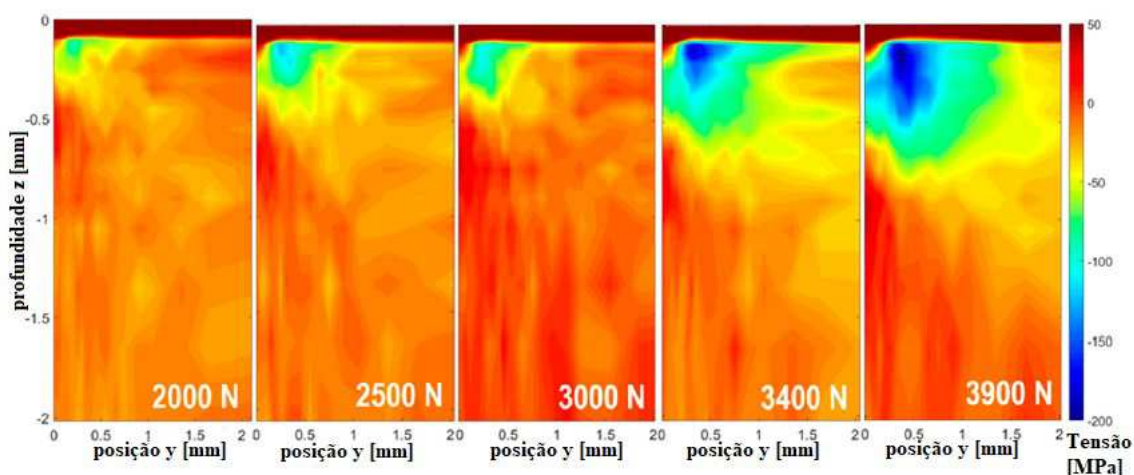


Figura 3.13: Tensão residual longitudinal para diferentes valores de força de roleteamento. Fonte: adaptado de Meyer e Epp (2020).

A primeira característica que pode ser observada na Figura 3.13 é a ampliação da intensidade das tensões compressivas com o aumento da força aplicada (áreas azuis). A ampliação de força também afeta a profundidade das tensões compressivas, observadas em maiores profundidades com o aumento da força (maiores profundidades das áreas azul e verde). Outro comportamento notado na Figura 3.13 é a existência de tensões residuais em regiões mais distantes do ponto onde ocorre a deformação, fenômeno também observado por Meyer, Epp e Zoch (2018).

Já nos estudos de Denkena *et al.* (2018) para o aço AISI 4140, foi observado que a variação dos valores de pressão (5, 10, 30 e 40 MPa) foi capaz de influenciar a magnitude das tensões residuais, induzindo tensões residuais compressivas de maior intensidade quando utilizados os dois níveis mais altos. Já nos estudos de Lyubenova *et al.* (2019), os maiores valores de pressão de roleteamento (20 e 40 MPa) usados no roleteamento do aço AISI 4140 não afetaram os valores máximos de tensão residual obtidos, mas aumentaram a profundidade em que as tensões compressivas foram registradas. Esse mesmo comportamento foi notado por Duncheva *et al.* (2021) após o roleteamento da liga de alumínio 2024-T3 aplicando forças de 800 e 1200 N. O aumento da pressão de roleteamento também foi indicado por Zhang, Bugtai e Marinescu (2015) como capaz de ampliar as profundidades em que se observam as máximas tensões compressivas. Segundo estes autores, as tensões residuais trativas após o torneamento passaram a ser compressivas após roleteamento. Além disso, os autores observaram que as tensões compressivas atingiam maiores intensidades quando a pressão de roleteamento foi elevada (12, 18 e 25 MPa). Sabe-se, no entanto, que valores muito altos de força (pressão) podem alterar a característica das tensões residuais, tornando-as menos compressivas, como foi observado por Majzoobi, Motlagh e Amiri (2010) e Gharbi *et al.* (2015).

Hassani-Gangaraj, Carboni e Guagliano (2015) afirmam que tensões residuais compressivas de maior intensidade são induzidas com a diminuição do avanço. Segundo os autores, isto acontece porque com a diminuição do avanço é ampliada a sobreposição do roleteamento. Porém, este comportamento não é contínuo e caso o avanço seja diminuído abaixo de um valor crítico, as tensões residuais são reduzidas. Nos testes feitos por Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) com a liga de alumínio Al7075, a diminuição do avanço (de 0,16 mm/min para 0,08 mm/min) foi capaz de induzir valores mais elevados de tensão residual compressiva, mesmo comportamento apontado por Majzoobi, Motlagh e Amiri (2010). Beghini *et al.* (2014) observaram que o avanço de roleteamento foi capaz de afetar os valores das tensões próximas à superfície, porém em profundidades maiores a variação do avanço não teve influência. Para as tensões próximas à superfície, a diminuição do avanço induziu valores levemente mais compressivos.

Nos estudos feitos por Denkena *et al.* (2018), a variação do avanço foi utilizada para estudar o efeito do fator de sobreposição no roleteamento do aço AISI 4140. Foi constatada a necessidade de uma sobreposição mínima para que as tensões residuais fossem induzidas e que além de afetar o valor máximo de tensão compressiva, o fator de sobreposição também foi capaz de alterar a profundidade na qual a tensão residual máxima foi registrada. Segundo

Lyubenova *et al.* (2019), a variação do fator de sobreposição de 0 para 75% no roleteamento do aço AISI 4140 foi capaz de estender a profundidade das tensões residuais compressivas de 0,8 para 1,0 mm. Já Rami *et al.* (2018) apontaram que a redução do avanço no roleteamento do aço AISI 4140 (de 0,15 para 0,05 mm/rev) proporcionou tensões mais compressivas na superfície devido à maior uniformidade do processo e maior intensidade da deformação plástica superficial. Schuh *et al.* (2007) observaram uma diminuição da profundidade das tensões compressivas com o aumento do avanço. A diminuição do avanço amplia a sobreposição e facilita a deformação da superfície, aumentando a capacidade de indução de tensões residuais compressivas. As tensões compressivas geradas pelo roleteamento são capazes de influenciar a resistência à fadiga dos materiais por interferir na velocidade de propagação das fraturas por fadiga (NALLA *et al.*, 2003; SCHUH *et al.*, 2007).

Com relação ao diâmetro do elemento rolante, Hassani-Gangaraj, Carboni e Guagliano (2015) afirmaram que houve um aumento da profundidade onde foi registrada a tensão residual compressiva de maior intensidade quando se empregou elementos com maior diâmetro devido ao aumento do fator de sobreposição de roleteamento. Também foi observado que para o caso da aplicação de uma força constante, a utilização de elementos rolantes de menor diâmetro proporcionou maior encruamento superficial, já que a área de contato foi reduzida, promovendo a elevação da pressão no contato, mesmo comportamento observado por Asmaa, Kesba e Abu-Gharbia (2019). Schuh *et al.* (2007) afirmaram que com a variação do diâmetro dos elementos rolantes, os valores máximos de tensão residual não se alteraram, porém, a profundidade onde os máximos ocorreram e a profundidade da camada afetada foram maiores para maiores diâmetros.

A influência do número de passes de roleteamento sobre as tensões residuais foi estudada por Abrão *et al.* (2014b), que perceberam que as tensões residuais compressivas aumentaram ligeiramente com o aumento do número de passes (Figura 3.11). Segundo os autores, isto acontece porque para um maior número de passes ocorre um maior encruamento, induzindo tensões residuais mais compressivas, mesmo comportamento indicado por Kloos, Fuchsbauer e Adelman (1987) após roleteamento do aço 37CrS4 e por Lyubenova *et al.* (2019) após roleteamento do aço AISI 4140. Hettig e Meyer (2022) não observaram variações na amplitude das tensões compressivas na superfície ao variar o número de passes no roleteamento do AISI 4140. Porém, eles observaram tensões compressivas de maior intensidade na subsuperfície com a ampliação do número de passes: as condições de quatro e oito passes apresentavam tensões mais compressivas em uma faixa entre 200 e 800 μm abaixo da superfície, quando comparadas com um ou dois passes.

BLASÓN *et al.* (2017) avaliaram a influência do aumento da força de roleteamento sobre dois aços com diferentes composições, variando basicamente os teores de carbono (0,38 e 0,44%). Notou-se que nos dois casos houve uma tendência de aumento das tensões compressivas com a ampliação de força (Figura 3.14), porém o aumento não foi proporcionalmente igual para os dois aços, ou seja, ocorreu uma pequena variação para o material com menor concentração de carbono (Figura 3.14a) e uma maior variação para o material com teor mais alto (Figura 3.14b), o que sugere que para o caso do material com maior concentração de carbono e, portanto, maior resistência mecânica, poderiam ser utilizadas forças de roleteamento mais elevadas.

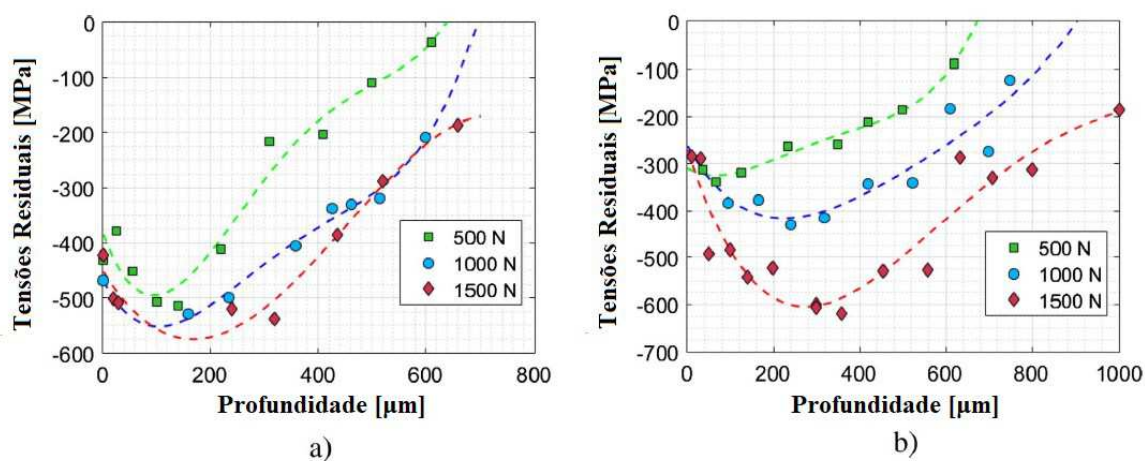


Figura 3.14: Perfis de tensão residual para diferentes forças de roleteamento em diferentes materiais: a) baixa concentração de carbono e b) alta concentração de carbono. Fonte: adaptado de Blasón *et al.* (2017).

3.2.1.2.2 Variação de dureza

No que tange à dureza superficial, Abrão *et al.* (2014a) identificaram que a microdureza do aço AISI 1060 aumentou após o roleteamento e tendeu a alcançar valores mais elevados quando utilizadas pressões (ou forças) mais altas, mesmo comportamento observado por Rodríguez *et al.* (2012) no roleteamento do aço AISI 1045, Gharbi *et al.* (2015) no roleteamento do aço AISI 1010 e por Travieso-Rodríguez *et al.* (2019) após roleteamento do aço AISI 1038. Esse comportamento foi atribuído aos maiores esforços envolvidos e à capacidade deles de provocar maiores deformações e também deformações em maiores profundidades. Rodríguez *et al.* (2012) observaram variações na dureza em profundidades de até 300 µm da superfície, sendo essas em alguns casos até 60% maiores. Gharbi *et al.* (2011) também reportaram um aumento de dureza para forças de roleteamento mais altas,

comportamento observado ao ampliar a força mantendo os demais parâmetros de roleteamento constantes. No estudo realizado por Herbster *et al.* (2021), o roleteamento foi capaz de ampliar a dureza superficial do aço CoCr28Mo6: quando utilizada a maior pressão de roleteamento (400 bar), o pico no valor de dureza foi 34,3% maior do que a dureza da amostra não roleteada. Também foi observado um aumento na dureza em profundidades de até 600 μm .

A influência do roleteamento no encruamento superficial foi estudada por Beghini *et al.* (2014), que afirmam que o avanço é capaz de influenciar o encruamento superficial, isto é, um avanço menor proporciona valores mais elevados de dureza na superfície, mesmo comportamento observado por Asmaa, Kesba e Abu-Gharbia (2019). O encruamento superficial após o roleteamento também foi relatado por Blasón *et al.* (2017) e Hassani-Gangaraj, Carboni e Guagliano (2015) e os últimos afirmaram que o maior encruamento ocorreu devido ao maior fator de sobreposição. O aumento de dureza também foi observado por Klocke *et al.* (2016) para o roleteamento do aço rápido. Além disso, o encruamento superficial foi capaz de inibir a nucleação e propagação de trincas por fadiga.

O encruamento da superfície também foi detectado por Chomienne *et al.* (2016), que perceberam um aumento da dureza do material com o roleteamento. Segundo esses autores, esse aumento alcançou profundidades próximas a 0,3 mm, a partir das quais a dureza não apresentou diferença em relação à condição não roleteada. Esse mesmo comportamento foi observado por Avilés *et al.* (2013) após o roleteamento do aço AISI 1045: o aumento da dureza superficial ocorreu para profundidades de até 0,3 mm, como pode ser observado na Figura 3.15. Abaixo dessa profundidade os valores foram próximos aos da região não tratada, mesmo comportamento apontado por Prabhu *et al.* (2020) e Zhang *et al.* (2010)

Nalla *et al.* (2003) observaram um aumento de 10% na dureza superficial das amostras roleteadas e essas amostras apresentaram uma maior densidade de discordâncias na superfície quando comparadas ao material não roleteado. Ampliações na dureza superficial também foram detectadas por Mombeini e Atrian (2018) após roleteamento de latão, a amostra não roleteada possuía uma dureza de 74,4 HRB, já a roleteada 78,1 HRB, estes autores afirmaram que a dureza foi ampliada devido ao refinamento da microestrutura gerada pelo roleteamento. Já Brinksmeier *et al.* (2008) detectaram alterações na dureza do aço AISI D3 em profundidades de até 0,6 mm, sendo que o valor máximo foi observado para 0,25 mm.

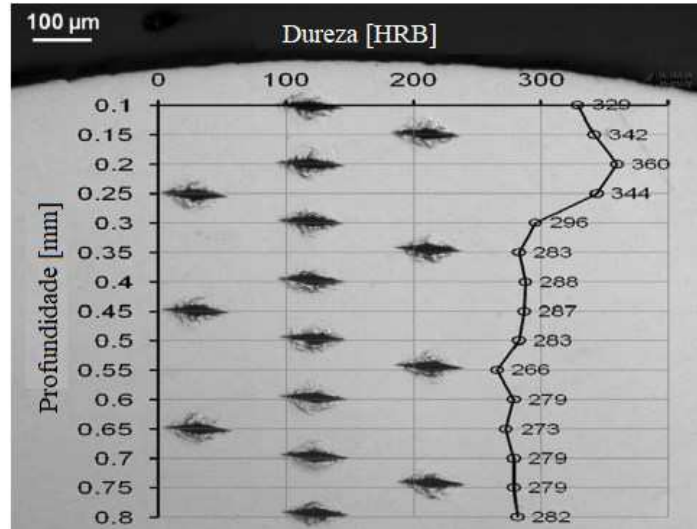


Figura 3.15: Dureza na subsuperfície da amostra roleteada.
 Fonte: adaptado de Avilés *et al.* (2013).

Os estudos de Kongthep *et al.* (2019) e por Nikitin e Altenberger (2007) apontaram encruamento do aço AISI 304 em profundidades de até 0,4 mm, os primeiros observaram valores mais elevados para o roleteamento criogênico. O encruamento do aço AISI 304 também foi observado por Moussa *et al.* (2019), que atingiu 240 µm de profundidade e dureza superficial até 182% maior do que a do material não roleteado. Zhou *et al.* (2023) detectaram um encruamento na superfície da liga de alumínio 7075-T6 até profundidades de 800 µm. Kowalik e Trzepiecinski (2019) observaram um aumento de dureza em profundidades de até 0,7 mm após roleteamento do aço AISI 1045, sendo essa variação superior para profundidades menores que 0,3 mm. No caso dos resultados obtidos por Borchers *et al.* (2020), ao contrário das amostras apenas torneadas, as amostras roleteadas do aço AISI 4140 apresentavam um mesmo nível de dureza em profundidades de até 400 µm. Já Altenberger *et al.* (2012) observaram o encruamento do titânio Ti-6Al-4V em profundidades de até 1 mm.

Klocke *et al.* (2009a) também notaram o aumento da dureza superficial após o roleteamento da liga de níquel IN718. A ampliação inicial de pressão de 50 para 150 bar foi suficiente para aumentar a dureza superficial e também a profundidade afetada, porém, um novo incremento na pressão (250 bar) não provocou modificações significativas nos valores de dureza. Já nos estudos de Łabanowski e Ossowska (2006) para o aço inoxidável duplex, o aumento da força (70, 120 e 160 N) foi capaz de aumentar a dureza superficial e também ampliar a profundidade da camada afetada, mesmo comportamento observado por Prabhu *et al.* (2014) para o AISI 4140 ao variar os valores de força de 250 para 750 N. Estes afirmaram que a ampliação da força de roleteamento foi capaz de aumentar a dureza superficial do

material (AISI 4140) em até 36%, porém o aumento foi menor para regiões de maior profundidade do material, não sendo mais perceptível a partir de 300 μm .

Um aumento de dureza superficial com a elevação da força também foi observado por Némat e Lyons (2000) após o roleteamento do aço ASTM A113 e da liga de alumínio AA6463 E, por Uddin *et al.* (2018) após roleteamento da liga de magnésio AZ31B e por El-Axir (2000) no roleteamento do aço 37 (equivalente ao AISI 1006). Os últimos identificaram a influência do avanço e do número de passes. No caso do avanço foi observada uma interação com a velocidade de roleteamento, ou seja, para menores valores de velocidade de roleteamento o aumento do avanço provocou a elevação de dureza, já para velocidades mais altas o comportamento foi contrário. Esse comportamento se deve à intensidade do tratamento: quando combinados valores mais baixos de avanço e velocidade ocorreu a deformação plástica excessiva da superfície. Com relação ao número de passes, seu aumento causou a elevação da dureza superficial do material roletado. O aumento de dureza com maior número de passes foi ainda observado por Asmaa, Kesba e Abu-Gharbia (2019) e também por Maximov *et al.* (2023) após roleteamento do aço inoxidável AISI 304, as amostras roleteadas com apenas um passe apresentaram valores de dureza de 550 HV_{0.05}, já para aquelas roleteadas com cinco passes os valores foram de aproximadamente 610 HV_{0.05}. Um aumento na dureza superficial após o roleteamento foi observado por Hassan e Momani (2000) mesmo em amostras que já haviam sido tratadas por meio do jateamento. Segundo esses autores, o jateamento promoveu um aumento de dureza de 72%, porém após a combinação dos dois processos o aumento foi de 110%.

Uma interação entre avanço e velocidade de roleteamento também foi observada por Gharbi *et al.* (2011). Para menores valores de velocidade, o aumento do avanço provocou uma redução na dureza superficial, já para maiores velocidades a variação de avanço quase não teve influência apesar de provocar uma leve tendência de aumento. Os estudos de Deng *et al.* (2004), de Chomienne *et al.* (2016) com velocidades entre 10 e 100 m/min, de Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) (entre 2 e 4 m/min), de Rodríguez *et al.* (2012) (entre 75 e 150 m/min) e de Hadadian e Sedaghati (2020) indicam que a velocidade de roleteamento não foi capaz de afetar a dureza superficial obtida e nem os valores de rugosidade e tensões residuais. Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) afirmam, no entanto, que a variação da velocidade de roleteamento é capaz de alterar a taxa de deformação, tendendo a ser maior para maiores valores de velocidade. Essa influência pode então ser significativa para alguns materiais.

Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) notaram um aumento da dureza superficial após o processo de roleteamento e a força de roleteamento foi o fator mais

influyente. Esse comportamento, no entanto, foi diferente para cada material testado, ocorrendo em maior amplitude para o aço AISI 304 do que para o aço AISI 316. O aço AISI 304 apresentou ainda maiores durezas e tensões residuais mais compressivas na superfície. A diferença de resposta de materiais diferentes também foi percebida por Magalhães *et al.* (2017) e Abrão *et al.* (2014a), que observaram que para o mesmo material com durezas diferentes, a condição de melhor acabamento, maior dureza superficial e tensões residuais compressivas de maior intensidade foi obtida com valores diferentes dos parâmetros de roleteamento. O estudo do roleteamento de diferentes materiais foi realizado por El-axir e El-khabeery (2003), que investigaram a influência da penetração da ferramenta e, portanto, da força de roleteamento, no tratamento de alumínio, latão e três tipos de aço com durezas iniciais diferentes. Foi observado que maiores forças ocasionaram maiores microdurezas. Esse aumento, no entanto, não foi igual para todos os materiais. Para aqueles que possuíam dureza inicial superior, um incremento na penetração da ferramenta levava a aumentos cada vez menores de microdureza, comportamento não observado nos materiais de dureza mais baixa.

Al-Qawabeha (2007) utilizou materiais com diferentes concentrações de carbono (0,35; 0,45 e 0,60%). Para a menor concentração de carbono foi observado um aumento na dureza superficial para valores de força de roleteamento de até 160 N. Para valores superiores de força de roleteamento a dureza tendeu a reduzir devido às falhas geradas na superfície. Já para as duas maiores concentrações a dureza tendeu sempre a aumentar com a ampliação da força. Esse aumento de dureza superficial, no entanto, foi diferente para cada material. A maior ampliação da dureza para baixo, médio e alto carbono foi de 62,8%, 12,6 % e 10,5% respectivamente. Indicando que para os materiais de maior resistência mecânica e dureza inicial a modificação provocada pelo roleteamento foi menos significativa.

Wielki, Heinz e Meyer (2020) também investigaram o efeito da variação do material no roleteamento. Esses autores utilizaram os aços AISI 1015, AISI 1045 e AISI 52100. O AISI 52100 foi ainda submetido a dois tratamentos térmicos antes do roleteamento. Segundo os autores, os materiais com maiores valores de dureza apresentaram menores deformações, efeito observado inclusive para aqueles que possuíam a mesma composição química. O material da peça pode então afetar o resultado do roleteamento, já que os demais parâmetros devem ser escolhidos em função das propriedades deste material.

3.2.1.2.3 Alterações microestruturais

Segundo Denkena *et al.* (2021), o roleteamento é capaz de produzir um refino de grão na superfície. Ao avaliar a microestrutura do material roletado, Chomienne *et al.* (2016) observaram uma camada recristalizada na superfície, abaixo da qual se encontravam grãos altamente deformados até uma profundidade de 10 μm . Para maiores profundidades não foi notada diferença microestrutural. Essa deformação dos grãos mais próximos às camadas superficiais também foi observada por Abrão *et al.* (2014c), Al-Qawabeha (2007), Rodríguez *et al.* (2012) e Prabhu *et al.* (2014). Após o roleteamento do aço AISI 4140 (Figura 3.16), Prabhu *et al.* (2014) observaram que os grãos da superfície do material como recebido (Figura 3.16a), passaram a apresentar uma deformação relacionada com a direção de roleteamento (Figura 3.16b). Eles observaram ainda que a quantidade de grãos ultrafinos foi reduzida com o aumento da profundidade abaixo da superfície.

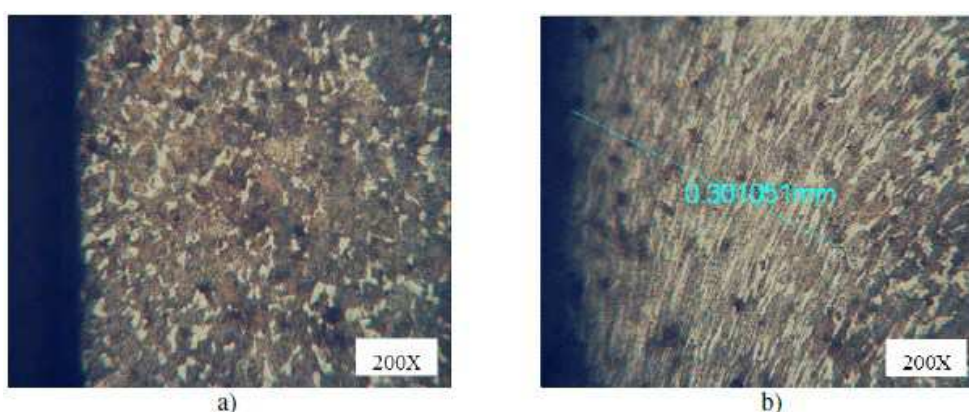


Figura 3.16: Deformação da camada superficial: a) corpo de prova torneado e b) corpo de prova roleteado. Fonte: adaptado de Prabhu *et al.* (2014).

Avilés *et al.* (2013) mediram o tamanho de grão na seção transversal do aço AISI 1045 de acordo com a norma ASTM E112 e observaram uma redução de 50% no tamanho de grão do aço para profundidades de até 20 μm . Grãos nanométricos foram observados por Nikitin e Altenberger (2007) no aço AISI 304 após roleteamento e também por Altenberger *et al.* (2003) na superfície roleteada do aço AISI 304 e da liga de titânio Ti-6Al-4V. A deformação observada nos aços AISI 304 e 316 após roleteamento por Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) atingiu profundidades de aproximadamente 300 μm . Já no caso do aço AISI 1045, estudado por Kowalik e Trzepieciniski (2019), foi observada uma região com grãos altamente deformados até 0,3 mm de profundidade e uma camada deformada de até 0,7 mm.

No caso da deformação superficial observada por Abrão *et al.* (2014c) após roleteamento do aço AISI 1060, vide Figura 3.17, nota-se que ela foi influenciada pela pressão de roleteamento e também pelo número de passes. A amostra torneada (Figura 3.17a) apresenta quase a mesma microestrutura da que foi roleteada com pressão mais baixa e apenas um passe (Figura 3.17b). Com o aumento da pressão pode-se observar mais facilmente uma deformação na superfície (Figura 3.17c) e uma nova elevação torna essa deformação ainda mais nítida (Figura 3.17d). Quando combinados com um maior número de passes (Figuras 3.17e e 3.17f), os maiores valores de pressão são capazes de provocar deformações ainda mais significativas. O aumento da força devido à maiores pressões e uma maior deformação gerada pelo número de passes de roleteamento são responsáveis por esse comportamento. O aumento da profundidade das deformações com maiores forças também foi observado por Duncheva *et al.* (2021). Ao ampliar a força de roleteamento do alumínio 2024-T3 de 800 para 1200 N, foi observada uma ampliação de 0,25 mm na profundidade da camada afetada.

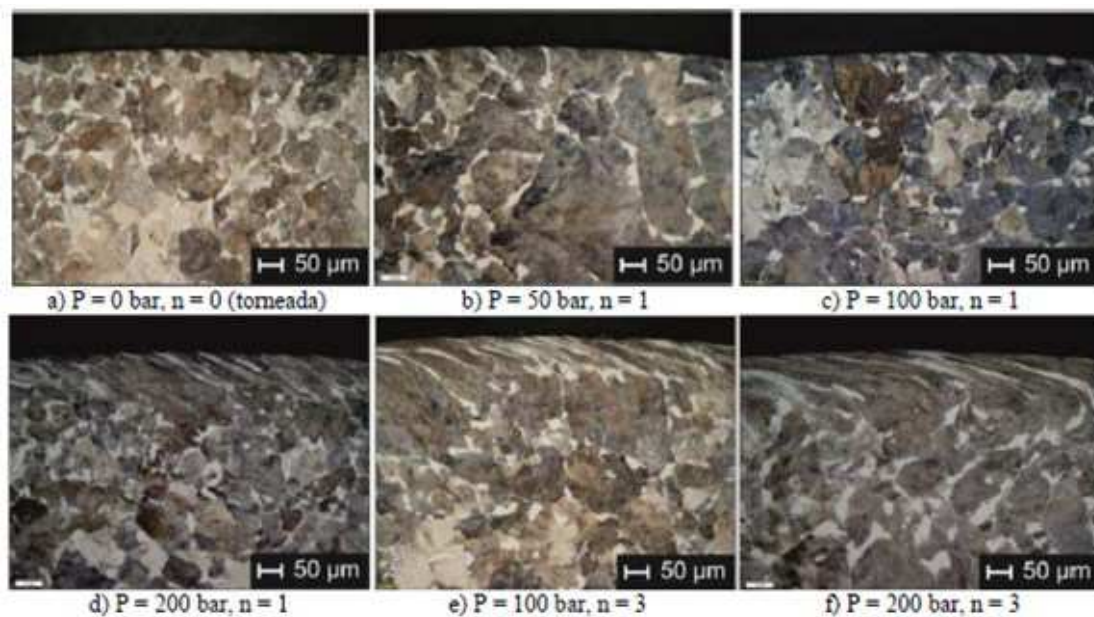


Figura 3.17: Efeito da pressão e do número de passes de roleteamento sobre a microestrutura da camada subsuperficial do aço AISI 1060: a) $P = 0$ bar, $n = 0$, b) $P = 50$ bar, $n = 1$, c) $P = 100$ bar, $n = 1$, d) $P = 200$ bar, $n = 1$, e) $P = 100$ bar, $n = 3$ e f) $P = 200$ bar, $n = 3$.

Fonte: adaptado de Abrão *et al.* (2014c).

A deformação plástica gerada pelo roleteamento também é capaz de provocar transformação de fase. Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) perceberam a geração de martensita α' após o roleteamento dos aços inoxidáveis AISI 304 e 316. A martensita α' também foi identificada por Altenberger *et al.* (1999) e por Nikitin e Altenberger (2007) após o roleteamento do AISI 304. Já no caso dos estudos de Kongthep *et al.* (2019) com o aço AISI

304, além de observar a geração de martensita após o roleteamento foi detectada uma relação com a temperatura de processamento. Os maiores teores de martensita foram observados após roleteamento criogênico e em temperatura ambiente, sendo reduzido para o roleteamento em altas temperaturas. Segundo esses autores, a deformação e a transformação de fase geradas pelo roleteamento contribuíram para a geração de tensões compressivas. A geração de martensita pelo roleteamento também foi observada por Brinksmeier *et al.* (2008). Neste caso, a alteração microestrutural do AISI D3 atingiu uma profundidade de aproximadamente 500 μm . Herbster *et al.* (2021) observaram que o roleteamento foi capaz de alterar a estrutura do CoCr28Mo6 de cúbica de face centrada (CFC) para hexagonal compacta (HC) em profundidades de 35 até 100 μm da superfície, comportamento mais pronunciado para valores mais altos de pressão de roleteamento (400 bar).

3.2.1.3. *Influência do roleteamento sobre a fadiga mecânica*

A fadiga mecânica é um dano progressivo que ocorre em materiais sujeitos a cargas cíclicas cujos valores máximos são inferiores à tensão de escoamento do material (LEE *et al.*, 2005). Além disso, para que a falha por fadiga ocorra é necessário que as tensões sejam trativas em pelo menos algum instante de tempo (CETLIN e SILVA, 1988). A fadiga é o resultado de um processo cumulativo que pode ser dividido nas etapas de início da trinca, propagação e ruptura final. A etapa de início da trinca normalmente acontece em um local de concentração de tensões. Durante a etapa de propagação, o avanço da trinca é relacionado com a frequência dos esforços cíclicos e com a carga aplicada (BHAT e PATIBANDLA, 2011). O estágio de ruptura final ocorre quando a área da seção transversal não é mais capaz de resistir ao maior valor da tensão trativa (COURTNEY, 2000).

Segundo Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017), a resistência à fadiga de um material tende a ser ampliada com a diminuição da rugosidade e com o aumento da dureza superficial. Já Majzoobi, Motlagh e Amiri (2010) e Withers (2007) afirmam que uma das maneiras mais efetivas de prolongar a vida em fadiga de um material é a indução de tensões residuais compressivas na superfície. Além destas características, Maximov *et al.* (2020) indicam ainda que uma superfície com microestrutura de grãos refinados e uma profundidade maior da zona de tensões compressivas tendem a ampliar a resistência à fadiga dos materiais. A resistência à fadiga é, portanto, afetada por processos que modificam essas características, como é o caso do roleteamento. Isso acontece porque a falha por fadiga normalmente se inicia

na superfície e então se propaga para regiões internas do material (DUNCHEVA *et al.*, 2021; EL-AXIR e EL-KHABEERY, 2003).

Altenberger (2005) afirma que para materiais com baixo limite de escoamento, o encruamento superficial é a principal influência sobre a variação da resistência à fadiga, já para materiais com limite de escoamento mais elevado a principal causa do aumento da resistência à fadiga é a indução de tensões residuais compressivas. Segundo Drechsler, Doerr e Wagner (1998), as tensões residuais compressivas induzidas pelo roleteamento são capazes de reduzir a velocidade de propagação das trincas por fadiga, ampliando o número de ciclos até a falha. Já a rugosidade possui influência principalmente na etapa de nucleação (WAGNER,1999). Segundo Nalla *et al.* (2003), Avilés *et al.* (2013) e Lienert *et al.* (2014), a combinação de rugosidade mais baixa e tensão residual compressiva de maior intensidade é responsável pelo aumento da resistência à fadiga dos materiais roleteados. As tensões compressivas também foram a justificativa para o aumento na vida em fadiga observado por Moussa *et al.* (2019) após testes de fadiga por tração-compressão realizados no aço AISI 304 roleteado. Segundo os autores, as tensões compressivas induzidas pelo tratamento foram responsáveis por reduzir a propagação e nucleação de trincas. Os autores indicaram também a capacidade de retardamento do início das trincas desempenhado pelo encruamento superficial, mesma afirmação realizada por Zhang *et al.* (2010). O aumento da resistência à fadiga por tração-compressão do AISI 304 após o roleteamento também foi indicado por Nikitin e Besel (2008), os autores realizaram testes de fadiga com diferentes frequências e observaram em todos os casos um maior número de ciclos até a falha para as amostras roleteadas. A ampliação de resistência à fadiga com o roleteamento foi também reportada por Murthy e Kotiveerachari (1981) que observaram uma ampliação de 80% na vida em fadiga devido a existência de tensões residuais compressivas, já Fouad, Mhaede e Wagner (2010) observaram um aumento de 30% na resistência à fadiga das peças de liga de magnésio ZK60 roleteadas em relação as que foram preparadas por polimento eletroquímico. Nusskern, Hoffmeister e Schulze (2014) roletearam amostras de Astaloy 85 Mo obtidas por metalurgia do pó com pressões de 180 bar (usando Ecoroll HG6) e observaram uma ampliação da resistência à fadiga por flexão, de 125 MPa para 250 MPa, sendo esta justificada pela diminuição da porosidade das amostras bem como a geração de tensões compressivas pelo roleteamento (-259 MPa em até 200 μm). A ampliação da resistência à fadiga do AISI 304 roleteado foi indicada por Nikitin e Altenberger (2007) e Altenberger *et al.* (1999), segundo os últimos autores essa ampliação acontece devido à capacidade do roleteamento de retardar a propagação das falhas por fadiga. Aydın e Türköz (2022) observaram ampliações de até 70%

na resistência à fadiga axial do aço AISI 4340 após roleteamento. Já Gerstenmeyer, Zanger e Schulze (2018) indicaram que uma superfície com tensões residuais compressivas, menor amplitude de rugosidade e menores tamanhos de grão no aço AISI 4140 foram responsáveis por ampliar a resistência à fadiga.

Além de apontar a capacidade do roleteamento em ampliar a vida em fadiga mecânica do aço AISI 1045 Seemikeri, Brahmkar e Mahagaonkar (2008) indicaram que a força de roleteamento é um dos parâmetros mais influentes. Nos testes realizados por Drechsler, Doerr e Wagner (1998), após o roleteamento da liga Ti-10V-2Fe-3Al a vida em fadiga do material foi ampliada com o aumento da força até um valor de 1600 N, onde atingiu um patamar. A existência de um patamar na vida em fadiga do material roleteado com o aumento da força também foi observado por Fouad, Mhaede e Wagner (2010), esses autores roletearam a liga de magnésio ZK60 utilizando uma ferramenta de 13 mm de diâmetro e pressões de 10, 25, 40, 75 e 100 bar e constataram que a partir de 40 bar o material já era capaz de atingir vida infinita (mais de 10^7 ciclos). Estes autores destacaram, no entanto, que esse comportamento ocorre quando o aumento das pressões não é suficiente para que ocorra uma deterioração na superfície roleteada. Ligas de magnésio também foram estudadas por Zhang e Lindemann (2005) que observaram um aumento de 110% no limite de resistência à fadiga da liga de magnésio AZ80 após o roleteamento. Já Maximov *et al.* (2020) observaram um aumento de 13,6% na resistência à fadiga do aço 41Cr4 quando roleteado com uma força de 300 N; quando utilizada uma força de 1300 N a ampliação foi de 20,4% em relação ao material usinado. O aumento na resistência à fadiga foi atribuído ao aumento da dureza superficial e à presença de tensões compressivas na superfície. Maximov *et al.* (2023) realizaram o roleteamento do aço inoxidável AISI 304 com dois diferentes conjuntos de parâmetros. O primeiro utilizando uma ferramenta de 3 mm de diâmetro, força de 300 N e avanço de 0,07 mm/rev foi considerado como roleteamento para redução da rugosidade, o segundo utilizando uma ferramenta de 2 mm de diâmetro, força de 700 N e avanço de 0,02 mm/rev foi o roleteamento para endurecimento. Os autores observaram que as duas condições foram capazes de ampliar a resistência à fadiga. Para a amostra torneada e polida o limite de resistência foi de 440 MPa, a roleteada para redução de rugosidade apresentou um limite de 540 MPa, já para o roleteamento para endurecimento o valor foi 580 MPa. Os autores destacaram ainda que a ampliação na resistência à fadiga devido ao roleteamento é mais pronunciada na região de alto ciclo do que na região de baixo ciclo, já que para baixos ciclos as tensões aplicadas promovem um relaxamento das tensões residuais.

Leal (2020) observou uma ampliação de pelo menos 50% na vida em fadiga do aço ABNT 4140 em relação ao material apenas torneado, atribuindo este aumento à redução de rugosidade e indução de tensões compressivas. O autor destacou, no entanto, que a pressão de roleteamento de 300 bar foi a que menos ampliou a vida em fadiga, provavelmente devido à menor redução de rugosidade em relação aos dois níveis de pressão anteriores (100 e 200 bar). Mombeini e Atrian (2018) controlaram a força de roleteamento no latão C38500 por meio da penetração da ferramenta, e observaram que para os três valores mais baixos (50, 75 e 100 μm) ocorreu um aumento na resistência a fadiga entre 20 e 300%, já os dois valores mais elevados (125 e 150 μm) geraram defeitos na superfície e prejudicaram a resistência à fadiga. Com relação ao número de passes os autores estudaram a aplicação de um ou dois passes para as condições de 75 e 100 μm e verificaram que o aumento do número de passes promoveu uma ampliação no número de ciclos até a falha, estes autores indicaram que as tensões residuais compressivas são a principal justificativa para o aumento da resistência à fadiga.

Seemikeri, Brahmanekar e Mahagaonkar (2008) observaram uma relação entre a rugosidade da peça e a vida em fadiga (Figura 3.18), que ocorre porque a rugosidade funciona como concentrador de tensão que facilita a nucleação de trincas (SCHIJVE, 2008), provocando uma redução na vida em fadiga para condições de maior rugosidade. Chomienne *et al.* (2013) observaram que para amostras com o mesmo nível de tensões residuais compressivas na superfície a variação de rugosidade foi capaz de interferir nos valores de fadiga (resistência à fadiga superior para corpos de prova com rugosidade mais baixa). Já Taylor e Clancy (1991) que estudaram o efeito da rugosidade promovida pela usinagem, sobre a vida em fadiga do aço EN 19 (equivalente ao AISI 4140), após a eliminação das tensões residuais e afirmaram que mesmo uma pequena ampliação na amplitude de rugosidade (saindo de R_a entre 0,1 e 0,3 μm para $R_a = 0.5 \mu\text{m}$) já é capaz de modificar a resistência à fadiga do material (de 775 MPa para 690 MPa).

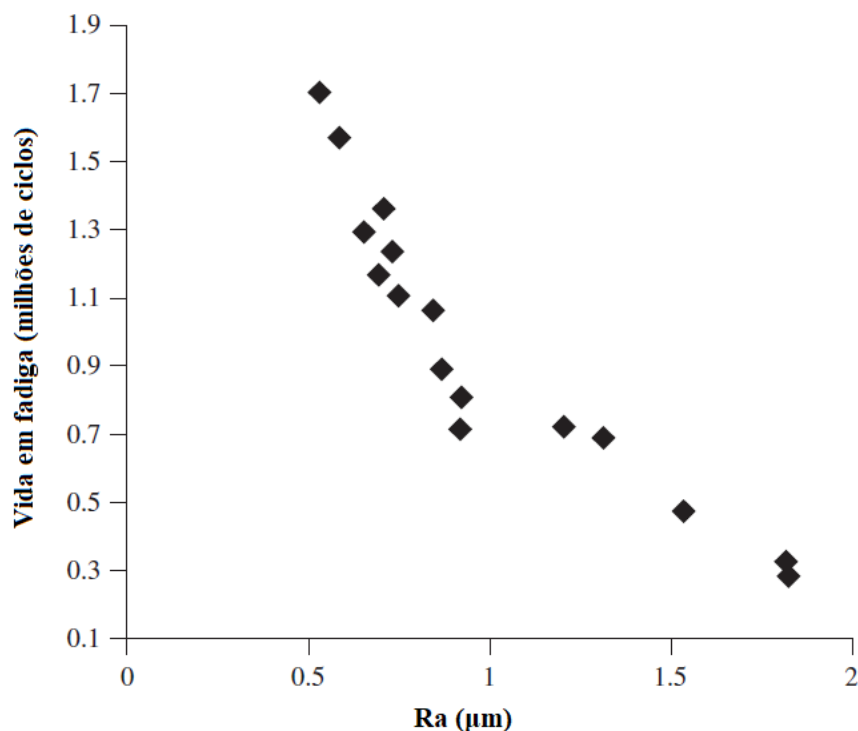


Figura 3.18: Influência da rugosidade sobre a vida em fadiga.
 Fonte: adaptado de Seemikeri, Brahmanekar e Mahagaonkar (2008).

Avilés *et al.* (2013) observaram um aumento de 21,25% na resistência à fadiga do aço AISI 1045 após o roleteamento, já o aumento observado por Avilés *et al.* (2019) após o roleteamento do aço AISI 4340 temperado e revenido foi de 52%. Bláson *et al.* (2017), Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) e Gardin *et al.* (2007) afirmam que o roleteamento é capaz de retardar o início de trincas de fadiga e diminuir sua taxa de propagação. Segundo Altenberger *et al.* (2003), a redução na taxa de propagação está relacionada à presença de tensões residuais compressivas próximo à superfície do material. Essa diminuição na taxa de propagação também é mencionada por Nalla *et al.* (2003) e Regazzi, Beretta e Carboni (2014) e Maximov *et al.* (2017). Já Zhou *et al.* (2023), além das tensões residuais indicam que o refino de grão também é capaz de diminuir a taxa de propagação da fratura por fadiga e que menores rugosidades atrasam o início das fraturas. Estes autores observaram ampliações nos valores de vida em fadiga por tração compressão de até 450% em relação às amostras torneadas.

Kloos, Fuchsbauer e Adelman (1987) afirmaram que o roleteamento foi capaz de ampliar a resistência à fadiga do aço 37CrS4. Acrescentaram ainda que esse comportamento ocorreu devido ao encruamento (e conseqüente aumento da dureza superficial) e à presença de tensões compressivas na superfície, consideradas responsáveis por retardar a propagação das trincas. Com relação aos parâmetros de roleteamento, eles destacaram que um aumento inicial

da força foi capaz de ampliar a resistência à fadiga do material, no entanto, um aumento posterior danificou a superfície prejudicando a resistência à fadiga.

O aumento da vida em fadiga após o roleteamento também foi observado por Donhongprai e Juijerm (2018). Para uma tensão aplicada de 750 MPa durante os testes de fadiga do aço AISI 440C, observou-se um aumento do número de ciclos de 91.000 ciclos para o material não tratado para quase 3×10^6 ciclos para o material roleteado. Além disso, os autores apontaram um aumento da resistência à fadiga caso o roleteamento fosse realizado nas mesmas temperaturas atingidas durante o tratamento térmico. Nesse caso ocorreu um envelhecimento do material que foi capaz de ampliar a resistência à fadiga. Travieso-Rodríguez *et al.* (2019) avaliaram a influência do roleteamento sobre a fadiga por flexão rotativa das amostras de aço AISI 1038, segundo os autores o roleteamento foi sempre capaz de ampliar a resistência à fadiga, e quanto maior o número de passes (variando em 1, 4 e 7) e maior a força do tratamento (80, 100 e 120 N) maior foi a ampliação no número de ciclos obtida com o roleteamento.

O aumento da resistência à fadiga após o roleteamento e seu maior efeito quando realizado em temperaturas mais elevadas também foi observado por Saalfeld *et al.* (2021). Esses autores roletearam o aço AISI 1045 em temperatura ambiente e a 250 °C. Quando o roleteamento foi realizado na temperatura mais elevada foram induzidas tensões compressivas de maior intensidade. Essa condição também foi aquela que apresentou vida em fadiga mais longa, com valores 50% maiores do que o material não tratado. Já o roleteamento em temperatura ambiente provocou um aumento de 40% na resistência à fadiga.

Segundo Webster e Ezeilo (2001) e Schulze (2006), os níveis de temperatura e a aplicação de tensões cíclicas (como é o caso da fadiga) podem levar a um relaxamento das tensões residuais. Segundo Altenberger *et al.* (2003), mesmo sob temperaturas em que as tensões residuais não estão mais presentes o roleteamento ainda é capaz de aumentar a resistência à fadiga mecânica dos materiais, comportamento também apontado por Nalla *et al.* (2003). Isso ocorre porque a camada encruada do material ainda está presente nas faixas de temperatura em que as tensões são relaxadas. A comparação entre os valores de número de ciclos até a falha em função da temperatura para uma amplitude de tensão aplicada de 360 MPa pode ser visualizada na Figura 3.19. Observa-se que, ao contrário da amostra sem tratamento, a amostra roleteada manteve o número de ciclos constante para uma grande faixa de ampliação da temperatura, provavelmente devido à presença da camada encruada. Zhang e Lindemann (2005) afirmam que a presença de grãos nanocristalinos também tem papel importante na melhoria da fadiga em altas temperaturas.

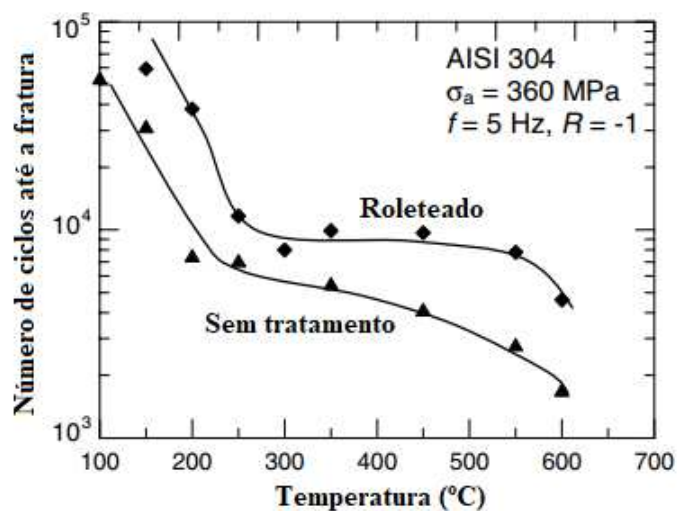


Figura 3.19: Influência da temperatura sobre o número de ciclos até a fratura para amostras roleteadas e não roleteadas.

Fonte: adaptado de Altenberger *et al.* (2003).

Além da temperatura, o nível das tensões aplicadas também é capaz de influenciar o relaxamento das tensões residuais (DONHONGPRAI e JUIJERM, 2018; WEBSTER e EZEILO, 2001). Abrão *et al.* (2015) realizaram testes de fadiga por flexão rotativa em amostras de aço AISI 1060 utilizando dois níveis de tensão, um deles equivalente a 50% da tensão de escoamento e o outro equivalente a 80%. Para o nível mais baixo de tensão aplicada não foi observado um relaxamento significativo das tensões residuais, já para o nível mais elevado esse relaxamento ocorreu. Uma redução do efeito do roleteamento com a ampliação das tensões aplicadas durante o teste de fadiga também foi observada por Sattari e Atrian (2018). Esses autores estudaram a influência do roleteamento em materiais compósitos de matriz de alumínio. Com o aumento das tensões aplicadas, a diferença entre o número de ciclos das amostras roleteadas e sem tratamento foi reduzida, mas ainda foram alcançados números de ciclos mais elevados para as amostras roleteadas. Os autores também atribuíram esse comportamento ao relaxamento das tensões residuais compressivas. Travieso-Rodríguez *et al.* (2019) também avaliaram a influência das tensões aplicadas na resistência à fadiga de baixo ciclo do aço AISI 1038, segundo os autores, quanto maior a tensão aplicada, menor é a ampliação no número de ciclos das amostras roleteadas em relação as torneadas, e além disso, o efeito dos parâmetros de roleteamento (força e número de passes) também passa a ser reduzido com a ampliação das tensões aplicadas.

O próprio caráter cíclico das tensões durante a fadiga também influencia no relaxamento das tensões residuais. Segundo Holzapfel *et al.* (1998), as tensões residuais

tendem a se reduzir de forma linear com o logaritmo do número de ciclos, sendo essa queda mais pronunciada para valores superiores de tensão aplicada e valores mais altos de temperatura. Esses autores destacam ainda que o relaxamento das tensões evolui ainda mais no momento em que ocorre a nucleação de uma trinca.

Considerando ainda a influência das tensões aplicadas e da temperatura na resistência à fadiga de materiais, Altenberger *et al.* (2012) realizaram testes de fadiga do tipo tração-compressão da liga Ti-6Al-4V roleteada sob várias temperaturas. Esses autores observaram que temperaturas e tensões aplicadas mais elevadas diminuíram a resistência à fadiga mesmo para os materiais roleteados, mas ainda assim estes apresentaram valores mais altos do que aqueles sem tratamento. A diferença foi maior para condições de fadiga de alto ciclo (menores tensões aplicadas) e temperaturas mais baixas. A melhoria da resistência à fadiga de materiais roleteados também foi observada por Klocke *et al.* (2011), que roletearam amostras das ligas Ti-6Al-4V e IN718 e realizaram testes de fadiga por flexão. Para os dois materiais foi possível observar a capacidade do roleteamento de ampliar a vida em fadiga, sendo mais efetivo quando utilizadas pressões de roleteamento mais elevadas (entre 50 e 250 bar). Além de roletear toda a amostra, o processo de roleteamento também foi executado em apenas uma região dos corpos de prova. A melhoria na resistência à fadiga ocorreu para os dois casos, mas para a amostra parcialmente tratada a região de início da falha por fadiga aconteceu ligeiramente fora da região roleteada, indicando uma capacidade do processo de roleteamento de inibir a nucleação de trincas.

A influência do roleteamento sobre a resistência à fadiga de materiais também foi estudada por Richards, Matlock e Speer (2004). Esses autores estudaram três aços diferentes (AISI 4140 temperado e revenido, bainítico e um ferrítico/perlítico baixa liga laminado à quente) e observaram que para todos eles houve um valor crítico de força de roleteamento responsável por prolongar a vida em fadiga. O aumento inicial da força de roleteamento melhorou a resposta à fadiga, já uma ampliação posterior provocou uma queda. O material de maior resistência inicial (AISI 4140) foi o que permitiu forças de roleteamento mais elevadas. Esse material, porém, apresentou uma menor elevação da resistência à fadiga (51%) em relação aos demais (62 e 60% para os aços bainítico e ferrítico/perlítico, respectivamente), isto é, a ampliação na resistência à fadiga foi inversamente proporcional à resistência inicial. O aumento de resistência à fadiga para o aço AISI 4140 pode ser observado na Figura 3.20, onde pode ser visualizada uma condição de vida infinita (10^7 ciclos) para uma tensão aplicada mais elevada no caso do material roletado em comparação com o material na condição de

base. Os números entre parênteses na Figura 3.20 indicam o número de amostras que apresentaram o mesmo número de ciclos.

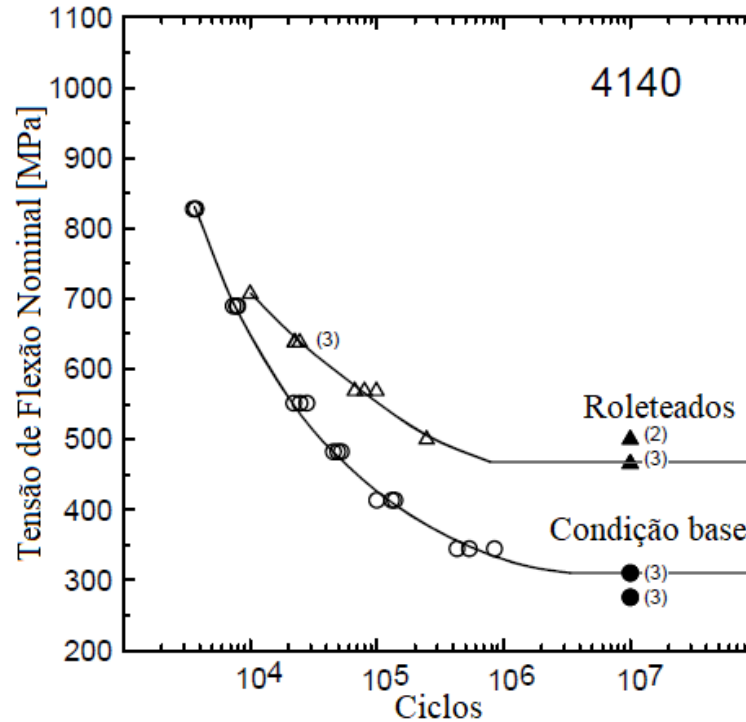


Figura 3.20: Número de ciclos até falha para material base e material roleteado com força otimizada. Fonte: adaptado de Richards, Matlock e Speer (2004).

Tsuji, Tanaka e Takasugi (2008) avaliaram a influência dos tratamentos superficiais (cementação e roleteamento) na resistência à fadiga da liga de titânio Ti-6Al-4V e observaram que a cementação reduziu a resistência à fadiga devido à indução de tensões residuais trativas. Já o roleteamento foi capaz de induzir tensões compressivas e reduzir a rugosidade, mesmo quando combinado com a cementação sendo, portanto, capaz de ampliar a vida em fadiga desta liga.

Segundo Prevéy e Cammett (2001), a capacidade do roleteamento de aumentar a vida em fadiga é particularmente importante em condições em que o material está sujeito à corrosão, visto que pode ocorrer a geração de pites que funcionam como concentradores de tensão. Esses autores realizaram o roleteamento de amostras da liga de alumínio 7075-T6 após a exposição do material a uma névoa salina e notaram que o processo reduziu a rugosidade (para valores entre 20 e 40% dos anteriores) e induziu tensões residuais compressivas mais profundas do que as falhas provocadas por corrosão (profundidades

maiores que 1 mm). O roleteamento aumentou a vida em fadiga por flexão das amostras corroídas para valores superiores àqueles da amostra usinada e sem corrosão.

Hassan e Momani (2000) avaliaram a influência do jateamento e do subsequente roleteamento na vida em fadiga e na resistência à corrosão do alumínio comercialmente puro e do latão e observaram que os dois tratamentos foram capazes de ampliar a vida em fadiga. Além disso, o roleteamento ampliou o caráter compressivo das tensões induzidas pelo jateamento e diminuiu a rugosidade superficial, prolongando a vida em fadiga. Os autores destacaram ainda que o aumento excessivo da deformação superficial provocou a deterioração da superfície e a consequente diminuição da vida em fadiga. Além disso, foi observada uma capacidade do roleteamento em ampliar a resistência à corrosão devido à diminuição da área de contato e eliminação de regiões onde houve acúmulo da solução corrosiva, comportamentos atribuídos à redução de amplitude da rugosidade.

Prabhu *et al.* (2020) avaliaram a influência do roleteamento e de seus parâmetros na vida em fadiga do aço AISI 4140 e apontaram um aumento na vida em fadiga ao ampliar a força de roleteamento (250, 500 e 750 N) e o número de passes (um, dois três ou quatro). Este comportamento foi atribuído aos valores mais elevados de dureza e de tensões residuais compressivas e rugosidades mais baixas. O aumento da resistência à fadiga após o roleteamento também foi relatado por Wagner *et al.* (2011) após o tratamento da liga de alumínio 7075-T73. A deformação superficial, as tensões residuais compressivas e rugosidades mais baixas foram novamente indicadas como responsáveis por este aumento.

Abrão *et al.* (2015), Tsuji, Tanaka e Takasugi (2008), Wagner *et al.* (2011), Zhang e Lindemann (2005) e Zhang *et al.* (2010) observaram uma variação na profundidade da região de nucleação da falha por fadiga. A nucleação, que para as amostras não roleteadas ocorreu na superfície, passou a acontecer em regiões abaixo da superfície para as amostras roleteadas devido à ação das tensões residuais compressivas. Os primeiros, observaram ainda uma tendência de posição mais profunda da nucleação com o aumento da pressão de roleteamento. Segundo Wagner (1999), a existência de tensões residuais compressivas na superfície e a consequente presença de tensões residuais trativas na subsuperfície (devido à necessidade do componente de estar em equilíbrio) é o que leva a iniciação da falha nessa região. A combinação de tensões residuais compressivas, menor amplitude de rugosidade e menores tamanhos de grão também foram consideradas por Gerstenmeyer, Zanger e Schulze (2018) como o motivo de alteração da região de nucleação da falha por fadiga de tração-compressão do aço AISI 4140, levando a região de nucleação para a subsuperfície. A modificação da região de início da fratura por fadiga da superfície para a subsuperfície após o roleteamento

também foi observado por Fouad, Mhaede e Wagner (2010) após roleteamento da liga de magnésio ZK60, Maximov *et al.* (2017) após realização do roleteamento na liga de alumínio 2024-T3 e Zhou *et al.* (2023) após roleteamento da liga de alumínio 7075-T6, os dois primeiros afirmaram que essa modificação ocorre devido à presença de tensões residuais compressivas.

As variações geradas pelo roleteamento e sua consequente influência na fadiga afetam, portanto, as fraturas obtidas nos ensaios, como pode ser visualizado na Figura 3.21. Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) observaram um maior número de regiões de nucleação para as amostras não tratadas (Figura 3.21a) em comparação com aquelas que foram roleteadas (Figura 3.21b). Comportamento análogo foi observado por Altenberger *et al.* (2012) e Prabhu *et al.* (2020).

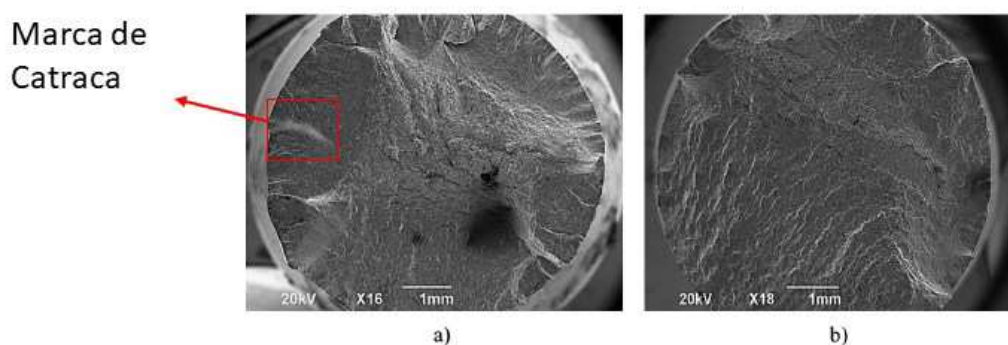


Figura 3.21: Fraturas após teste de fadiga por flexão rotativa do aço AISI 304: a) não roleteado e b) roleteado. Fonte: adaptado de Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017).

O maior número de nucleações pode ser identificado pela presença de mais marcas de catraca (detalhe na Figura 3.21a), que são alterações macroscópicas geradas quando falhas de diferentes origens se encontram após a propagação (SACHS, 2005). O maior número de regiões de nucleação é normalmente ocasionado pela presença de concentradores de tensão (BLASÓN *et al.*, 2017; LUND e SHEYBANY, 2002). Leal (2020) também observou um maior número de marcas de catraca para amostras torneadas em relação às roleteadas. Esse autor identificou, no entanto, mais regiões de nucleação com o aumento da pressão de roleteamento. A elevação da pressão de roleteamento provocou maior rugosidade superficial, que pode ter funcionado como concentrador de tensões.

Griebel (2009) afirma que além das características macroscópicas, as fraturas por fadiga também apresentam características microscópicas, quais sejam: estrias de fadiga, relacionadas com a propagação da trinca a cada ciclo de tensão (SACHS, 2005) e *dimples* (Figura 3.22), que são microcavidades hemisféricas ou parabólicas formadas pelos

micromecanismos associados à fratura dúctil de componentes metálicos (CETLIN e SILVA, 1988).

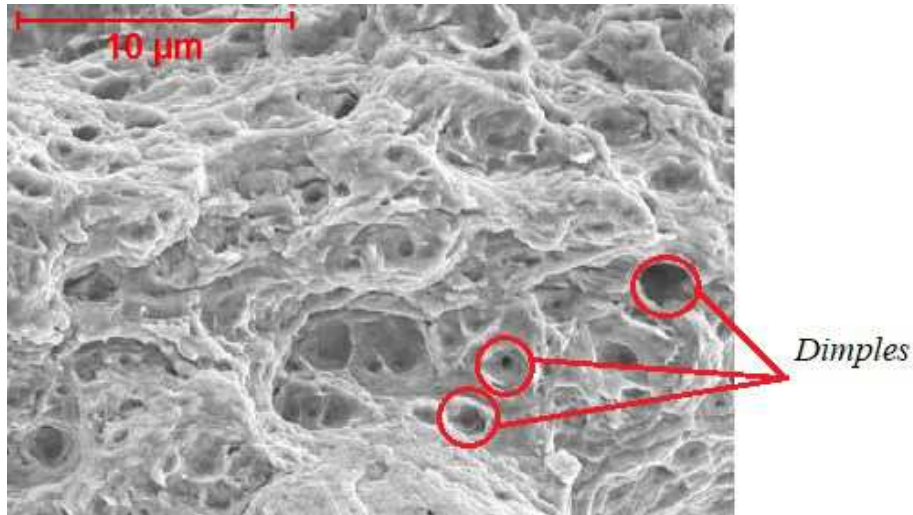


Figura 3.22: *Dimples* na região de sobrecarga da fratura por fadiga. Fonte: adaptado de Griebel (2009).

Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) estudaram a propagação de falhas por fadiga por meio da avaliação das distâncias entre estrias de fadiga consecutivas. Foi constatado que a propagação nas amostras não tratadas (Figura 3.23a) ocorreu de forma mais rápida do que a propagação nas amostras roleteadas (Figura 3.23b), já que neste caso as distâncias entre as marcas foram menores. Após os testes de fadiga de corpos de prova roleteados, Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) e Avilés *et al.* (2013) também identificaram a região final de falha por sobrecarga por meio da presença de *dimples*.

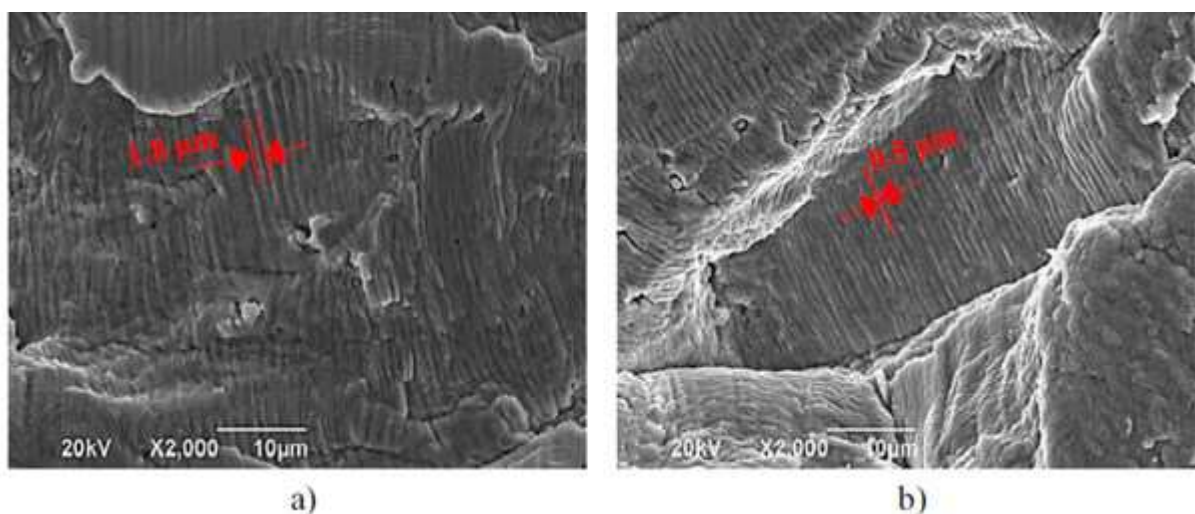


Figura 3.23: Distância das estrias de fadiga presentes na fratura do aço AISI 304: a) material não roleteado e b) material roleteado.

Fonte: adaptado de Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017).

3.3. Método dos elementos finitos

Normalmente são utilizados para o estudo de engenharia métodos experimentais, no entanto, estes métodos precisam de uma instrumentação adequada para realização de medições, que em alguma das vezes, não conseguem registrar todas as grandezas envolvidas. Para isso são utilizados os métodos computacionais. Estes métodos podem ser divididos em analíticos ou numéricos. Os métodos analíticos normalmente são aplicados a situações de geometria mais simples em que a solução pode ser obtida diretamente. Já os métodos numéricos conseguem prever o comportamento de um sistema para aplicações mais complexas, sendo amplamente utilizados. Dentre os métodos numéricos, destaca-se o método dos elementos finitos (BI, 2018)

A técnica dos elementos finitos começou a se popularizar na década de 1960 devido à aplicação de computadores para a resolução de problemas de análise estrutural e posteriormente foi utilizada para diferentes aplicações na engenharia (KOBAYASHI, OH e ALTAN, 1989). Segundo Radhakrishnan, Subramanyan e Raju (2008), a análise por elementos finitos pode ser utilizada para o estudo de problemas estáticos, dinâmicos, mecânica dos fluidos e também para a análise dos processos de fabricação, entre eles fundição, usinagem, conformação, soldagem e também para tratamentos térmicos. A análise por elementos finitos depende do modelamento virtual dos domínios geométricos envolvidos por meio de um número finito de pequenos elementos conectados. Este modelamento é chamado de discretização (RADHAKRISHNAN, SUBRAMANYAN e RAJU, 2008; LOGAN, 2017). Um exemplo de um domínio geométrico pode ser observado na Figura 3.24, onde é apresentada a geometria (Figura 3.24 a) e a estratégia para discretização (Figura 3.24 b).

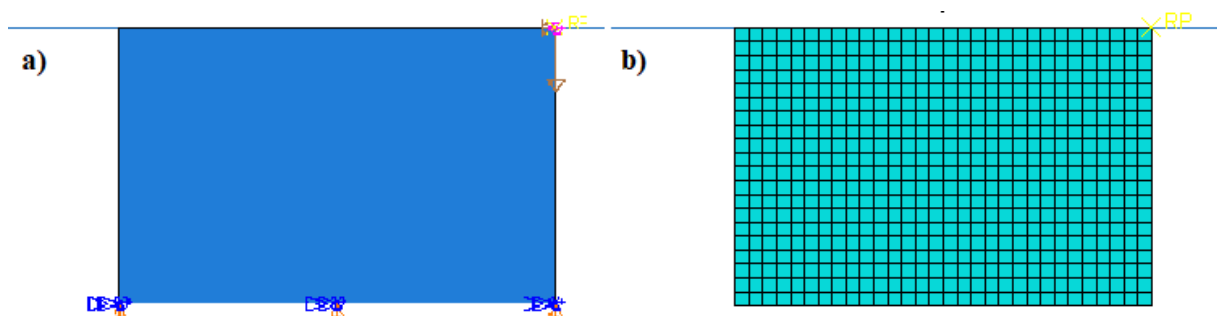


Figura 3.24: Exemplo de discretização a) geometria a ser estudada b) geometria discretizada

Os elementos para a discretização normalmente possuem formas geométricas simples, como triângulos, quadrados, tetraedros e hexaedros (SZABÓ E BABUSKA, 2011), podendo ser ainda uni, bi ou tridimensionais (Figura 3.25) dependendo do tipo do domínio geométrico e carregamento que será analisado, bem como a precisão necessária para cada análise (LOGAN, 2017).

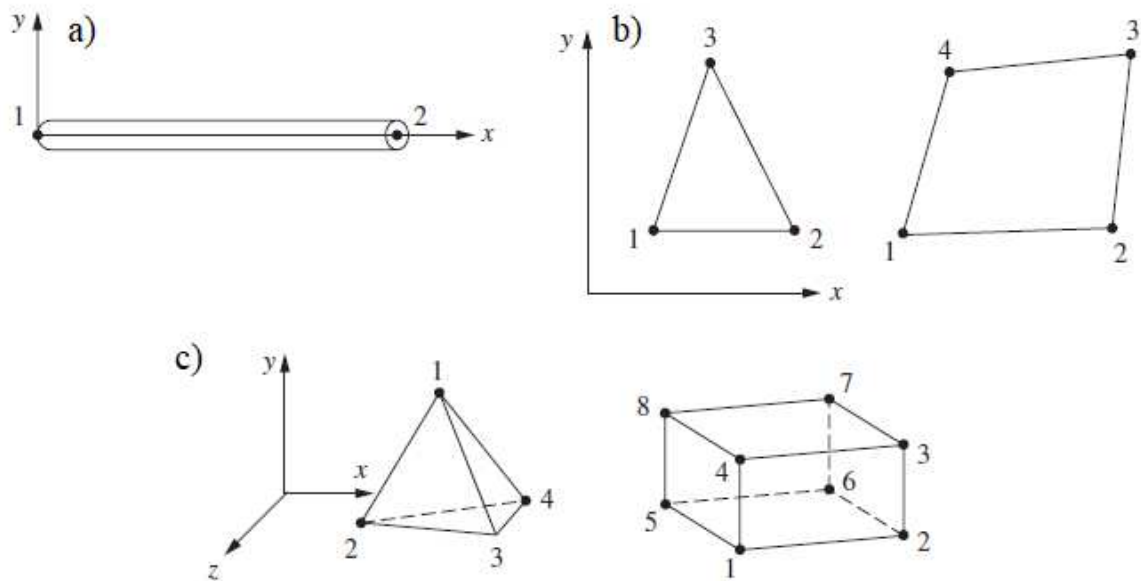


Figura 3.25: Tipos de elementos normalmente utilizados: a) unidimensionais, b) bidimensionais e c) tridimensionais.

Fonte: Adaptado de Madenci e Gueven (2015).

Após a sua discretização, um domínio geométrico contínuo passa a ser representado por pequenas regiões conhecidas como elementos finitos. Estes elementos são formados por um conjunto de nós (BI, 2018). Os nós são pontos específicos onde são aplicados os valores das grandezas envolvidas, bem como suas derivadas. O comportamento é definido por um grupo de equações diferenciais parciais. Considerando o modo como os elementos se conectam, os carregamentos, bem como as condições de contorno, pode-se obter uma solução numérica para o problema estudado (KOBAYASHI, OH e ALTAN, 1989; BI, 2018). A solução é obtida para cada elemento e posteriormente combinada para o corpo como um todo (LOGAN, 2017). A representação de uma geometria discretizada, bem como as condições de contorno e carregamentos impostos, pode ser observada na Figura 3.26.

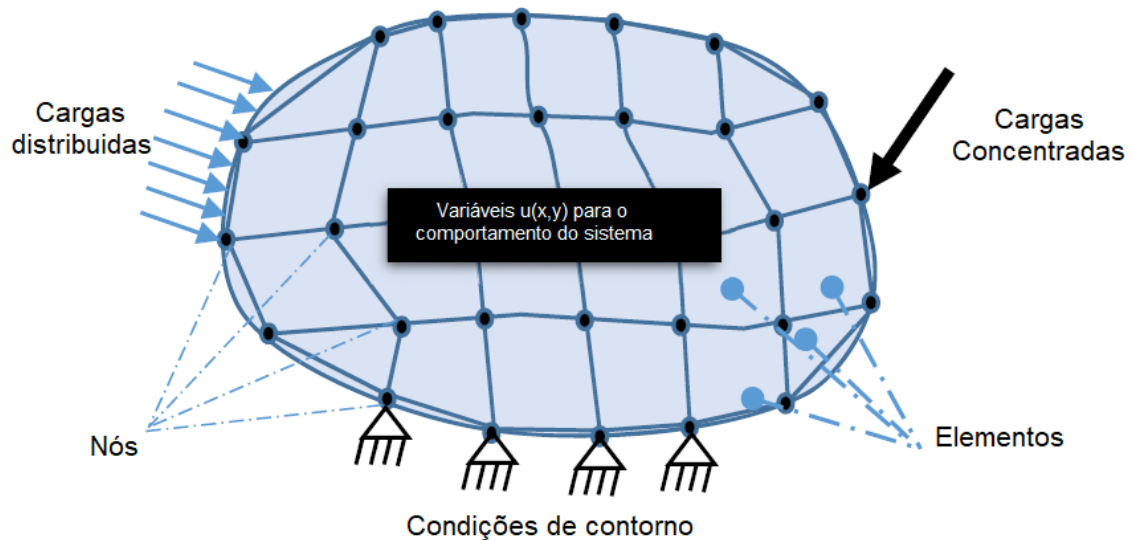


Figura 3.26: Exemplo de discretização de um modelo contínuo indicando nós, elementos e carregamentos.
Fonte: Adaptado de Bi (2018)

A obtenção de uma solução pelo método dos elementos finitos consiste em cinco principais passos: identificação do problema a ser estudado, discretização definindo-se o tipo e número de elementos, definição das equações que determinam o comportamento dos elementos, obtenção de um sistema global com as várias equações e resolução numérica do sistema de equações (KOBAYASHI, OH e ALTAN, 1989).

A solução obtida por meio dos elementos finitos é uma solução aproximada. Para que se consiga um resultado adequado é necessário um entendimento apropriado do problema, bem como a seleção de elementos do tipo certo e de um número adequado de elementos. Um procedimento recomendado é a ampliação do número de elementos utilizados até que o erro relativo entre as soluções seja pequeno. Normalmente é utilizado um erro de aproximadamente 2%. (RADHAKRISHNAN, SUBRAMANYAN e RAJU, 2008). Para que o método alcance resultados adequados é preciso um entendimento dos processos envolvidos na situação analisada, considerando os esforços existentes no processo, as condições de atrito, geometria das partes envolvidas bem como as propriedades mecânicas dos materiais (KOBAYASHI, OH e ALTAN, 1989).

Em relação ao número de elementos, com um número maior de elementos pequenos consegue-se obter resultados mais adequados, mas a ampliação do número de elementos também influencia no tempo computacional envolvido. Quanto mais elementos, mais longo o tempo, podendo atingir intervalos proibitivos. Para a redução do tempo computacional devem ser utilizadas as possíveis simetrias existentes na situação estudada (BI, 2018). Além do

tamanho dos elementos a razão de aspecto entre as dimensões dos mesmos também deve ser considerada (LOGAN, 2017). Um elemento adequado deve ser aproximadamente equilátero e equiangular, ou possuir uma razão de 1,5 entre seus comprimentos. Além da razão de aspecto geométrico após a geração da malha, deve-se também avaliar a condição dos elementos durante a análise como um todo, já que tendem a alterar suas formas. Elementos muito distorcidos, em que as arestas tendem a se sobrepor, prejudicam a convergência das soluções numéricas, comprometendo os resultados finais (BI, 2018).

3.3.1. Elementos finitos no roleteamento

Uma das primeiras aplicações de elementos finitos ao roleteamento avaliou a relação entre a ferramenta e a peça por meio de uma simplificação que considera uma indentação bidimensional da ferramenta na peça (SKALSKI, MORAWSKI e PRZYBYLSKI, 1995). Segundo estes autores, é importante que sejam levados em conta três principais pontos do processo: a forma e a movimentação da ferramenta, o comportamento do material da peça durante a deformação e os fenômenos que acontecem durante o contato ferramenta-peça. A análise do processo foi realizada fazendo uso da simetria para uma maior simplificação. A ferramenta de roleteamento foi considerada como rígida e o material da peça como elasto-plástico e com encruamento isotrópico. A simetria, bem como a discretização, podem ser observadas na Figura 3.27. Foram utilizados 209 elementos triangulares e 125 nós. As condições de contorno utilizadas na Figura 3.27 estão relacionadas com o tipo de simetria adotada para a resolução do problema. Além disso, pode-se verificar uma maior densidade dos elementos mais próximos à região de contato. Skalski, Morawski e Przybylski (1995) avaliaram a influência do raio da ferramenta e também da resistência do material da peça considerando dois valores diferentes de tensão de escoamento para representar duas condições do aço AISI 1045. Foi observado que para o material com tensão de escoamento mais elevada ocorre uma redução na profundidade de deformação para uma mesma força. Já o aumento do raio da ferramenta faz com que a pressão exercida sobre a peça seja menor e que ocorra uma diferente variação percentual da área de contato em função da força. Além disso, foi observado um gradiente de pressão e deformação na região interna do material, condição que não poderia ser observada por meio de uma análise experimental.

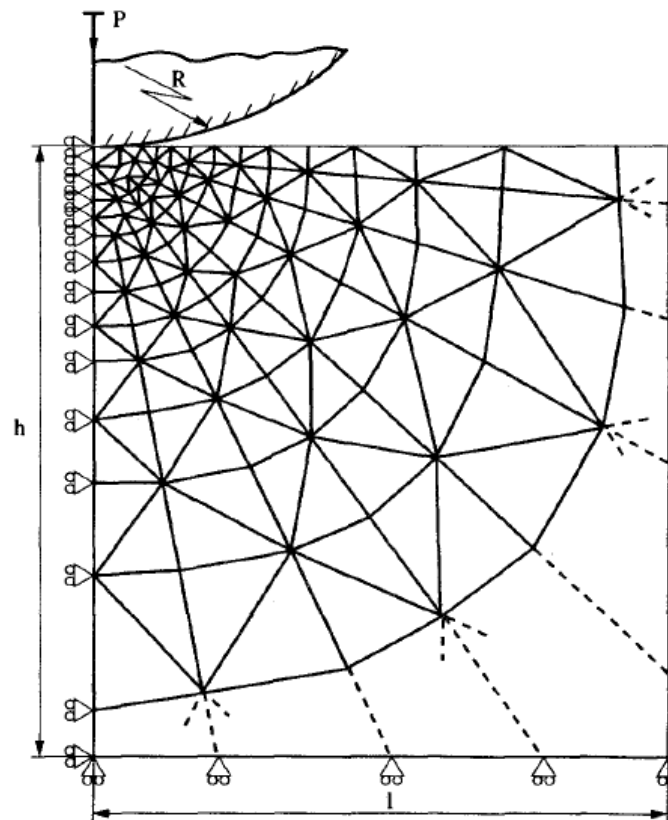


Figura 3.27: Simetria e discretização utilizadas.
 Fonte: Adaptado de Skalski, Morawski e Przybylski (1995)

Simon e Gegner (2020) também fizeram uma análise numérica bidimensional do roleteamento modelando o processo por meio de uma indentação. Eles utilizaram o software ANSYS 19.2, simplificando o problema por meio da simetria e consideraram praticamente as mesmas condições de contorno indicadas na Figura 3.27. Neste estudo, foram consideradas duas indentações subsequentes. O material foi considerado elastoplástico com uma curva tensão-deformação bilinear, adotando valores de escoamento e ruptura preestabelecidos. Para a ferramenta, foi atribuído um módulo de elasticidade mais elevado do que o da peça. O atrito foi desconsiderado e o material foi considerado inicialmente livre de tensões residuais. Foi avaliada a influência do diâmetro da ferramenta e do número de passes (um ou dois) sobre as tensões residuais. Simon e Gegner (2020) afirmam que a realização da segunda indentação é capaz de ampliar as tensões residuais compressivas na superfície e também proporcionar tensões compressivas em maiores profundidades. Já com relação ao diâmetro, eles afirmam que a ferramenta com maior diâmetro foi capaz de ampliar a profundidade onde foram encontradas tensões compressivas.

Bougharriou, Sai e Bouzid (2010) avaliaram o roleteamento por meio do método dos elementos finitos considerando o material da peça como elastoplástico com encruamento isotrópico e inserindo no contato ferramenta/peça um coeficiente de atrito Coulombiano de $\mu = 0,1$. Os autores consideraram o processo no estado plano de deformação e utilizaram o software Zebulon. O material estudado foi o aço AISI 1042 com diâmetro de 60 mm e a ferramenta possui diâmetro de 9 mm. A simulação foi simplificada por simetria de forma semelhante àquela apresentada na Figura 3.27. Foram considerados como parâmetros de entrada da operação de roleteamento a força, definida em função de uma penetração da ferramenta, e o avanço de roleteamento. Com relação à rugosidade, o aumento do avanço de roleteamento promoveu sua elevação. A elevação da penetração da ferramenta inicialmente promoveu uma redução de rugosidade, a qual passou a apresentar um aumento para valores acima de 7 μm , mesmo comportamento observado por Korzynski (2007) para o aço 42CrMo4. Ao avaliar as tensões residuais, Bougharriou, Sai e Bouzid (2010) observaram que a variação de avanço tinha uma pequena influência, promovendo um leve aumento para menores avanços de roleteamento. Já a penetração da ferramenta (força de roleteamento) apresentou uma influência mais significativa, gerando tensões residuais superficiais compressivas de maior magnitude e ampliando a profundidade em que as tensões compressivas foram observadas.

He *et al.* (2018) realizaram a simulação do roleteamento considerando uma série de indentações. Estes autores utilizaram o software Deform-2D e aproximaram a peça por um retângulo com comprimento de 10 mm e espessura de 4 mm. Esta aproximação foi considerada válida pelo fato de o diâmetro da ferramenta ser muito inferior ao da peça e também devido ao fato de o diâmetro da peça ser de uma ordem de grandeza muito superior à profundidade atingida pela ferramenta durante o processo. O material estudado foi o Ti-6Al-4V, considerado como elastoplástico. A ferramenta foi definida com rígida e modelada com diâmetro de 2 mm. A simulação foi realizada considerando uma série de indentações distanciadas do avanço de roleteamento, parâmetro estudado. A peça foi discretizada utilizando 10000 elementos tetraédricos e com dimensões menores mais próximo da superfície da peça (0,02 mm). He *et al.* (2018) notaram que a variação do avanço de roleteamento foi capaz de afetar a magnitude e a profundidade em que eram observadas as tensões compressivas, que apresentaram maiores amplitudes e profundidades para avanços mais baixos, vide Figura 3.28.

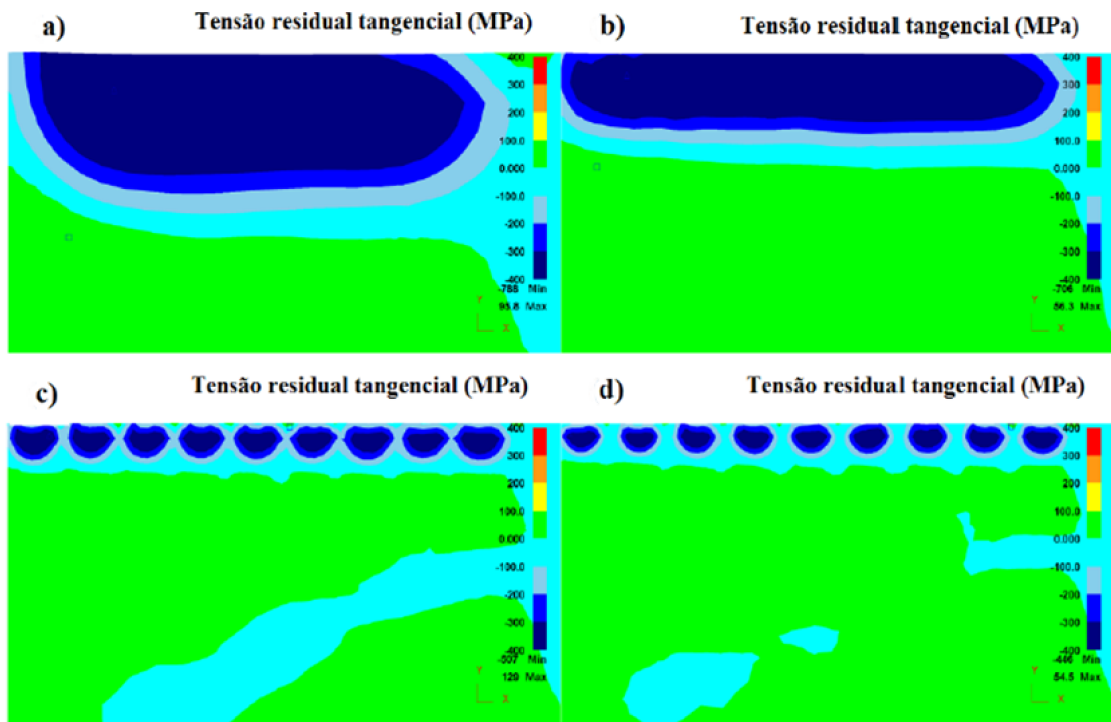


Figura 3.28: Distribuição da tensão residual tangencial para diferentes avanços: a) 0,03 mm/rev, b) 0,07 mm/rev, c) 0,16 mm/rev e d) 0,20 mm/rev.
Fonte: adaptado de He *et al.* (2018).

Além da magnitude e profundidade das tensões residuais, a variação de avanço foi capaz de alterar a uniformidade dessas tensões em relação à direção de avanço. Na Figura 3.28a, condição na qual foi utilizado um avanço de 0,03 mm/rev, pode ser observada uma camada uniforme com tensões compressivas (área azul escura). Com o aumento do avanço para 0,07 mm/rev (Figura 3.28b) ocorre uma diminuição da profundidade das tensões residuais compressivas (áreas azuis escuras com menores profundidades), mas estas ainda apresentam um caráter uniforme. Um novo incremento no valor do avanço de roleteamento para 0,16 mm/rev (Figura 3.28c), além de modificar novamente a profundidade em que as tensões compressivas são observadas, gerou um caráter periódico nas tensões residuais. Ao aumentar ainda mais o valor do avanço de roleteamento para 0,20 mm/rev (Figura 3.28d), este caráter periódico é acentuado, elevando a distância entre as regiões de tensão residual compressiva máxima.

Considerando a aplicação da simulação bidimensional ao roleteamento do aço AISI 4140, podem ser mencionados os estudos de Kumar *et al.* (2014) e Prabhu, Kulkarni e Sharma (2020), ambos realizados com o software ANSYS considerando a ferramenta de roletar como rígida e o material da peça como elastoplástico. Kumar *et al.* (2014) simplificaram o processo para duas dimensões considerando um plano que passasse pelo eixo

de rotação da peça, novamente considerando a situação em que o diâmetro do elemento rolante da ferramenta é bem menor do que o diâmetro da peça. O objetivo desse estudo foi avaliar numericamente as tensões residuais geradas no roleteamento. A rugosidade da superfície de uma peça torneada foi medida e o perfil de rugosidade inserido na simulação. O movimento da ferramenta de roletear foi controlado por meio da penetração máxima da ferramenta associada à força definida por meio de simulações prévias. Nesta simulação, foi considerada a rotação da ferramenta e o atrito entre as superfícies. Com relação ao coeficiente de atrito, foi utilizado um valor de coeficiente de atrito $\mu = 0,005$, já que este possui influência limitada. Os resultados das simulações indicaram tensões compressivas na superfície e subsuperfície, com máximos na subsuperfície. Com relação à variação da força de roleteamento, forças mais elevadas resultaram em tensões compressivas de maior magnitude e em maiores profundidades. Os valores de tensão residual superficial foram medidos por meio de difração de raios-X (aproximadamente - 400 MPa para a força de 250 N) e as variações máximas em relação à simulação foram de 10%.

Prabhu, Kulkarni e Sharma (2020) estudaram o roleteamento do aço AISI 4140 recozido e consideraram uma combinação de encruamento isotrópico e cinemático e a influência da taxa de deformação. A ferramenta e a peça foram discretizadas com elementos sólidos bidimensionais e a superfície da peça com mesma rugosidade da amostra torneada. O modelo e as condições de contorno utilizados podem ser observados na Figura 3.29. Na superfície da peça foi utilizada uma discretização com elementos menores a uma profundidade de até 1 mm. Estes elementos são cerca de três vezes menores do que os demais elementos utilizados para a peça.

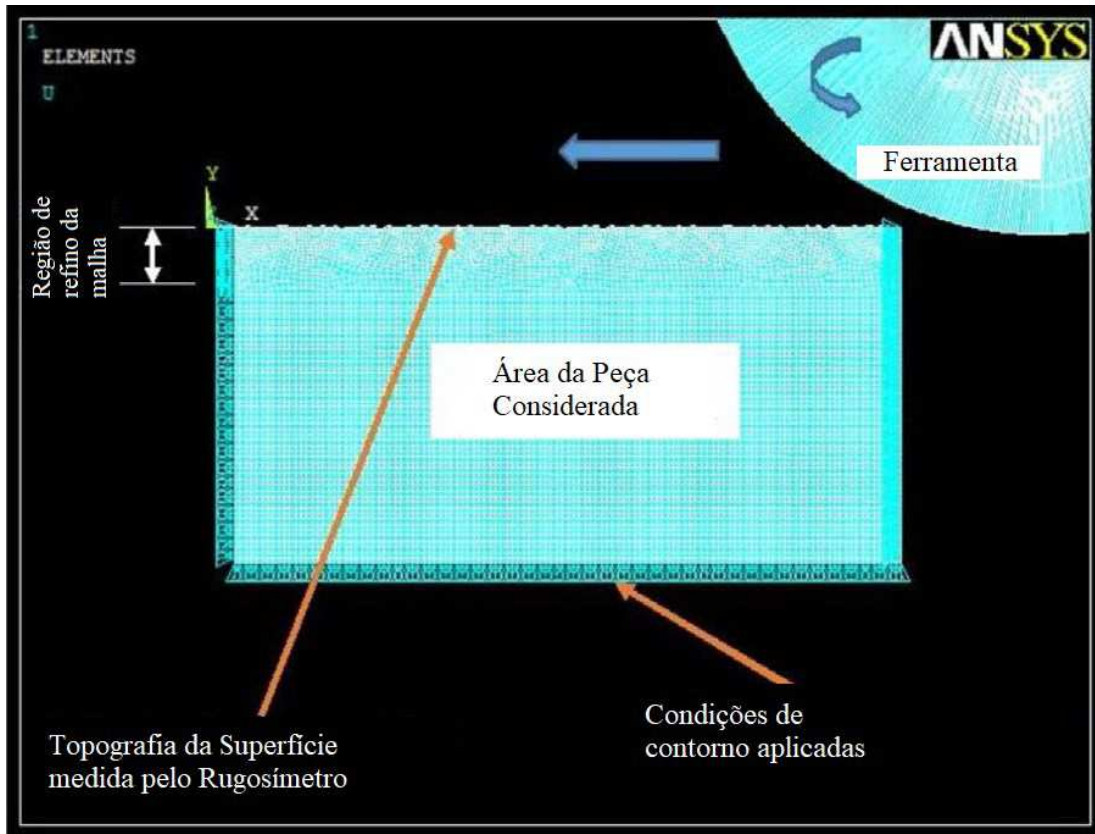


Figura 3.29: Modelo utilizado com condições de contorno e discretização indicadas.
 Fonte: Adaptado de Prabhu, Kulkarni e Sharma (2020).

Prabhu, Kulkarni e Sharma (2020) simularam o processo da seguinte forma: inicialmente a ferramenta é pressionada contra a peça até atingir uma determinada força. Em seguida, ferramenta é rolada sobre a superfície e por último a ferramenta é elevada para interromper o contato com a peça. Durante o contato, é considerado um coeficiente de atrito $\mu = 0,05$. Foram observadas tensões residuais de compressão na superfície e subsuperfície, com máximos a uma profundidade de 0,08 mm. A profundidade em que ainda foram observadas tensões compressivas foi ampliada com o aumento da força de roleteamento. As variações entre os valores experimentais medidos por difração de raios-X (-568,7 MPa) e os resultados numéricos (-509,8 MPa) foram menores do que 12%. Além disso, as tensões residuais da amostra torneada foram tratativas e passaram a ser compressivas após o roleteamento. A maior parte dos estudos bidimensionais aproximam o roleteamento por meio de indentações sucessivas, o que permite a avaliação da influência do avanço de roleteamento e também das propriedades dos materiais. No entanto, esta análise não considera a existência de contato ferramenta-peça durante todo o processo, condição que a princípio pode ser contornada com a consideração adotada por Prabhu, Kulkarni e Sharma (2020). Todas essas simulações, no entanto, só permitem a deformação do material em um plano, o que não acontece no processo

real. Ademais, as simulações consideram uma dimensão de peça de ordem de grandeza superior à da ferramenta.

Além das análises bidimensionais, alguns autores fizeram uma combinação das duas abordagens (2D e 3D) a fim de comparar os resultados obtidos. Yen, Sartkulvanich e Altan (2005) consideraram o roleteamento de uma peça plana com uma superfície semelhante a que seria obtida por aplainamento. O processo ocorre com a movimentação da ferramenta ao longo de um pico de rugosidade. Os autores também realizaram simulações bidimensionais e tridimensionais utilizando o software DEFORM. Tanto para as simulações 2D quanto 3D, a ferramenta foi considerada rígida e a peça elastoplástica (aço AISI 52100 com 62 HRC), considerando na região de contato um coeficiente de atrito de Coulomb $\mu = 1 \times 10^{-5}$. Em ambos os casos, a rugosidade após usinagem foi considerada na simulação. A simulação bidimensional considerou uma série de indentações em que a profundidade da indentação máxima foi utilizada como critério para que se alcançasse uma determinada força de roleteamento. A discretização da peça pode ser observada na Figura 3.30 a, onde a distância e amplitude dos picos de rugosidade podem ser observadas. A peça foi simulada com comprimento de 4 mm e profundidade de 2 mm. Foi utilizado um avanço de roleteamento de 0,06 mm/rev. As simulações 2D conseguiram identificar a profundidade de tensão compressiva mais intensa de forma adequada, porém, apresentaram problemas para os valores na superfície. A simulação tridimensional (Figura 3.30b) considerou, além da rugosidade, a velocidade de roleteamento. Tensões compressivas também foram identificadas para este caso, com valores mais próximos aos experimentais para a superfície e uma variação na profundidade dos valores máximos de tensão residual. Com relação à comparação entre os dois métodos, a simulação tridimensional conseguiu representar melhor o fluxo de material e a deformação da superfície.

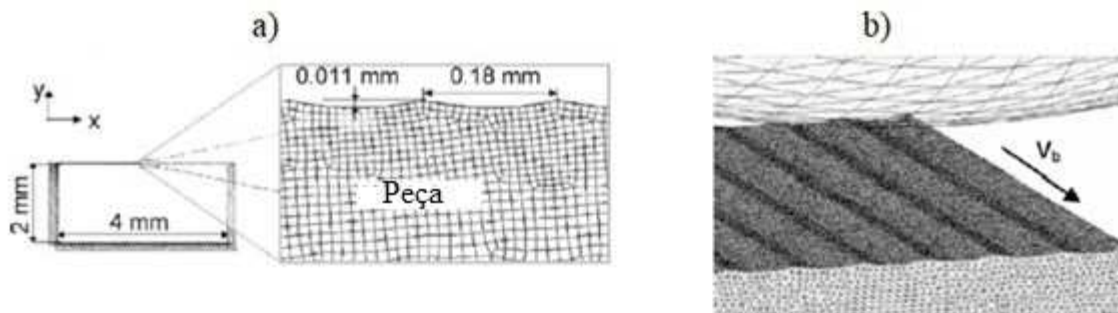


Figura 3.30: Discretização para os modelos: a) 2D e b) 3D
Fonte: Adaptado de Yen, Sartkulvanich e Altan (2005)

Sartkulvanich *et al.* (2007) também avaliaram por meio de elementos finitos e experimentalmente o roleteamento de peças planas de AISI 52100 com 58-60 HRC de dureza. O software DEFORM foi usado e inicialmente foi realizada a simulação de uma indentação e comparados os resultados com ensaios de indentação experimentais para validação das propriedades do material estudado. A ferramenta foi considerada rígida e a peça elastoplástica e devido à presença de fluido em abundância durante o processo, o coeficiente de atrito foi considerado nulo. A peça foi considerada plana pelo fato de seu diâmetro ser muito superior ao da ferramenta.

Sartkulvanich *et al.* (2007) consideraram as condições para a simulação 2D e 3D semelhantes às aquelas indicadas na Figura 3.30. A simulação 3D foi utilizada para a definição de uma relação entre a profundidade de penetração da ferramenta e a força de roleteamento utilizada. Após a definição das profundidades adequadas, foram realizadas simulações bidimensionais. A dimensão mínima necessária da peça para que a mesma não interferisse no resultado da simulação foi avaliada bidimensionalmente considerando uma única indentação. Após avaliar a influência da variação da dimensão da peça sobre o resultado das tensões, foi determinada uma dimensão mínima de 5 mm por 4,5 mm. A peça foi então discretizada com elementos tetraédricos, que diminuíram de tamanho ao se aproximar da superfície, atingindo 25 μm nesta região. A simulação foi novamente realizada por meio de sucessivas indentações distanciadas do valor de avanço de roleteamento. Foram avaliadas a rugosidade e as tensões residuais após o roleteamento. Observou-se que a ampliação do avanço foi capaz de aumentar o desvio aritmético médio (R_a). Também foi observado que as regiões logo abaixo dos picos de rugosidade apresentaram maiores deformações. Tensões residuais compressivas foram detectadas na superfície e subsuperfície, no entanto, a consideração de estado plano de deformações obtido pela simulação bidimensional fez com que os valores de tensões residuais na superfície fossem diferentes dos experimentais para a direção axial. Considerando a influência dos parâmetros de roleteamento, uma diminuição do avanço ampliou as tensões compressivas, já o aumento da força de roleteamento, além de ampliar os valores das tensões compressivas, fez com que estas fossem encontradas em maiores profundidades.

Han *et al.* (2021) avaliaram o roleteamento por meio de simulações 2D e 3D. A simulação bidimensional também foi realizada por meio de sucessivas indentações distanciadas do avanço de roleteamento, considerando a ferramenta de roletear como rígida e a peça com comprimento de 12 mm e espessura de 3 mm. A simulação 2D gerou tensões residuais compressivas na superfície e subsuperfície, porém apresentou valores inferiores aos experimentais. A simulação tridimensional considerou apenas uma parte da geometria da

peça, como indicado na Figura 3.31. Inicialmente, foram consideradas duas geometrias, uma delas com uma porção menor da peça, vide Figura 3.31a e outra com uma maior região (Figura 3.31b), sendo em ambos os casos utilizada uma região de maior refino da malha para a obtenção de resultados mais adequados (Figura 3.31c). Os autores compararam as duas e observaram que o maior setor (90°) apresenta resultados mais próximos do experimental.

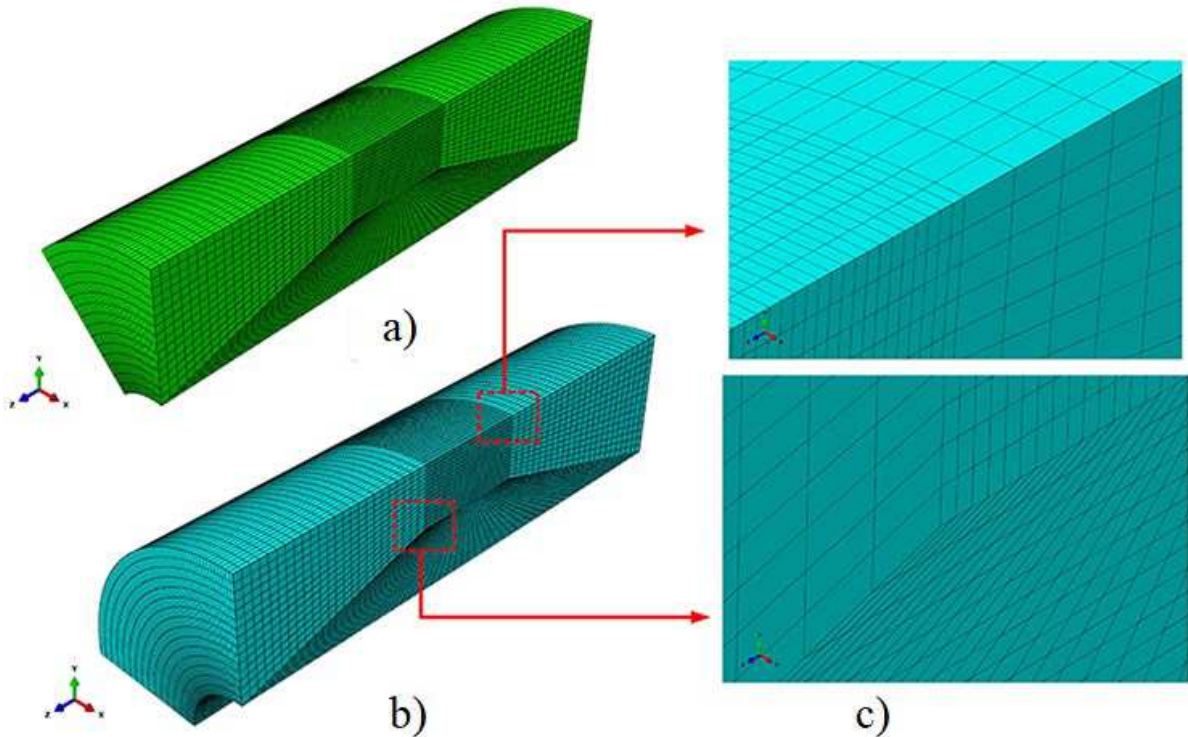


Figura 3.31: Modelagem 3D da peça: a) setor de 45° , b) setor de 90° e c) região de refino da malha
Fonte: Adaptado de Han *et al.* (2021)

Considerando que a geometria da Figura 3.31b proporcionou melhores resultados, esta foi utilizada para a avaliação da influência dos parâmetros de roleteamento. A variação de pressão de 20 MPa para 38 MPa fez com que os valores máximos e profundidades das tensões compressivas fossem ampliados. Em relação à sobreposição, a variação de 30 para 60% ampliou os valores de tensões compressivas em profundidades de até 300 μm . Já o aumento no número de passes de um para dois foi capaz de aumentar a intensidade das tensões residuais compressivas na superfície e subsuperfície.

O estudo por simulações 2D e 3D do roleteamento realizado por Rami *et al.* (2018) consideraram a ferramenta rígida e as propriedades do material (aço AISI 4140) foram definidas por meio do modelo de Johnson-Cook. O atrito no contato ferramenta peça foi definido como atrito de Coulomb com $\mu = 0,01$ devido à ação do fluido lubrificante. Para a

condição bidimensional, a peça foi considerada como um retângulo, já que foi assumido que o diâmetro da ferramenta deve ser de ordem de grandeza inferior ao da peça. A peça foi discretizada com 7571 elementos de diferentes dimensões, que se reduziam ao aproximar da superfície do material. A simulação 2D conseguiu identificar tensões compressivas na subsuperfície, no entanto de magnitude diferente daquelas obtidas por difração de raios-X. Outra consideração é a que em alguns casos a simulação indicou tensões trativas na superfície.

No caso da simulação 3D realizada por Rami *et al.* (2018), a peça foi definida assim como 1/8 do cilindro e com comprimento de 1,5 mm (Figura 3.32). Foram utilizados diferentes tamanhos de elemento para cada região da peça, iniciando com 300 μm e reduzindo até 5 μm nas regiões mais próximas a superfície. A penetração da ferramenta na peça foi calculada pela teoria de Hertz e a velocidade de roleteamento foi implementada na simulação. Durante a simulação, a ferramenta entra em contato com a peça em uma série de linhas distanciadas do valor do avanço. A condição tridimensional se aproximou de forma mais adequada dos valores experimentais, indicando tensões compressivas na superfície e subsuperfície. Já com relação aos parâmetros de roleteamento, forças mais elevadas e avanços mais baixos tenderam a gerar tensões compressivas de maior intensidade.

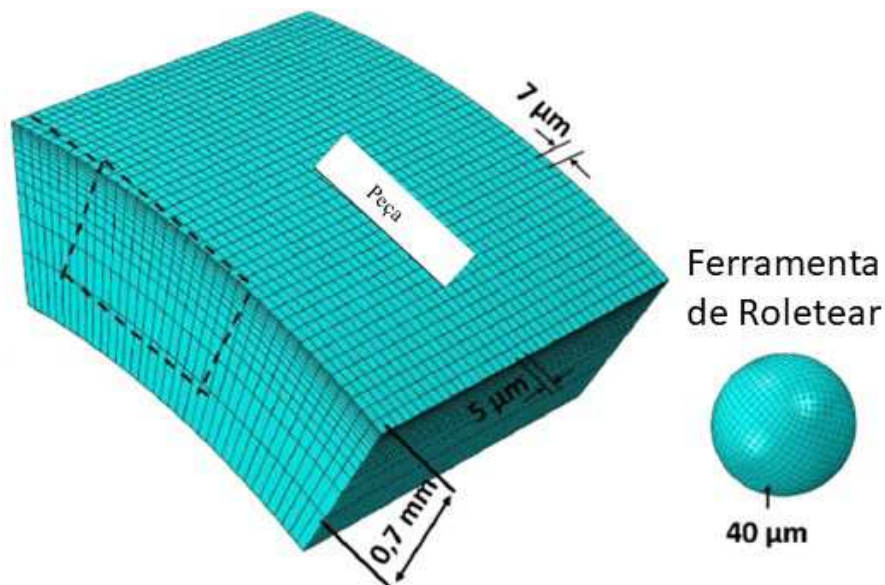


Figura 3.32: Geometrias utilizadas e estratégia de discretização.
Fonte: Adaptado de Rami *et al.* (2018)

Os estudos que compararam as simulações bi e tridimensionais indicaram, na maioria das vezes, que a condição 3D foi capaz de gerar resultados mais adequados. Isso

provavelmente ocorre porque na simulação 3D não há limitação de deformações no estado plano, o que se aproxima mais adequadamente do processo real de roleteamento. Além disso, com a utilização do modelamento tridimensional pode ser considerado não apenas o avanço, mas também a velocidade de roleteamento.

Deng *et al.* (2004) consideraram que devido à diferença de diâmetro entre a ferramenta (esfera) e a peça e ao fato de a esfera estar distante do eixo de rotação da peça, o problema poderia ser simplificado como um contato entre um plano e a esfera. A peça foi modelada como um paralelepípedo de 1,2 mm x 1,2 mm x 0,5366 mm (Figura 3.33a), considerando os picos de rugosidade com uma altura de 0,0366 mm. A pequena dimensão avaliada foi definida para reduzir o tempo computacional. A região da rugosidade foi modelada com elementos menores (Figura 3.33b) utilizando 63120 elementos e 71065 nós. O material da peça (aço C45) foi definido como elastopástico com encruamento isotrópico e sensível à taxa de deformação. As propriedades foram definidas por uma série de curvas tensão x deformação para cada condição considerada. Foi considerado um coeficiente de atrito $\mu = 0,01$.

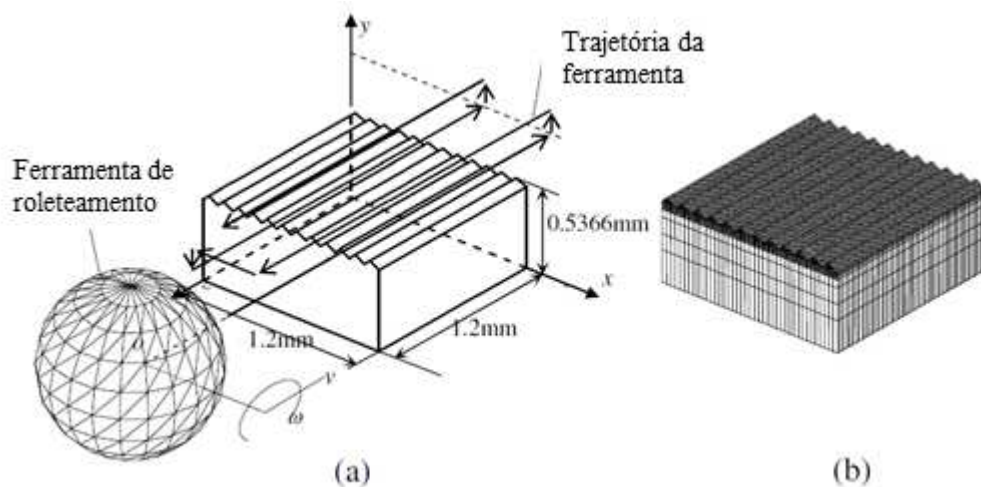


Figura 3.33: Modelagem do roleteamento: (a) trajetória da ferramenta e dimensão da peça avaliada (b) discretização da peça
Fonte: Adaptado de Deng et al. (2004).

O avanço, a força e o número de passes de roleteamento foram avaliados como parâmetros de entrada. Deng *et al.* (2004) observaram tensões residuais compressivas para todas as condições de roleteamento. A diminuição do avanço aumentou a magnitude das tensões residuais compressivas, comportamento atribuído a uma maior deformação proporcionada pelo avanço mais baixo. Com relação à força, sua ampliação acarretou máximos e profundidades de tensão compressiva mais elevados. O aumento do número de

passes também proporcionou maiores valores de tensões compressivas e maiores profundidades, comportamento atribuído a uma maior deformação tanto da superfície quanto de regiões abaixo desta.

Bouزيد Sai e Sai (2005) estudaram o roleteamento do aço AISI 1042 com o uso da simetria do processo para simplificar o modelamento. Foram considerados apenas um oitavo da ferramenta (esfera) e um oitavo da peça (modelagem tridimensional indicada na Figura 3.34). Devido a esta simplificação, o movimento foi limitado em todos os planos de simetria.

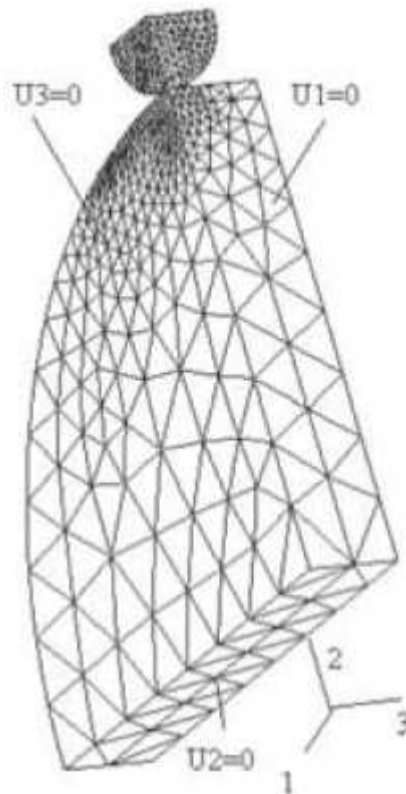


Figura 3.34: Modelamento e discretização do processo de roleteamento.
Fonte: Bouزيد Sai e Sai (2005).

A peça indicada na Figura 3.34 foi modelada utilizando 3465 elementos e a esfera com 2152. A ferramenta foi definida como elástica com um diâmetro de 9 mm e a peça como elastoplástica com encruamento isotrópico. Foi assumido que o material deve ter o mesmo comportamento sobre tração e compressão e os dados foram obtidos por meio de um ensaio de tração. A simulação consistiu em um único passe de roleteamento, avaliando posteriormente as tensões residuais obtidas, compressivas principalmente na subsuperfície (-60 MPa). O estudo considerou ainda a influência do avanço de roleteamento (entre 0,10 e

0,28 mm/rev) e identificou uma tendência de aumento na amplitude de rugosidade para avanços mais elevados, a qual foi sempre menor do que a condição inicial.

Klocke *et al.* (2009b) consideraram três geometrias no estudo de roleteamento (Figura 3.35) da liga Ti-6Al-4V, por representarem as possibilidades existentes durante a fabricação de peças para a indústria aeroespacial. O estudo foi realizado utilizando o software ABAQUS e o material da peça foi considerado elastoplástico com encruamento isotrópico e cinemático, com propriedades definidas por meio de ensaios experimentais. Já a ferramenta foi considerada como rígida devido à sua dureza (2400 HV) muito superior à do material da peça (450 HV). Já o atrito no contato ferramenta-peça é definido como atrito de Coulomb isotrópico.

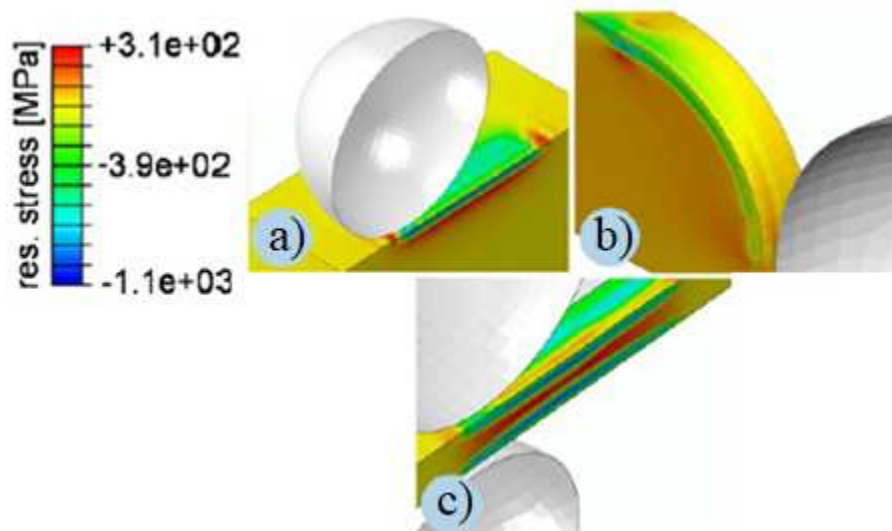


Figura 3.35: Diferentes geometrias consideradas na simulação: a) plana, b) raio e c) plana de pequena espessura. Fonte: Adaptado de Klocke *et al.* (2009b).

Para todas as condições indicadas na Figura 3.35, as geometrias foram simplificadas considerando apenas parte do material e algumas das possíveis simetrias. Na Figura 3.35a é representado o roleteamento de uma superfície plana, na Figura 3.35b o roleteamento de um raio e na Figura 3.35c de um material plano de pequena espessura. Em todos os casos pode ser observada uma tensão compressiva na superfície e subsuperfície do material. Os valores de tensão residual experimental foram utilizados para a validação daqueles obtidos em simulação e ambos apresentaram valores e comportamentos próximos, sendo a maior diferença observada para a condição de peças de pequena espessura. Segundo os autores, um refinamento da malha em regiões mais próximas à superfície poderia melhorar os resultados

obtidos, no entanto, um refino excessivo poderia se tornar proibitivo devido ao tempo computacional elevado.

Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) avaliaram o roleteamento da liga de alumínio Al7075-T6 utilizando o software ABAQUS. A ferramenta foi considerada rígida e as propriedades do material foram definidas por meio de um modelo de plasticidade cíclica. A ferramenta foi modelada como uma esfera e a peça foi simplificada como um setor, de acordo com o que pode ser observado na Figura 3.36a. As dimensões utilizadas para a peça foram um comprimento de 3 mm, um raio interno de 1 mm, um raio externo de 3,55 mm e um ângulo de 50°. A discretização (23040 elementos) pode ser observada na Figura 3.36b. Os resultados obtidos por Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) indicaram tensões residuais de compressão na superfície das amostras, novamente com valores máximos abaixo dela. Também foi observado que o aumento do número de passes e a diminuição do avanço tendem a induzir tensões mais compressivas na superfície.

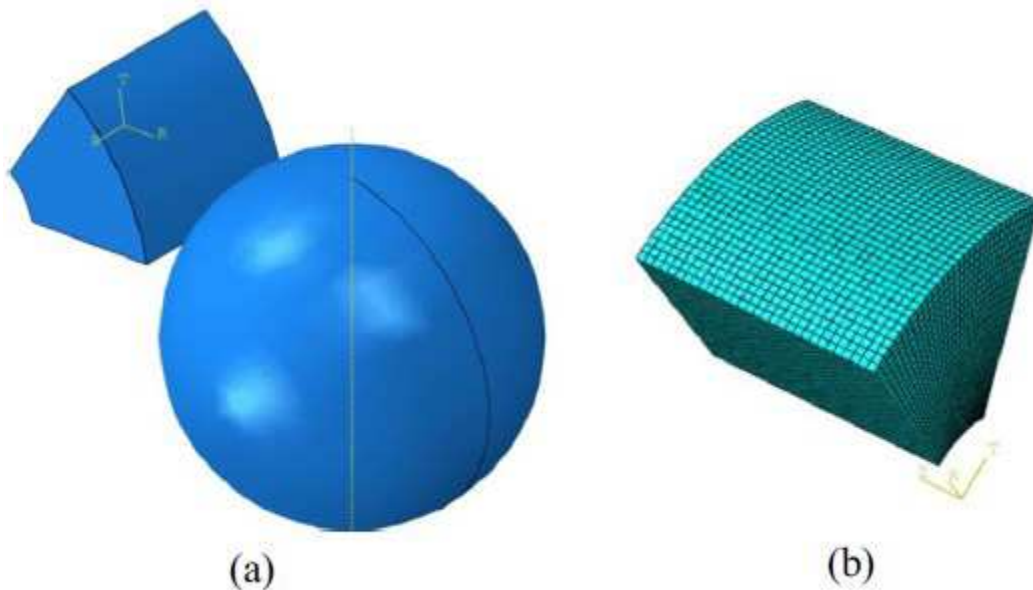


Figura 3.36: Modelo utilizado na simulação: (a) ferramenta esférica e peça (b) discretização da peça. Fonte: Adaptado de Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016).

Considerando os trabalhos que realizaram simulações tridimensionais de roleteamento utilizando como material da peça o aço AISI 4140, podem ser mencionados os estudos de Lyubenova e Baehre (2015), Kinner-Becker, Sölter e Karpuschewski (2020), Charfeddine *et al.* (2021), Kinner-Becker *et al.* (2021) e Kinner-Becker e Sölter (2023). Todos estes utilizaram uma peça de geometria plana e realizaram as simulações no software ABAQUS.

Lyubenova e Baehre (2015) consideraram a esfera de roleteamento rígida com elementos quadrilaterais e o material da peça foi modelado considerando encruamento cinemático bilinear alimentado por dados obtidos por ensaios de tração. No contato entre a ferramenta e a peça, foi considerado um atrito de Coulomb com $\mu = 0,1$. Para a discretização da peça foram utilizados elementos hexaédricos e estabelecidas três regiões distintas: a região mais próxima à superfície possui elementos de 0,025 mm, na segunda região os elementos vão ampliando de tamanho de 0,025 mm para 0,05 mm e na última eles se atingem 0,1 mm. A variação da força de roleteamento foi avaliada (25, 50, 75 e 100 N). Foi observado que, além de ampliar o caráter compressivo das tensões residuais, o aumento da força também foi capaz de ampliar a profundidade em que tensões compressivas ainda foram detectadas. Foi avaliada a influência de até 6 passes e observou-se que os passes adicionais não afetaram significativamente a intensidade das tensões compressivas na superfície, mas estenderam a profundidade em que elas ainda eram detectadas.

Kinner-Becker, Sölter e Karpuschewski (2020) estudaram o roleteamento do aço AISI 4140 temperado e revenido. O material foi caracterizado por meio de um ensaio de tração (tensão de escoamento um valor de 1429 MPa) e os dados gerados por esse ensaio foram utilizados na simulação. A ferramenta (esfera com diâmetro de 13 mm) foi definida como rígida. O comportamento de material foi considerado plástico com encruamento cinemático não linear. O modelamento da ferramenta e da peça pode ser observado na Figura 3.37. A peça possui uma diferenciação no refino de malha próximo à região de contato ferramenta-peça (indicado em vermelho na Figura 3.37). Para esta região foram utilizados elementos com tamanhos de 25 até 100 μm e até 1 mm na região mais afastada.

O tamanho da região de refino foi definido por meio de testes preliminares que buscaram alcançar um gradiente suavizado de tensões. Como condições de contorno foram definidas uma região inferior fixa e as laterais do material como deformáveis apenas naquele plano. A influência do número de passes foi avaliada e notou-se que o aumento deste parâmetro promoveu tensões residuais compressivas em maiores profundidades.

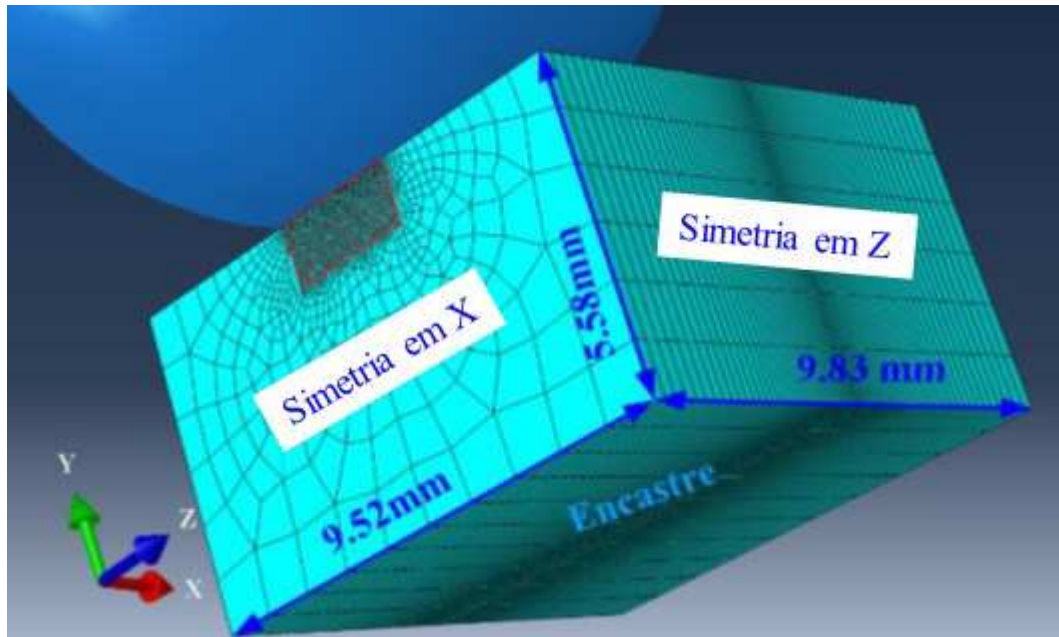


Figura 3.37: Modelagem da ferramenta de roletear e peça com destaque para a região de refino de malha. Fonte: Adaptado de Kinner-Becker, Sölter e Karpuschewski (2020)

Charfeddine *et al.* (2021) estudaram o roleteamento do aço AISI 4140 (46 HRC) após a operação de retificação, considerando a presença de tensões residuais de compressão anteriormente ao roleteamento. Pelo fato da esfera de roleteamento possuir uma dureza muito superior à da peça ela foi considerada rígida. O material foi considerado elastoplástico, com propriedades definidas pelo modelo de Johnson-Cook. A simulação consistiu em uma indentação inicial da ferramenta na peça, seguida do roleteamento com o rolamento da esfera e, por fim, da interrupção do contato. Segundo estes autores, é necessário cuidado com o tamanho dos elementos utilizados no modelo para aplicar um maior refino e assim evitar um tempo computacional muito longo. A região de refino precisa de elementos menores que o avanço de roleteamento e também menores que a área de contato ferramenta-peça.

Charfeddine *et al.* (2021) definiram a força de roleteamento utilizando duas estratégias distintas: por meio de uma profundidade de deformação calculada pelo contato de Hertz e utilizando valores experimentais de força. Além disso, foram utilizados diferentes coeficientes de atrito (0,03; 0,04; 0,05 e 0,06). Após a medição das tensões residuais experimentais e comparação com a simulação, concluiu-se que a utilização da força experimental proporcionou resultados mais adequados do que a simulação usando a deformação calculada por Hertz. No entanto, em todos os casos foram indicadas tensões residuais de compressão na superfície e subsuperfície do material. Com relação ao coeficiente de atrito, as tensões residuais só foram afetadas em uma das direções com variações em até 0,75 mm abaixo da

superfície, sendo a condição de $\mu = 0,03$ mais próxima ao valor experimental. Com relação à pressão (força) de roleteamento (10; 22,5; 30; 32,5 e 35 MPa) concluiu-se que seu aumento promoveu tensões residuais compressivas mais profundas e com valores elevados.

Kinner-Becker et al. (2021) avaliaram o roleteamento do aço AISI 4140 temperado e revenido para uma dureza de 47 HRC. O material foi considerado elastoplástico com encruamento cinemático (dados obtidos por um ensaio de tração) e a ferramenta foi considerada rígida (esfera com diâmetro de 6 mm). Um coeficiente de atrito de coulomb de 0,03 foi definido no contato ferramenta/peça. Foi utilizado um refinamento de malha em uma determinada região da peça conforme apresentado na Figura 3.37. Esta região de refino possui largura de 2 mm, profundidade de 1 mm e comprimento de 6 mm. Estas dimensões foram previamente testadas para avaliar se propiciariam um resultado homogêneo. Os autores observaram por meio das simulações e das medições por difração de raios-X que a elevação da força de roleteamento promoveu tensões residuais de compressão mais elevadas na superfície e em maiores profundidades. Para o ensaio experimental utilizaram a ferramenta Ecoroll HG6 com pressão de 152 bar, foi obtida uma tensão residual de -900 MPa na superfície.

Kinner-Becker e Sölter (2023) avaliaram o roleteamento do aço AISI 4140 considerando encruamento isotrópico da peça e $\mu = 0,03$ na região de contato ferramenta/peça. Novamente, o modelamento foi semelhante ao apresentado na Figura 3.37, com uma peça possuindo 6,6 x 6 x 10 mm e a região de refino 2,2 x 1 x 10 mm. Já a ferramenta possui diâmetro de 6 mm. As propriedades do material foram definidas em função de ensaios de tração-compressão com taxa de deformação controlada e os resultados experimentais de tensão residual foram obtidos por meio de difração de raios-X. As tensões residuais numéricas foram comparadas com os resultados experimentais e apresentaram correlação adequada, sempre indicando tensões residuais compressivas na superfície e subsuperfície. Kinner-Becker e Sölter (2023) consideraram as condições anteriores ao roleteamento com diferentes tensões residuais, (compressivas ou trativas e com diferentes intensidades). Após a simulação, foi observado que na região onde ocorreu a deformação plástica do material as tensões prévias tiveram pouca influência no resultado, sendo sempre detectadas tensões compressivas com um máximo na subsuperfície.

A maior parte dos estudos tridimensionais realizados abordam condições de peças planas ou com diâmetros superiores aos da ferramenta, principalmente para os estudos que envolvem o aço AISI 4140. Outra consideração pode ser feita com relação às propriedades

definidas para os materiais (condições de materiais elastoplásticas devem ser utilizadas para que se obtenha um resultado adequado).

Becerra-Becerra *et al.* (2023) realizaram uma revisão dos trabalhos publicados sobre o método dos elementos finitos aplicados ao roleteamento e observaram que a maior parte dos trabalhos utiliza os softwares Abaqus ou Ansys. Com relação aos materiais envolvidos, as ferramentas de rolear são normalmente consideradas rígidas (já que possuem elevados módulos de elasticidade e dureza) e a consideração destes componentes como elásticos prolonga o tempo computacional necessário sem alterar significativamente os resultados obtidos. Com relação aos materiais das peças, estes são na maioria das vezes considerados como elastoplásticos, e empregam-se ou o modelo constitutivo de Johnson-Cook ou a consideração do material como elastoplástico com encruamento isotrópico. Becerra-Becerra *et al.* (2023) mencionam ainda que as simulações tridimensionais tendem a gerar resultados mais satisfatórios e que normalmente são consideradas peças planas ou com diâmetro muito superior ao da ferramenta. Quando são utilizadas peças com diâmetros menores, como no caso de Majzoobi, Jouneghani e Khademi (2016) e Han *et al.* (2021), estas são modeladas apenas como pequenos setores. Han *et al.* (2021) já indicaram que o tamanho (nesse caso o ângulo) do setor é capaz de interferir nos resultados. Desta forma, uma modelagem e simulação que se aproxime do roleteamento de peças cilíndricas esbeltas com mais de um elemento rolante ainda não foi apresentado.

3.4. Considerações parciais

O roleteamento tem por objetivo a obtenção de características específicas nas superfícies de materiais metálicos. Normalmente são pretendidos valores mais baixos de rugosidade, aumento de dureza superficial e a indução de tensões residuais compressivas. Para que essas características sejam corretamente obtidas, é necessária a utilização de parâmetros adequados durante o roleteamento e a variação de um parâmetro de entrada ou a combinação de alguns deles nem sempre possui influência positiva sobre todos os parâmetros de saída.

Dentre os parâmetros de roleteamento, o mais influente é a força ou pressão de roleteamento, já que este é o principal responsável pela definição do grau de deformação ao qual o material será submetido. Dessa forma, este parâmetro deve sempre ser avaliado criteriosamente. Além da força, outro parâmetro importante é o avanço de roleteamento, o

qual também é capaz de alterar a intensidade do roleteamento, principalmente devido à sua influência sobre o fator de sobreposição e rugosidade da superfície roleteada. O número de passes também é capaz de alterar a intensidade do tratamento de roleteamento, devendo ser selecionado de forma a não produzir deformação excessiva.

Com relação à velocidade do roleteamento, não existe ainda um consenso sobre a sua influência, considerada não significativa por muitos autores. É válido ressaltar que muitos autores estudaram a variação deste parâmetro em faixas diferentes e com distintos materiais, o que pode ter influenciado os resultados obtidos, principalmente devido à sensibilidade à taxa de deformação de cada material. Além disso, os estudos utilizaram ferramentas de materiais diferentes, o que também pode ter afetado em alguns casos as características térmicas do processo. Uma das principais influências detectadas se deve à vibração durante o processo e não a uma influência específica da velocidade. Portanto, a variação da velocidade de roleteamento em uma faixa mais baixa não deve provocar alterações significativas.

Considerando a influência da rugosidade anterior ao roleteamento, este fator foi capaz de provocar variações de rugosidade mesmo após o roleteamento. No entanto, sua influência sobre a resistência à fadiga ainda não foi adequadamente considerada.

Como observado nos estudos previamente mencionados, um aumento da intensidade do roleteamento por meio da elevação da força tende a promover melhores resultados, mas pode ser prejudicial caso exceda um certo limite. Considerando o aço ABNT 4140 com 40 HRC, material estudado nesse trabalho, foi observado que o roleteamento sob pressão de 300 bar é suficiente para provocar uma deformação excessiva do material, sendo responsável por reduzir a resistência à fadiga em comparação ao roleteamento sob pressão mais baixa (LEAL, 2020). Com relação à resistência à fadiga do material da peça, é válido que se considere, além do número de ciclos atingidos, a topografia da fratura, já que esta pode apresentar características que auxiliem no entendimento do modo como ocorreu a falha.

Com relação a uso dos elementos finitos para o estudo do roleteamento, observou-se que a maior parte dos estudos não foi capaz de representar de forma adequada a condição do roleteamento de peças cilíndricas esbeltas com diâmetro próximo ao da ferramenta e que utilizem mais de um elemento rolante, já que na maioria das vezes são consideradas peças planas ou de grandes diâmetros. Além disso, fica evidente a necessidade de utilização de um modelo elastoplástico para que se alcance resultados adequados. No que se refere à ferramenta de roletear, é válida a consideração de uma ferramenta rígida, já que neste caso são conseguidos resultados adequados com uma redução no tempo computacional necessário.

4. METODOLOGIA

Este capítulo será dividido em duas partes, na primeira serão descritos os materiais e equipamentos e procedimentos utilizados nas análises experimentais durante a preparação dos corpos de prova, medição de rugosidade, realização dos testes de fadiga e análise da superfície, subsuperfície e fraturas. Na segunda serão descritas as considerações feitas para a análise numérica.

4.1. Análise experimental

Na Figura 4.1 está apresentado um fluxograma da metodologia experimental que será descrita nos itens a seguir.



Figura 4.1: Fluxograma da metodologia experimental.

4.1.1. Preparação dos corpos de prova

O material a ser estudado, aço ABNT 4140, foi adquirido na forma de barras cilíndricas com comprimento de aproximadamente um metro (serradas em peças mais curtas com 102 mm) e diâmetro de 15,87 mm para que fosse possível a fabricação dos corpos de prova de acordo com a geometria estabelecida no manual da máquina de ensaios de fadiga. A etapa de preparação dos corpos de prova foi dividida em quatro partes: torneamento de desbaste, tratamento térmico, torneamento de acabamento e roleteamento, detalhadas a seguir.

4.1.1.1. Torneamento de desbaste

Inicialmente os corpos de prova para os testes de fadiga passaram por uma operação de desbaste que foi realizada em um torno CNC ROMI Centur 30 S (potência do motor principal de 5,5 kW e rotação máxima de 3500 rpm). Em todas as etapas de usinagem foi utilizado suporte de torner externo Mitsubishi Carbide código ISO SVVCN 2020-K16N e insertos VCMT 160408 UE6110 (metal duro classe ISO P10 com revestimento multicamada TiCN-Al₂O₃-Composto de Ti) (MITSUBISHI MATERIALS, 2016).

Partindo da geometria da Figura 4.2a (blanque), o material foi inicialmente usinado parcialmente como apresentado na Figura 4.2b e posteriormente para atingir uma geometria próxima à geometria final do corpo de prova, porém com sobremetal de 0,5 mm (Figura 4.2c). O torneamento cilíndrico foi realizado a uma velocidade de corte (v_c) de 45 m/min, avanço (f) de 0,15 mm/rev e profundidade de usinagem (a_p) de 1,00 mm. Para o torneamento do perfil foi utilizado um avanço de 0,04 mm/rev para evitar a fratura súbita da ferramenta, já que para a produção do perfil foi necessária inicialmente uma profundidade de usinagem variável que poderia atingir valores de até 1,66 mm. Durante o desbaste, o material foi torneado usando fluido de corte em abundância. Posteriormente os corpos de prova foram conduzidos para o tratamento térmico. O material passou pelos tratamentos de têmpera e revenimento. Inicialmente, os corpos de prova foram aquecidos a uma temperatura de austenitização de 880 °C, seguido de têmpera em óleo a temperatura de 90 °C e revenimento a 480 °C por 120 minutos para a obtenção de uma dureza próxima a 40 HRC (ASM HANDBOOK, 1991). Foi utilizado para a têmpera o óleo mineral Houghto Quench G.



Figura 4.2: Geometria dos corpos de prova (comprimento de 100 mm): a) blanque, b) após o torneamento de desbaste parcial e c) após o término do desbaste.

4.1.1.2. *Torneamento de acabamento*

Após o tratamento térmico, os corpos de prova foram submetidos à operação de torneamento de acabamento. O acabamento utilizou o mesmo torno mencionado na etapa de desbaste, nesse caso o torneamento foi realizado a seco e utilizando velocidade de corte de 45 m/min, profundidade de usinagem de 0,5 mm e valores de avanço de torneamento (f) de 0,10; 0,15 e 0,20 mm/rev. O avanço de torneamento foi variado para se avaliar a influência da rugosidade após torneamento sobre a rugosidade e vida em fadiga das amostras roleteadas. Esses parâmetros foram selecionados com o auxílio do catálogo de ferramentas do fabricante das ferramentas de corte (MITSUBISHI MATERIALS, 2016), respeitando as recomendações bem como a limitação dos equipamentos disponíveis. Durante a etapa de acabamento a trajetória da ferramenta foi definida de modo que a profundidade de usinagem se mantivesse constante durante todo o passe, sendo utilizado um valor de 0,5 mm para todas as amostras. A Figura 4.3 apresenta um corpo de prova após o desbaste e tratamento térmico (Figura 4.3a) e após a operação de acabamento (Figura 4.3b).



Figura 4.3: Corpo de prova (comprimento de 100 mm): a) após desbaste e b) após do acabamento.

4.1.1.3. *Roletamento dos corpos de prova*

Após a etapa de acabamento, parte dos corpos de prova foi roleteada. O roletamento foi realizado no mesmo torno utilizado para as operações de desbaste e acabamento, por meio da fixação da ferramenta adequada: ferramenta de roletar hidrostática Ecoroll modelo HG6-20, que possui esferas de nitreto de silício com 6,35 mm de diâmetro. A ferramenta utilizada para o roletamento possui três esferas, igualmente espaçadas entre si, configuração que permite a realização do roletamento em peças com diâmetro entre 3 e 12,5 mm. As esferas são pressionadas contra o corpo de prova quando a bomba hidráulica de alta pressão é acionada. Para que seja possível acionar a bomba de alta pressão é necessário acionar primeiro a bomba auxiliar, que é responsável por conduzir o fluido (fluido sintético Petronas Mecafluid S3000 com concentração de 10% em água) do reservatório até a bomba de alta pressão. Um esquema deste sistema pode ser visualizado na Figura 4.4 (setas indicam sentido de escoamento do fluido).



Figura 4.4: Esquema do sistema de roletamento.
Fonte: adaptado de Ecoroll (2015).

Os corpos de prova foram roleteados variando os valores de pressão (100; 150 e 200 bar) e avanço de roletamento (0,06; 0,09 e 0,12 mm/rev) e utilizando uma velocidade fixa de 40 m/min, calculada para o menor diâmetro. A ferramenta de roletar é centralizada no eixo do torno com o auxílio de um relógio apalpador e a montagem experimental pode ser visualizada na Figura 4.5,. Apenas o comprimento útil do corpo de prova foi roleteado (região

com variação contínua no diâmetro e em destaque na Figura 4.6), já que esta é a região onde se espera que a fratura ocorra durante o teste de fadiga mecânica.

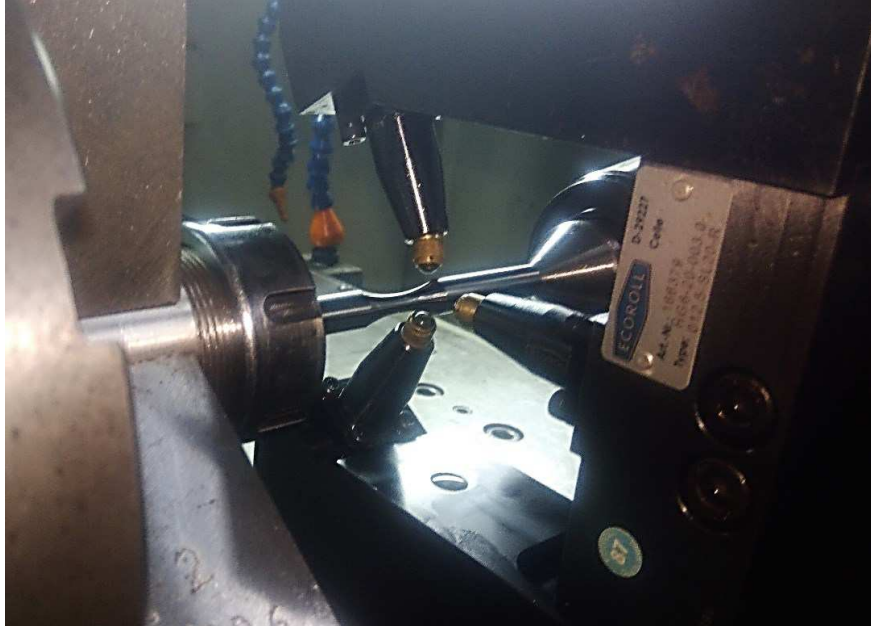


Figura 4.5: Montagem para roleteamento dos corpos de prova.



Figura 4.6: Corpo de prova (comprimento de 100 mm) com destaque para região roleteada.

Partindo, portanto, de um planejamento experimental fatorial completo com três fatores: avanço de torneamento (responsável para definição de diferentes faixas de rugosidade), avanço de roleteamento e pressão de roleteamento variados em três níveis (27 condições), vide Tabela 4.1, e realizando cada condição quatro vezes (teste mais três réplicas), tem-se 108 ensaios. Além dos corpos de prova roleteados foram separados três jogos com quatro corpos de prova em cada que sofreram apenas torneamento com três avanços diferentes para que os resultados pudessem ser comparados.

Tabela 4.1: Parâmetros utilizados nos testes.

Fator	Níveis		
	Menor	Médio	Maior
Avanço do torneamento f [mm/rev]	0,10	0,15	0,20
Avanço do roleteamento f_r [mm/rev]	0,06	0,09	0,12
Pressão de roleteamento P [bar]	100	150	200

Com o auxílio do *software* Minitab 17 foi gerada uma tabela com todas as condições experimentais ordenadas de forma aleatória (Apêndice B - Tabela B.1).

4.1.2. Caracterização química e mecânica do material

A análise química do material foi encomendada ao Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais - LAMAT do SENAI Itaúna e foi realizada por meio da técnica de espectrometria de emissão ótica utilizando o espectrômetro SPECTROMAXx. Após o tratamento térmico, a dureza Rockwell C de dez corpos de prova foi medida com um durômetro Starrett N° 3814 de acordo com a norma ISO 6508-1:2005. O ensaio de compressão foi realizado para a obtenção da tensão de escoamento do material, que posteriormente foi utilizada como referência para a definição da carga da fadiga. O ensaio de compressão utilizou sete corpos de prova com dimensões específicas (diâmetro de 8 mm e comprimento de 12 mm) que foram definidos em função da norma ASTM E09-09. Os ensaios foram realizados em uma máquina universal de ensaios marca Instron modelo 5582, com sistema de controle e aquisição de dados Blue Hill 2. Foi utilizada uma taxa de deformação de $0,005 \text{ min}^{-1}$. Foram obtidos com os ensaios as variações do comprimento em relação à força, posteriormente foram calculadas as deformações.

4.1.3. Medição da rugosidade

Após a preparação dos corpos de prova, realizou-se a medição de rugosidade de todas as peças com a utilização do perfilômetro de contato Hommelwerke modelo Hommel Etamic T8000. Neste equipamento a amplitude do deslocamento é detectada pela ponta cônica de diamante (90° e raio de $5 \mu\text{m}$) e pelo apalpador Tku 300/600 que varrem a superfície da peça (Figura 4.7). A movimentação do equipamento é controlada por um *software* específico (Turbo Wave), que também é responsável pela interface com o usuário.



Figura 4.7: Medição de rugosidade no perfilômetro.

Este equipamento permite a medição da rugosidade sem que a curvatura do corpo de prova venha a interferir nos resultados. Isso é possível devido à existência da função de nivelamento do *software* de análise das medições (*Hommelmap Expert 6.2*). Cada corpo de prova foi medido uma vez e a média dos valores para uma mesma condição (obtida a partir de quatro corpos de prova diferentes) foi utilizada para a representação da rugosidade em uma determinada combinação de parâmetros. A rugosidade foi avaliada para as amostras apenas torneadas e também para as amostras torneadas e roleteadas. Foram medidos os parâmetros de amplitude e os da curva razão de material (Rpk , Rk e Rvk) indicados no Quadro 4.1.

Quadro 4.1: Parâmetros de rugosidade avaliados.	
Símbolo	Nome
Ra	Desvio aritmético médio
Rz	Altura máxima do perfil
Rpk	Altura reduzida dos picos
Rk	Profundidade da rugosidade central
Rvk	Profundidade reduzida dos vales

Como Rz pode ser considerado a soma dos parâmetros altura máxima dos picos (Rp) e profundidade máxima dos vales (Rv), estes foram também avaliados. A análise de variância (ANOVA) foi empregada para se avaliar a influência dos fatores de roleteamento (pressão e avanço) e da rugosidade após torneamento sobre a rugosidade dos corpos de prova roleteados utilizando um nível de significância (α) de 0,05.

4.1.4. Microscopia óptica e análise topográfica.

Após a preparação, as superfícies dos corpos de prova foram analisadas por dois métodos: inicialmente foi utilizado microscópio óptico Olympus CX 31 equipado com a câmera Olympus LC3 para a avaliação das regiões centrais do corpo de prova tanto das amostras roleteadas quanto das torneadas, gerando imagens com diferentes ampliações. Foram obtidas imagens de todos os corpos de prova e algumas delas foram posteriormente selecionadas para apresentação por indicarem de forma mais adequada o comportamento de um determinado grupo de parâmetros.

Posteriormente as superfícies foram avaliadas pelo perfilômetro, equipamento capaz de gerar imagens tridimensionais das superfícies ao fazer várias varreduras igualmente espaçadas entre si (5,22 μm de distância) e combiná-las. Realizou-se uma varredura para cada condição de fabricação em uma região de 1,30 x 4,80 mm utilizando sempre os mesmos parâmetros de aquisição.

As imagens tridimensionais geradas pelo perfilômetro foram também utilizadas para a obtenção dos espectros de densidade espectral de potência de área (APSD - *Areal Power Spectral Density*). O APSD pode ser obtido pelo quadrado da amplitude da transformada rápida de Fourier (FFT) da topografia analisada, ao longo de seu comprimento (ASME, 2009; LEE, RATNAM e AHMAD, 2017). Este tipo de análise é capaz de identificar variações na superfície geradas pelos parâmetros de fabricação (por exemplo, o avanço) além de influências provenientes de vibrações e desgaste de ferramentas. (cada característica é identificada por um valor de frequência espacial, obtido pelo inverso do comprimento de onda) (WHITEHOUSE, 2002; GRZESIK, ŽAK e KISZKA, 2014). As análises de APSD são capazes de identificar variações na superfície de amostras roleteadas mesmo quando estas possuem valores de Ra estatisticamente iguais (OLIVEIRA *et al.*, 2022), e por isso esse tipo de análise foi utilizada no presente trabalho. Os espectros de APSD foram obtidos com o software MountaisMap. Além disso, foram também obtidas as rosas morfológicas que possibilitam a análise de direcionalidade de textura da superfície.

4.1.5. Testes de fadiga

Para o levantamento da vida em fadiga mecânica foi utilizada a máquina de fadiga por flexão rotativa Fatigue Dynamics RBF – 200 (Figura 4.8). Esta máquina possui uma massa

que ao ser deslocada define a tensão aplicada durante o ensaio (momento máximo de 22,6 N.m). A máquina possui ainda um potenciômetro que permite a seleção da rotação a ser utilizada durante os testes (rotação máxima de 10000 rpm). Além disso, um mostrador digital indica o número de ciclos realizados até o rompimento do corpo de prova.

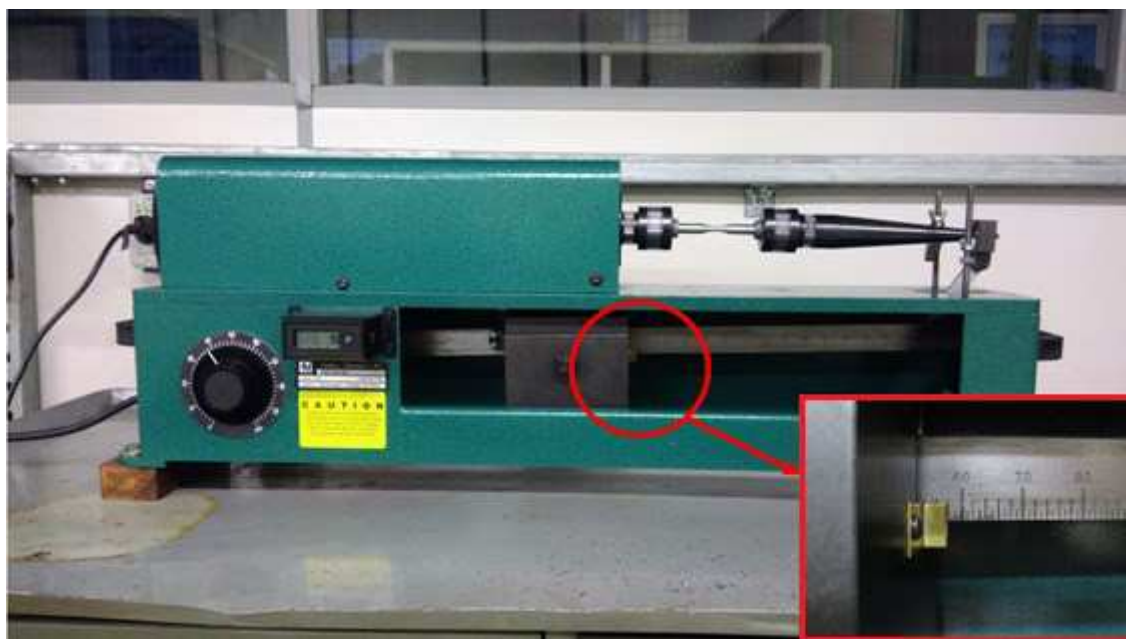


Figura 4.8: Máquina de fadiga com detalhe da carga definida.

A tensão aplicada durante os testes de fadiga foi definida como uma fração do limite de escoamento do material. Após realizar o ensaio de compressão, foi definido como valor da tensão de escoamento a tensão relativa a um valor de 0,2% de deformação. Partindo desse valor, foi definido o momento fletor a ser aplicado na máquina de fadiga para a aplicação da tensão desejada. Para a definição da fração da tensão de escoamento foram feitos testes preliminares que buscaram determinar um valor de tensão aplicada que permitisse a realização de ensaios de fadiga de alto ciclo. Os primeiros testes foram realizados com um valor de momento fletor correspondente a aproximadamente 52% da tensão de escoamento, no entanto, esta porcentagem não foi suficiente para provocar a ruptura das amostras roleteadas antes que elas atingissem vida infinita. Dessa forma, foi utilizado um momento fletor correspondente a 62% da tensão de escoamento (851,01 MPa).

Foi selecionada uma velocidade de rotação de 5000 rpm, valor superior à frequência de ressonância da máquina. A verificação da rotação foi conferida com o auxílio do contador da máquina e de um cronômetro. Este valor deve ser verificado principalmente após a aplicação da carga, que pode levar a uma desaceleração do motor. Durante os testes, o valor

da rotação foi novamente verificado para evitar que variações venham a interferir no comportamento em fadiga do material. Para cada corpo de prova foi registrado o número de ciclos até a sua ruptura. Os valores obtidos para as amostras roleteadas foram avaliados por meio da ANOVA realizada no software Minitab, com um nível de significância (α) de 0,05.

4.1.6. Análise de fratura

Após a realização dos testes de fadiga, alguns corpos de prova foram selecionados com o auxílio do microscópio estereoscópico Olympus SZ61 para análise da região fraturada. Posteriormente foi feita a análise com o auxílio do microscópio eletrônico de varredura (MEV) Quanta 200 FEG do Centro de Microscopia da UFMG.

As imagens do MEV foram feitas inicialmente com a maior ampliação que permitisse observar a área da seção fraturada como um todo (ampliação de 22 vezes utilizando uma tensão de 30,0 kV e uma distância de trabalho de aproximadamente 37 mm). Em seguida, foi feita uma análise mais localizada utilizando ampliações maiores em busca de regiões que auxiliassem na definição da trajetória de propagação da fratura.

4.1.7. Ensaio de microdureza e análise da microestrutura

Para os ensaios de ultra-microdureza e análise da microestrutura foram selecionados os corpos de prova relacionados aos valores extremos de rugosidade após torneamento e também valores extremos de pressão de roleteamento, mantendo o avanço de roleteamento na condição intermediária. Essas condições foram escolhidas porque a pressão de roleteamento é considerada pela literatura como um dos parâmetros mais importantes e pelo fato da avaliação da influência da rugosidade após torneamento ser um dos diferenciais deste trabalho. Estes corpos de prova foram cortados com a cortadora metalográfica de precisão ISOMET 1000 de forma que fosse possível a análise na seção transversal. Posteriormente eles foram embutidos, lixados e polidos e então atacados com Nital 2 %.

As medições de ultra-microdureza foram realizadas utilizando o ultra-microdurômetro Shimadzu DUH-211S no modo *load-unload* com o indentador Berkovich e força de 200 mN. Foram feitas medições de 0,03 até 0,30 mm de profundidade, com o espaçamento entre as

medições de 0,03 mm. Já a análise de microestrutura foi realizada com as imagens obtidas com o MEV Jeol JSM-IT300.

4.2. Análise numérica

Nessa etapa serão descritas as considerações e procedimentos adotados para a modelagem e análise numérica do roleteamento. A análise foi realizada por meio do método dos elementos finitos utilizando o software ANSYS 2023. O fluxograma desta etapa está indicado na Figura 4.9.

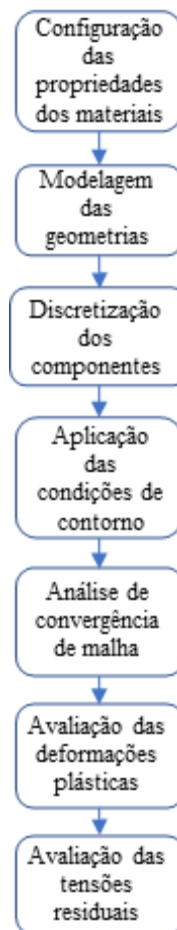


Figura 4.9: Fluxograma da simulação

Inicialmente foram definidas as propriedades mecânicas que seriam atribuídas a cada uma das geometrias envolvidas na simulação. Neste caso, foram considerados a ferramenta de roletear e o corpo de prova. A ferramenta de roletear foi considerada como rígida e composta de duas partes, gaiola e esfera. Já o material do corpo de prova foi definido como

elastoplástico com encruamento isotrópico e seguindo um comportamento bilinear (uma reta para a região de comportamento elástico e outra para a região plástica). Os valores utilizados para a definição das propriedades do material foram obtidos por meio do ensaio de compressão. O gráfico do comportamento mecânico inserido no software é apresentado na Figura 4.10.

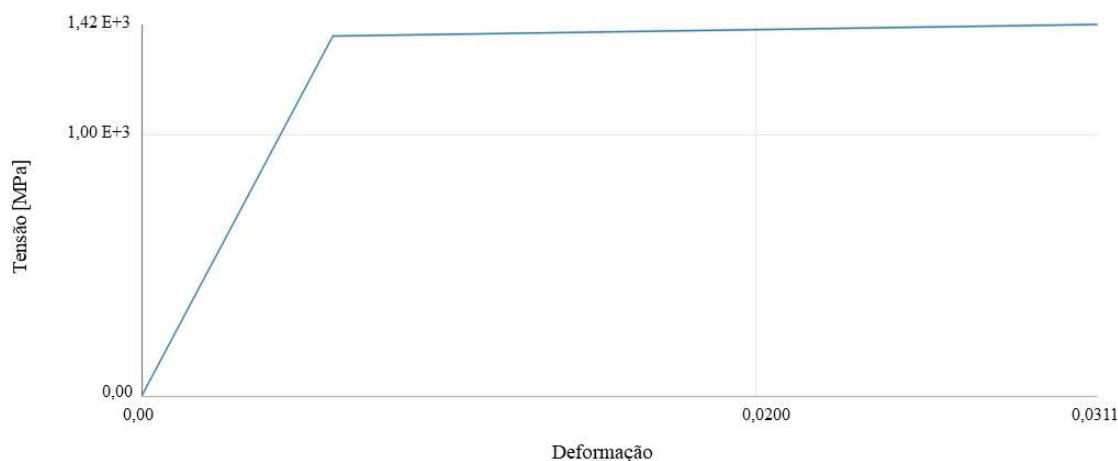


Figura 4.10: Curva com comportamento bilinear considerada pelo software.

Com relação à modelagem das geometrias ela foi realizada com um software CAD. Para o corpo de prova foi considerado o diâmetro crítico da amostra de fadiga (4,765 mm), já que essa é a região de interesse no ensaio de fadiga, e para a ferramenta foram utilizados três conjuntos gaiola-esfera montados a 120° como a condição experimental indicada na Figura 4.5. As esferas possuem diâmetro de 6,35 mm. Além do corpo de prova e da ferramenta, foram inseridas geometrias de encosto responsáveis por transmitir os movimentos à peça.

Considerando a discretização, foram utilizados para todos corpos envolvidos elementos de segunda ordem (elementos que possuem nós nos vértices e nós intermediários entre estes). O modelo numérico proposto é indicado na Figura 4.11. Para as gaiolas (suporte das esferas) foram utilizados elementos tetraédricos e no restante dos corpos utilizou-se elementos hexaédricos.

Com relação às condições de contorno os deslocamentos (U), velocidades (V) e rotações (R) das geometrias de encosto foram restringidos em dois eixos, fazendo com que o corpo de prova pudesse deslocar em uma única direção ($U_x = U_y = V_x = V_y = R_x = R_y = 0$; $U_z \neq V_z \neq R_z \neq 0$). As esferas foram consideradas como totalmente livres ($U_x \neq U_y \neq U_z \neq V_x \neq V_y \neq V_z \neq R_x \neq R_y \neq R_z \neq 0$), já que na condição experimental elas podem girar em quaisquer direções. O posicionamento das esferas é definido pelas gaiolas, que podem se

deslocar radialmente em relação à peça e são responsáveis pelo controle da força de roleteamento.

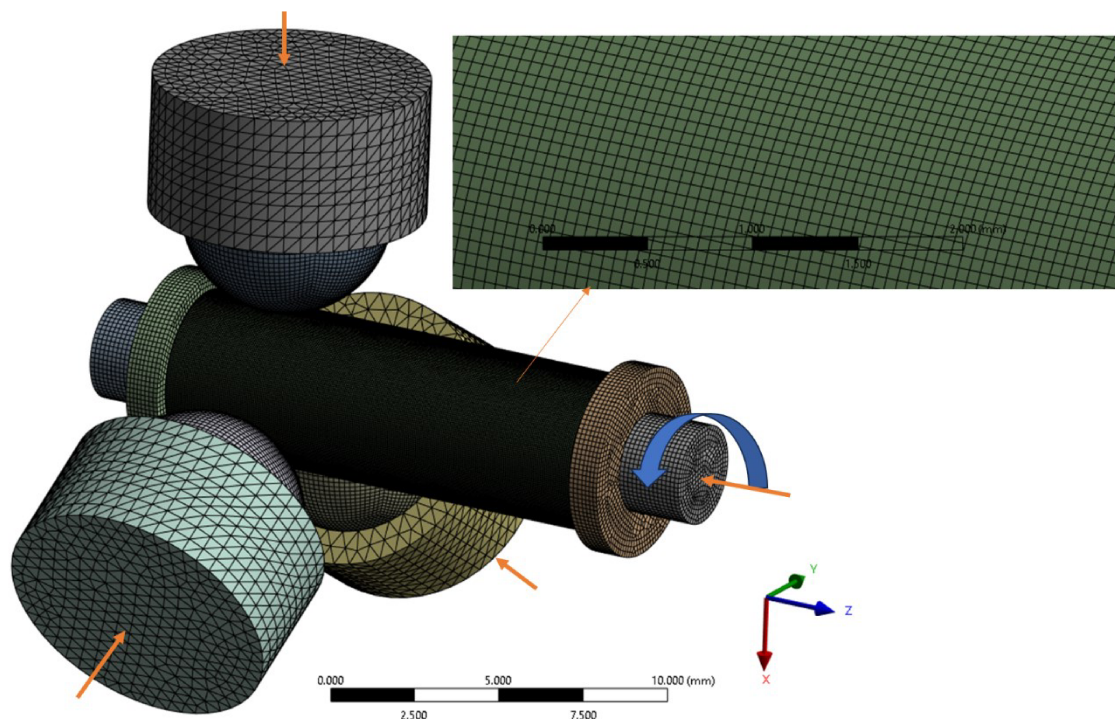


Figura 4.11: Geometrias e estratégias de discretização utilizadas com detalhe para os elementos da peça.

O modelo de atrito Coulombiano foi utilizado para descrever o contato existente entre a esfera e o material a ser roleteado e o valor adotado foi de $\mu = 0,2$, considerando o ensaio pino sobre disco realizado por Oliveira (2022). A força realizada pelo ensaio foi obtida por meio da pressão aplicada e pela área da seção transversal da ferramenta. Para definir a profundidade de penetração da ferramenta na peça, ensaios preliminares que remeteram a um ensaio de indentação foram realizados para cada valor de força. Neste caso, durante os ensaios de roleteamento a ferramenta inicialmente penetra na peça até que atinja a profundidade relacionada a cada valor de força predeterminado. Os valores foram calculados para cada um dos três valores de pressão utilizados (100, 150 e 200 bar), sendo consideradas penetrações de 0,025; 0,035 e 0,040 mm respectivamente. A penetração da ferramenta foi definida pelo movimento radial da gaiola em relação ao eixo de rotação peça. Esta estratégia difere da maior parte dos estudos citados anteriormente, que utilizam o contato de Hertz para a definição da penetração da ferramenta na peça.

Depois de alcançado o valor de força definido, o movimento de translação da peça em relação à ferramenta foi iniciado para a geração do movimento de avanço. A velocidade de

roleteamento foi mantida constante enquanto o avanço foi variado em três níveis, conforme o trabalho experimental (0,06; 0,09 e 0,12 mm/rev). Para cada avanço foi calculada a velocidade de avanço correspondente, a qual foi atribuída à geometria de encosto.

Para definição das dimensões dos elementos utilizados em cada geometria, foi realizado um estudo de convergência, que resultou em uma discretização utilizando elementos com as seguintes dimensões (Tabela 4.2). Para a esfera foi utilizado o maior elemento que não ocasionava erro de contato entre a esfera e a peça. Para o material foram utilizados valores cada vez menores até que se alcançasse uma resposta com um gradiente adequado (sem variações bruscas). Nesse caso foram utilizados elementos de 0,20; 0,15; 0,10 e 0,07 mm, sendo escolhido como valor adequado o 0,06 mm.

Tabela 4.2: Dimensões dos elementos utilizados na simulação

Região	Tamanho do elemento [mm]
Geometria de encosto	0,15
Gaiolas em contato com esfera	0,50
Esfera	0,12
Material a ser roleteado	0,06

Os valores das deformações plásticas e tensões residuais obtidas para cada combinação de valores dos parâmetros de avanço de roleteamento f_r e pressão de roleteamento P foram avaliados após a simulação.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta seção serão apresentados os resultados obtidos nos testes e medições realizados neste trabalho, bem como as análises do comportamento de cada parâmetro avaliados na seguinte ordem: Caracterização química e mecânica do material, rugosidade, topografia da superfície processada, vida em fadiga, topografia da região fraturada, microdureza e microestrutura.

5.1. Material

A primeira etapa de caracterização do material estudado foi a de análise da composição química, a composição do aço ABNT 4140 é apresentada na Tabela 5.1 e no Apêndice A.

Tabela 5.1: Composição química do aço ABNT 4140 obtida por espectrometria de emissão ótica.

Elementos	Concentração [% peso]
Carbono	0,39 ± 0,01
Silício	0,24 ± 0,01
Manganês	0,80 ± 0,01
Cromo	0,97 ± 0,01
Molibdênio	0,20 ± 0,01
Fósforo	0,02 ± 0,01
Enxofre	0,01 ± 0,01
Níquel	0,02 ± 0,01
Alumínio total	0,03 ± 0,01
Cobre	0,15 ± 0,01
Nitrogênio	0,01 ± 0,01
Ferro (Balanço)	97,11
Outros	0,05

Fonte: Relatório de análise química LAMAT – SENAI Itaúna

Após o tratamento térmico obteve-se para o material uma dureza média de 41 ± 1 HRC. Os dados de tensão e deformação foram corrigidos para o módulo de elasticidade do material e estão mostrados na Figura 5.1 que apresenta uma curva para cada corpo de prova ensaiado.

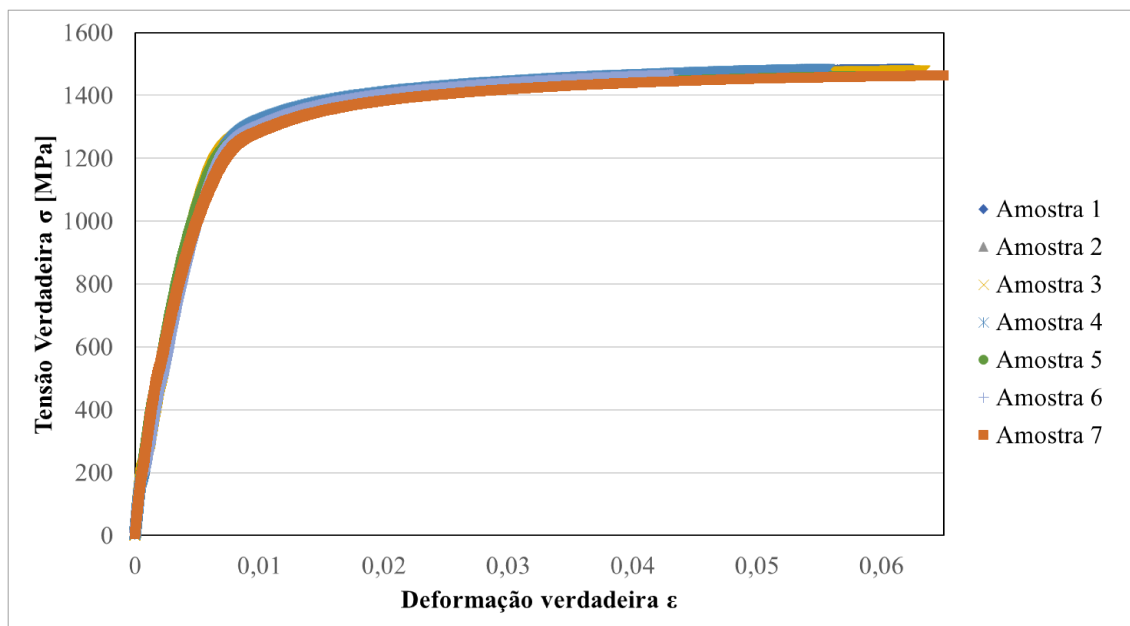


Figura 5.1: Curvas tensão versus deformação verdadeira do aço ABNT 4140.

Os dados mostrados na Figura 5.1 permitem uma análise do comportamento do material, a partir desses dados foi definido o valor da tensão de escoamento do material. A média dos valores de tensão de escoamento obtidos para todas as amostras foi de $1377,8 \pm 14,5$ MPa

5.2. Rugosidade

Inicialmente serão apresentados os valores obtidos para as amostras torneadas, já que o trabalho também pretende avaliar a influência da rugosidade antes do roleteamento. Posteriormente serão avaliados os valores dos corpos de prova roletados. Os valores obtidos para todas as condições estão apresentados nas Tabelas B.2 e B.3 do Apêndice B.

5.2.1. Rugosidade após o torneamento

Considerando as amostras torneadas, foram analisados os valores de rugosidade gerados para cada nível de avanço (0,10; 0,15 e 0,20 mm/rev). Para essa análise foi escolhido o desvio aritmético médio R_a , pois apesar de terem sido usados valores distintos de avanço no torneamento de acabamento, ainda é necessário confirmar se os valores obtidos de rugosidade são estatisticamente diferentes. O gráfico obtido para os valores de R_a das amostras torneadas para cada valor de avanço de torneamento pode ser observado na Figura 5.2.

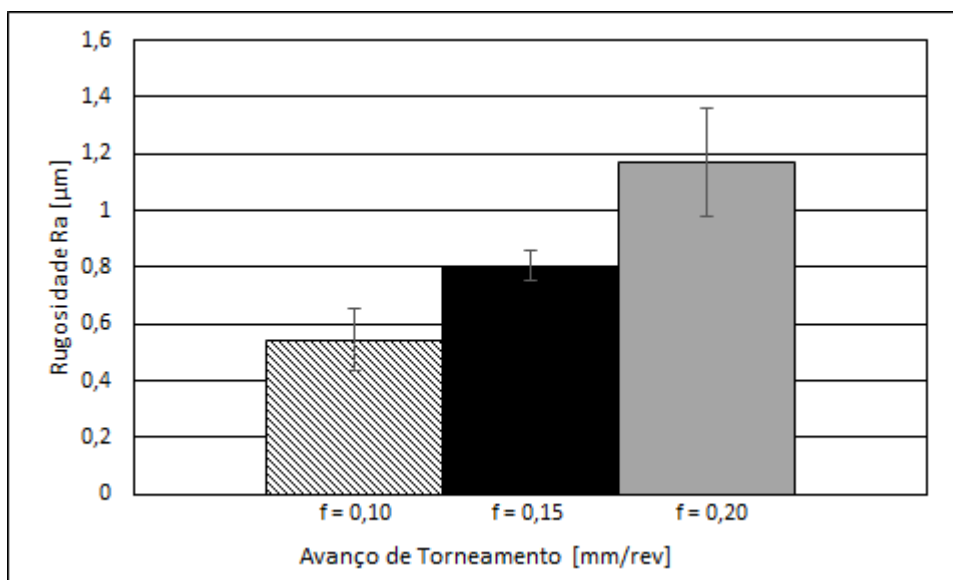


Figura 5.2: Variação do desvio aritmético médio Ra das amostras torneadas.

Ao observar o gráfico da Figura 5.2 pode-se perceber uma tendência de aumento da rugosidade com a ampliação do avanço. Avanços mais elevados além de ampliarem a força de usinagem, também aumentam a distância entre os picos gerados provocando uma elevação na rugosidade. As barras de erro da Figura 5.2 indicam inicialmente que existe uma diferença entre os valores. A comprovação de uma diferença estatística foi feita por meio da análise de variância (ANOVA), mais especificamente do teste de Tukey, realizado com intervalo de confiança de 95%.

O teste de Tukey avalia a diferença estatística entre conjuntos de dados. Esse teste fornece duas possíveis respostas: todas as médias são iguais (hipótese nula) ou existe diferença em pelo menos uma das médias (hipótese alternativa). Para que se possa rejeitar ou não a hipótese nula deve-se avaliar o p-valor. Caso esse seja igual ou inferior ao nível de significância (α) pode-se rejeitar a hipótese nula. O resultado do teste de Tukey para rugosidade após torneamento pode ser observado na Tabela 5.2, onde verifica-se que o p-valor é menor que α e, portanto, a hipótese nula pode ser rejeitada, indicando que há uma diferença estatística entre os valores.

Tabela 5.2: Teste de Tukey para Ra das amostras torneadas.

Fonte	Soma dos quadrados	p-valor
Fatores	0,8002	0,000
Erro	0,1549	
Total	0,9551	

Para verificar a validade do modelo é necessária a análise dos resíduos, que define se as considerações necessárias para a ANOVA são válidas para esse conjunto de dados. Esta análise está apresentada no APÊNDICE C. Após a confirmação da normalidade dos dados por meio da análise dos resíduos pode-se então continuar a avaliação do resultado fornecido pelo teste de Tukey. Esse resultado é apresentado na Figura 5.3 e exibe a comparação entre as médias de duas condições, indicando se existe ou não diferença por meio do intervalo. Caso o intervalo contenha o zero, não existe diferença entre as duas condições avaliadas. Como nenhum dos intervalos apresentados na Figura 5.3 contém o zero, pode-se afirmar que os valores de rugosidade iniciais são, portanto, diferentes. Deve-se considerar também o valor do coeficiente de determinação R^2 e do coeficiente de determinação ajustado $R^2\text{-aj}$, que nesse caso apresentaram valores de 83,78 % e 80,17%, respectivamente. Esses valores indicam a capacidade do modelo de explicar a variação da rugosidade com o avanço.

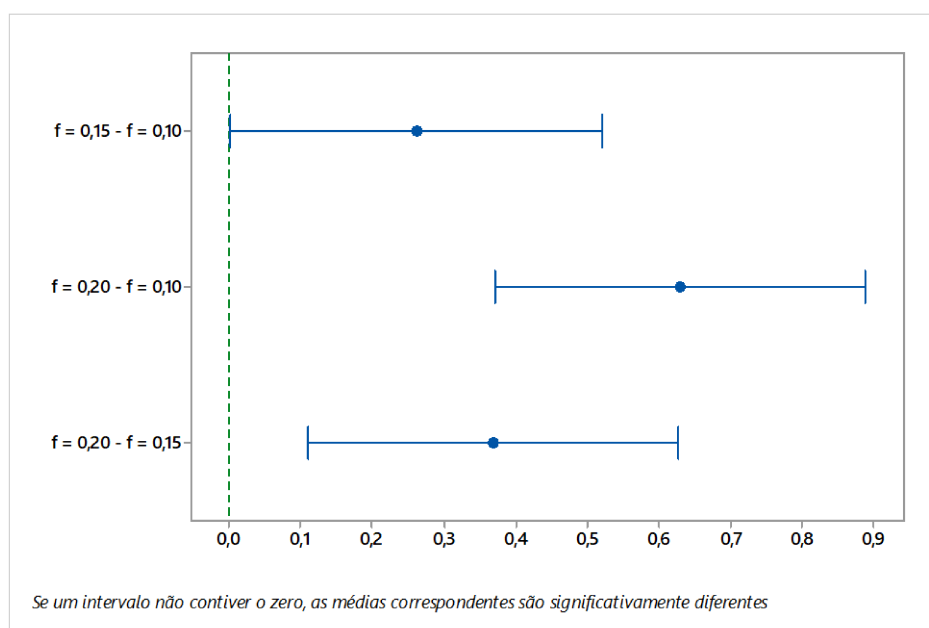


Figura 5.3: Intervalos de confiança simultâneos de 95% de Tukey.

Na Tabela 5.3 é apresentada a média de rugosidade para cada condição, obtida pelo teste de Tukey. Por meio do teste em questão é possível confirmar que os valores de avanço de torneamento utilizados foram capazes de provocar uma variação significativa de uma condição para a outra e pode-se considerar a rugosidade após torneamento como um dos parâmetros de entrada na análise dos resultados dos testes de roleteamento.

Tabela 5.3: Valores de Ra médio obtidos pelo teste de Tukey.

Fator f [mm/rev]	Média Ra[μm]
0,10	0,54
0,15	0,80
0,20	1,17

Desta forma, os três níveis de entrada modificados por meio dos valores de avanço de torneamento serão representados pelos valores de rugosidade Ra de 0,54; 0,80 e 1,17 μm , respectivamente, e indicados como o parâmetro Ra-torneado.

5.2.2. Rugosidade após o roleteamento

Considerando o comportamento dos valores observados na seção anterior pode-se prosseguir com a análise das amostras roleteadas considerando como fatores de entrada a rugosidade após o torneamento, o avanço de roleteamento e a pressão de roleteamento.

5.2.2.1. Parâmetros Ra e Rz

O primeiro parâmetro a ser discutido será o desvio aritmético médio Ra (Figura 5.4), devido ao fato de ter sido tomado como parâmetro para a avaliação da rugosidade dos corpos de prova após o torneamento. A Figura 5.4a apresenta as médias e desvio padrão para todos os parâmetros utilizados, já a Figura 5.4b apenas para as amostras roleteadas.

Na Figura 5.4a pode-se observar a variação de amplitude da rugosidade entre as amostras apenas torneadas e as torneadas e roleteadas. O roleteamento foi capaz de reduzir substancialmente a amplitude do parâmetro Ra para todas as condições utilizadas. Além disso, o roleteamento parece ainda diminuir a influência da rugosidade após torneamento, já que para algumas das combinações de parâmetros os valores são próximos, como pode ser observado na Figura 5.4b. No entanto, parece existir uma influência da rugosidade após torneamento, já que os maiores valores de Ra das amostras roleteadas ainda foram observados na maioria dos casos, para as amostras fabricadas com Ra-torneado = 1,17 μm . Ainda observando a Figura 5.4b, percebe-se que parece existir uma relação entre amplitude da rugosidade e o avanço de roleteamento, ou seja, valores de avanço de roleteamento mais elevados provocam valores de Ra mais altos. Comparando os valores obtidos com o maior avanço de roleteamento parece ainda existir uma relação entre a amplitude de Ra e a pressão de roleteamento, isto é, pressões de roleteamento mais altas provocam a elevação de Ra. Esse

comportamento não pode ser observado de forma clara para os demais valores de avanço de roleteamento.

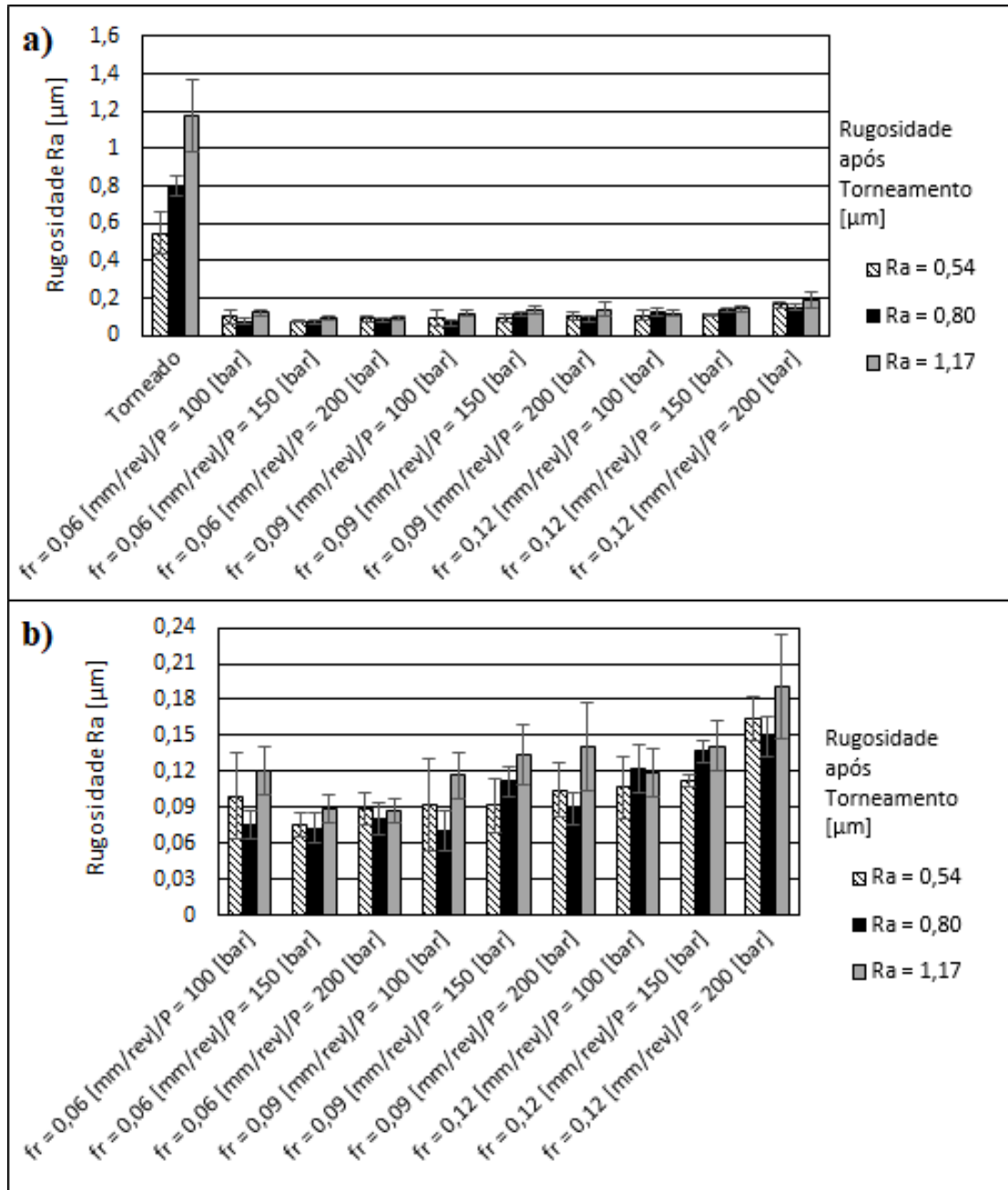


Figura 5.4: Variação do desvio aritmético médio (Ra) em função da rugosidade após torneamento, pressão e avanço de roleteamento: a) todas as amostras e b) somente as roleteadas.

A partir dos dados utilizados para a geração da Figura 5.4b foi feita a análise estatística de rugosidade. O objetivo dessa análise foi estabelecer a influência de cada parâmetro de entrada sobre a resposta estudada. Inicialmente devem ser considerados os p-valores e existem duas condições possíveis: o efeito desse fator é significativo (p-valor menor ou igual a α) ou o efeito do fator não é significativo (p-valor maior que α). O resultado dessa

análise para o parâmetro Ra está apresentado na Tabela 5.4 e é possível afirmar que todos fatores (Ra-torneado, fr e P) foram significativos, bem como a interação entre avanço de roleteamento e pressão. A maior contribuição foi a do avanço de roleteamento. Já a interação fr - P foi a segunda mais significativa, a rugosidade após torneamento foi o terceiro fator mais significativo e a menor contribuição foi a da pressão de roleteamento.

Tabela 5.4: ANOVA para Ra das amostras roleteadas.

Parâmetro/Interação	Soma dos quadrados	p-valor	Contribuição %
Ra-torneado [μm]	0,013474	<u>0,000</u>	10,8582
fr [mm/rev]	0,044914	<u>0,000</u>	36,1947
P [bar]	0,006661	<u>0,001</u>	5,3678
Ra-torneado * fr	0,003508	0,094	-
Ra-torneado * P	0,002732	0,181	-
fr * P	0,014469	<u>0,000</u>	11,6601
Ra-torneado * fr * P	0,003867	0,349	-
Erro	0,034466	-	-
Total	0,124090	-	-

Novamente é necessária a análise de resíduos para a confirmação do caráter normal e da variância constante para o conjunto de dados, essa análise está apresentada no APÊNDICE C e confirma a normalidade dos dados. Além do teste de normalidade foram também analisados o coeficiente de determinação R^2 e o coeficiente de determinação ajustado R^2 -aj, que indicam o nível de explicação do comportamento pelo modelo (72,23% e 63,31%, respectivamente) o que sugere que o modelo é capaz de representar parcialmente a influência dos fatores sobre a resposta.

Conhecendo os fatores que tiveram influência estatisticamente significativa (Tabela 5.4) pode-se gerar os gráficos de efeitos principais para a rugosidade das amostras torneadas e roleteadas (Figura 5.5). Na Figura 5.5a está representada a influência da rugosidade após torneamento. Um aumento no valor da rugosidade gerado pela operação de torneamento resultou em uma rugosidade mais alta após o roleteamento. Uma rugosidade mais elevada após torneamento indica uma superfície mais irregular, o que limita a ação do tratamento superficial. Esse comportamento já havia sido mencionado por Prabhu *et al.* (2020) e Rodríguez *et al.* (2011). Essa variação, no entanto, não foi diretamente proporcional, o que pode estar associado à relação entre o avanço de torneamento e o avanço de roleteamento. Quando esses dois valores são próximos, a capacidade do roleteamento de deformar os picos fica prejudicada, fazendo com que a condição de menor rugosidade antes do roleteamento não seja aquela que apresenta a menor amplitude após o processo.

Já na Figura 5.5b está ilustrada a influência do avanço de roleteamento, onde observa-se que a ampliação desse fator também provoca a elevação de Ra. Neste caso a variação é mais significativa do que a anterior, o que pode ser observado pela diferença entre os valores médios de Ra e também pela maior contribuição indicada na Tabela 5.4. Com a redução de f_r a ferramenta fica mais tempo em contato com a peça, permitindo que os picos de rugosidade sejam mais deformados e deslocando o material para os vales e assim reduzindo os valores de rugosidade. A diminuição da rugosidade com a redução do avanço de roleteamento foi observada também por Sartkulvanich *et al.* (2007) e Majzoubi, Jouneghani e Khademi (2016).

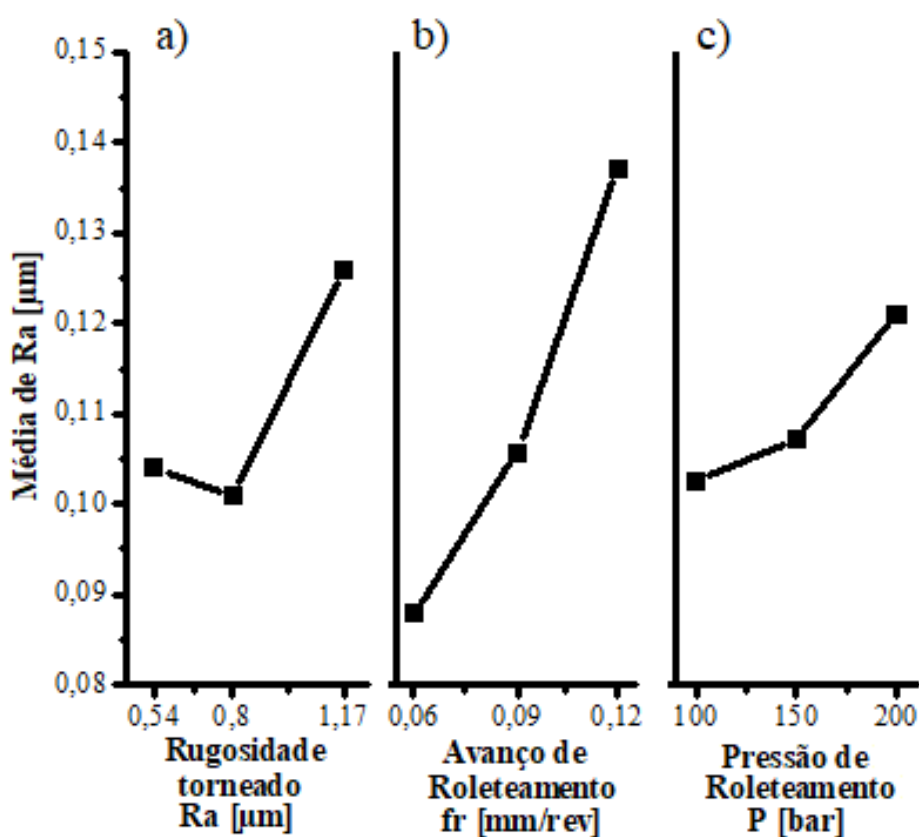


Figura 5.5: Efeitos principais para Ra: a) rugosidade após torneamento, b) avanço de roleteamento e c) pressão de roleteamento.

Ao considerar a influência da pressão de roleteamento, mostrada na Figura 5.5c, observa-se também um aumento na amplitude da rugosidade para os valores mais elevados desse parâmetro. A elevação da rugosidade acompanhou, portanto, a elevação da força de roleteamento, consequência de um aumento dos valores de pressão. As forças mais altas deformam a superfície com mais facilidade, porém uma força muito elevada pode provocar

uma deformação excessiva do material e prejudicar o acabamento final, como apontado por Abrão *et al.* (2014c) e Łabanowski e Ossowska (2006).

A segunda influência mais significativa (Tabela 5.4) é aquela proveniente da interação entre o avanço de roleteamento (f_r) e a pressão (P). O gráfico de interação entre estes fatores pode ser observado na Figura 5.6, onde se nota que a alteração dos valores de rugosidade com o avanço de roleteamento f_r é afetada pelo valor de pressão utilizado: quanto mais elevada a pressão, maior a variação de rugosidade para os diferentes valores de f_r , comportamento que pode ser observado pelo aumento da diferença entre as médias de Ra para cada valor de pressão. O aumento da força de tratamento, gerado pela elevação de pressão fez com que a variação de avanço fosse mais significativa.

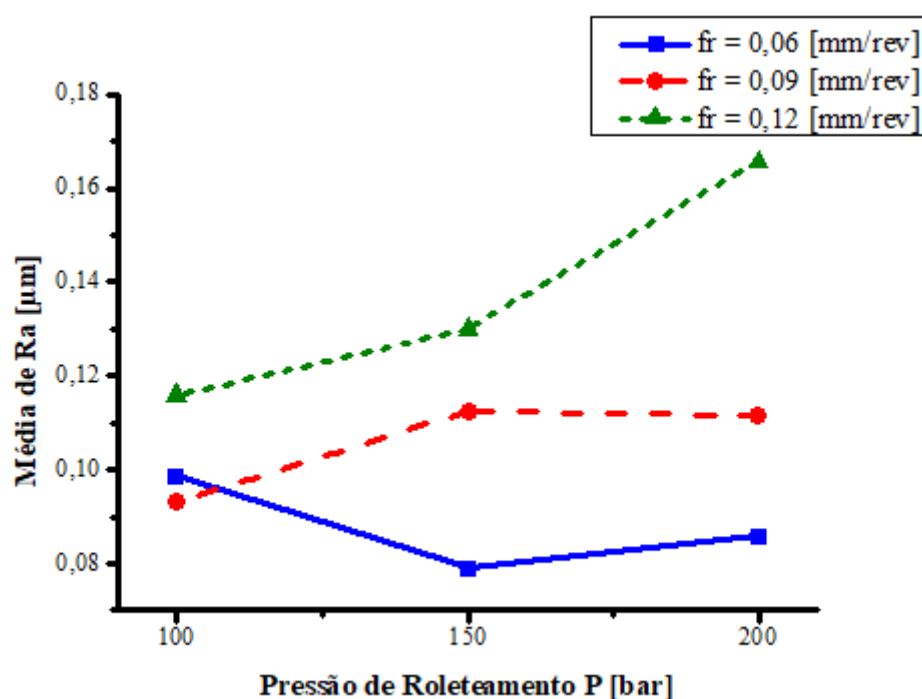


Figura 5.6: Gráfico de interação para Ra.

O próximo parâmetro a ser analisado é a altura máxima do perfil (R_z). Considerando que R_z representa a soma da altura máxima dos picos (R_p) com a profundidade máxima dos vales (R_v), foi construído o gráfico da Figura 5.7.

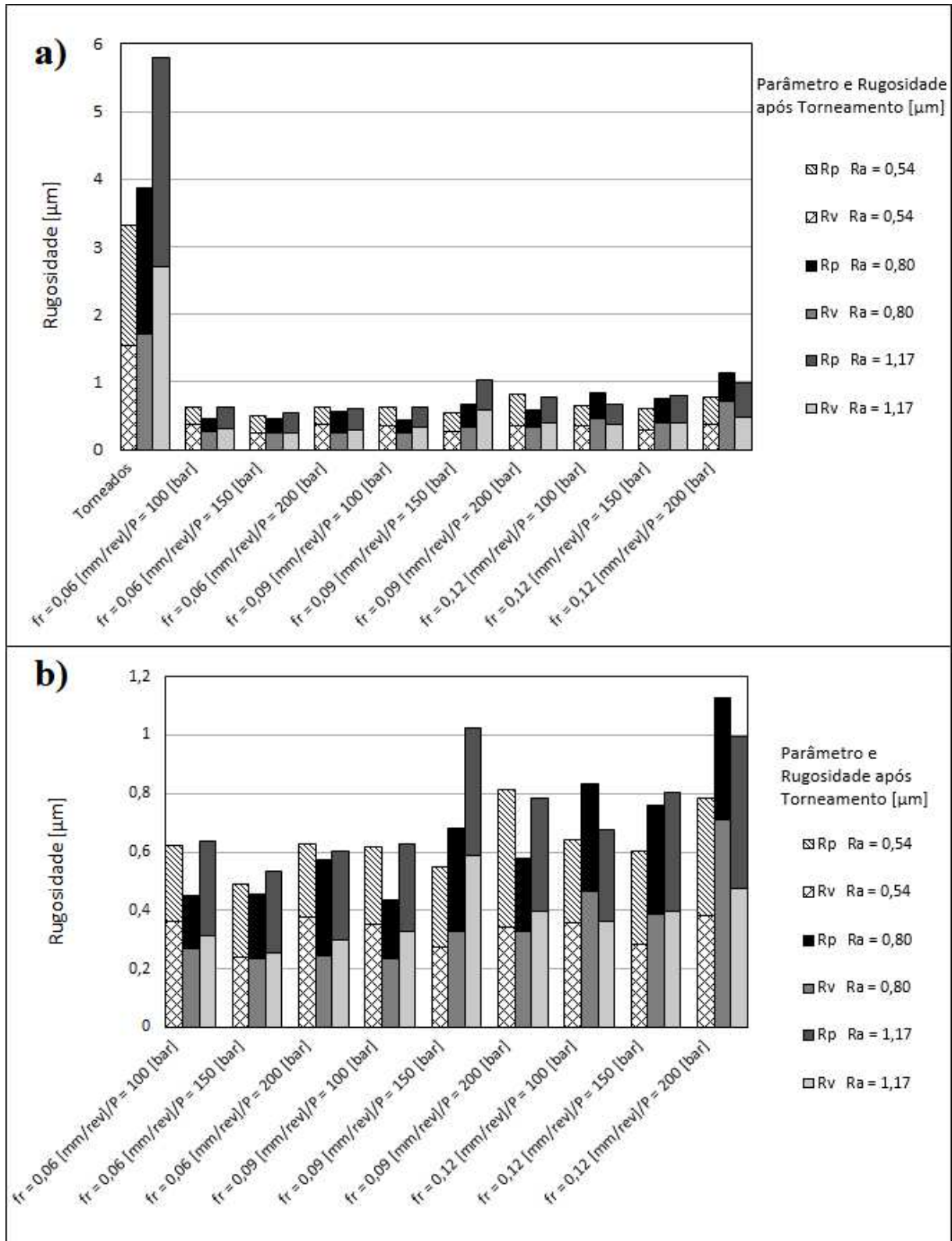


Figura 5.7: Variação dos parâmetros R_z , R_v e R_p em função da rugosidade após torneamento, pressão e avanço de roleteamento: a) todas as amostras e b) somente as roleteadas.

Na Figura 5.7a pode-se perceber, de forma geral, a redução de R_z após a realização do roleteamento. Uma outra característica que pode ser observada é a proporção de contribuição

dos parâmetros R_p e R_v sobre R_z : para as amostras torneadas, a maior contribuição é proveniente de R_p , já nas amostras roleteadas o comportamento é inverso (maior contribuição de R_v). O roleteamento, portanto, além de diminuir a amplitude do perfil, também foi capaz de alterar a relação entre os parâmetros de pico e de vale. Esse comportamento ocorreu provavelmente devido ao fato do roleteamento conduzir o material da região dos picos, que são mais facilmente deformados, para a região dos vales.

Já com relação aos parâmetros de roleteamento (Figura 5.7b), pode-se observar uma tendência de ampliação dos valores em função do aumento do avanço de roleteamento, tendência que é mais clara para as amostras com rugosidade mais elevada após o torneamento. A elevação do avanço de roleteamento reduz a capacidade de deformação da superfície devido à redução do fator de sobreposição.

Os parâmetros R_p e R_v das amostras roleteadas passaram pela mesma análise estatística indicada para o R_a e o resultado está apresentado na Tabela 5.5. Por meio dos p-valores pode-se identificar que os fatores estatisticamente significativos não foram os mesmos para os dois parâmetros. No caso de R_p , todos os fatores principais foram estatisticamente significativos, além da interação entre o avanço de roleteamento e a pressão. Já para R_v , apenas a rugosidade após o torneamento e o avanço de roleteamento foram significativos.

Tabela 5.5: ANOVA para R_p e R_v das amostras roleteadas.

Parâmetro/Interação	Soma dos quadrados		p-valor		Contribuição %	
	R_p	R_v	R_p	R_v	R_p	R_v
Ra-torneado [μm]	0,04431	0,27159	<u>0,013</u>	<u>0,027</u>	4,5679	16,2417
f_r [mm/rev]	0,21762	0,83549	<u>0,000</u>	<u>0,000</u>	22,4343	49,9644
P [bar]	0,12436	0,08535	<u>0,000</u>	0,311	12,8202	
Ra-torneado * f_r	0,02191	0,13889	0,343	0,114		
Ra-torneado * P	0,02651	0,06831	0,248	0,441		
f_r * P	0,07481	0,16982	<u>0,006</u>	0,061	7,7121	
Ra-torneado * f_r * P	0,07164	0,03063	0,077	0,903		
Erro	0,38887	0,07209	-	-		
Total	0,97003	1,67217	-	-		

Avaliando inicialmente o parâmetro R_p , realizou-se a mesma análise de resíduos que foi executada para o parâmetro R_a (APÊNDICE C), confirmando que os mesmos seguem uma distribuição normal. Para esse parâmetro o coeficiente de determinação R^2 e o coeficiente de determinação ajustado $R^2\text{-aj}$ foram 59,91% e 47,04%, respectivamente.

Considerando os fatores principais significativos indicados na Tabela 5.5 foi gerada a Figura 5.8. Na Figura 5.8a observa-se a influência da rugosidade após torneamento, onde nota-se o aumento de R_p com a elevação do avanço de torneamento e, portanto, da rugosidade

após torneamento. A maior variação ocorreu entre o nível central (0,80 μm) e o nível mais elevado (1,17 μm). Este fator foi o menos significativo estatisticamente. Novamente a variação não foi direta na Figura 5.8a provavelmente devido à relação entre os avanços de torneamento e roleteamento.

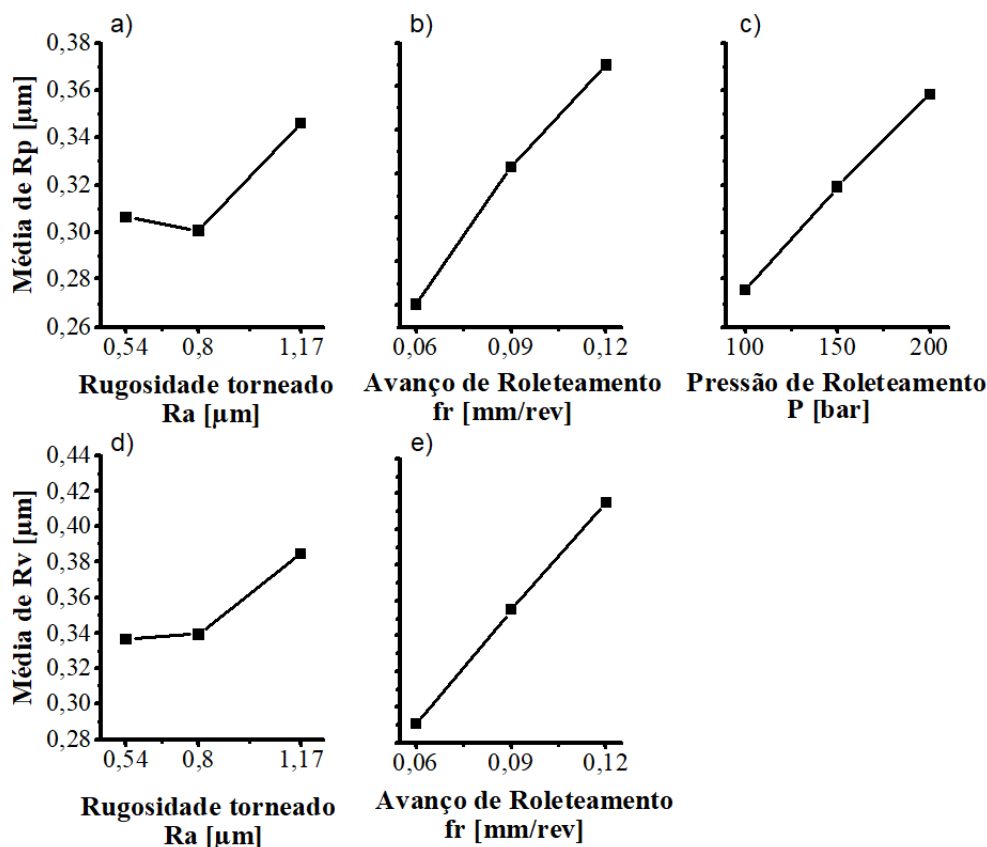


Figura 5.8: Efeitos principais para Rp e Rv: a) rugosidade após torneamento - Rp, b) avanço de roleteamento - Rp, c) pressão de roleteamento - Rp, d) rugosidade após torneamento - Rv e e) avanço de roleteamento - Rv.

Na Figura 5.8b está indicado o comportamento de Rp em função do avanço de roleteamento, onde observa-se um aumento de Rp com o avanço de roleteamento, pois quando são utilizados avanços de roleteamento mais elevados a ferramenta permanece em contato com a peça por um período mais curto, dificultando a deformação dos picos de rugosidade e, conseqüentemente, não permitindo uma redução mais acentuada no valor de Rp. O efeito deste fator foi o mais significativo estatisticamente (Tabela 5.5). Por fim, a Figura 5.8c mostra que a elevação da pressão de roleteamento causa a elevação de Rp (segunda influência mais significativa estatisticamente).

Para o parâmetro Rv, a análise de resíduos indicou que os mesmos não apresentavam uma distribuição normal e neste caso foi necessária a utilização de uma transformada para a

correção dos dados. Após a realização da transformada, os resíduos apresentaram uma distribuição normal, o que permitiu as análises posteriores (APÊNDICE C). Após a confirmação da normalidade, obteve-se valores de coeficiente de determinação R^2 e do coeficiente de determinação ajustado R^2 -aj de 41,47% 22,69%, respectivamente. Portanto, observa-se para R_p e R_v uma menor capacidade do modelo de representar o comportamento em relação a R_a .

No caso do R_v , apenas dois fatores de entrada foram estatisticamente significativos (rugosidade após torneamento e avanço de roleteamento). O comportamento observado para o R_v também está apresentado na Figura 5.8. A rugosidade após torneamento (Figura 5.8d) ainda é capaz de interferir nos valores obtidos sendo essa variação maior quando se modifica do nível médio para o superior, novamente devido a uma dificuldade do processo de roleteamento em reduzir a amplitude da rugosidade em uma situação em que a rugosidade antes do tratamento é mais elevada. Já o comportamento do avanço de roleteamento (Figura 5.8e) novamente pode ser explicado como uma menor capacidade de deformação do perfil quando são utilizados avanços superiores.

Considerando que a única interação significativa foi aquela entre o avanço de roleteamento e a pressão para R_p foi gerada a Figura 5.9.

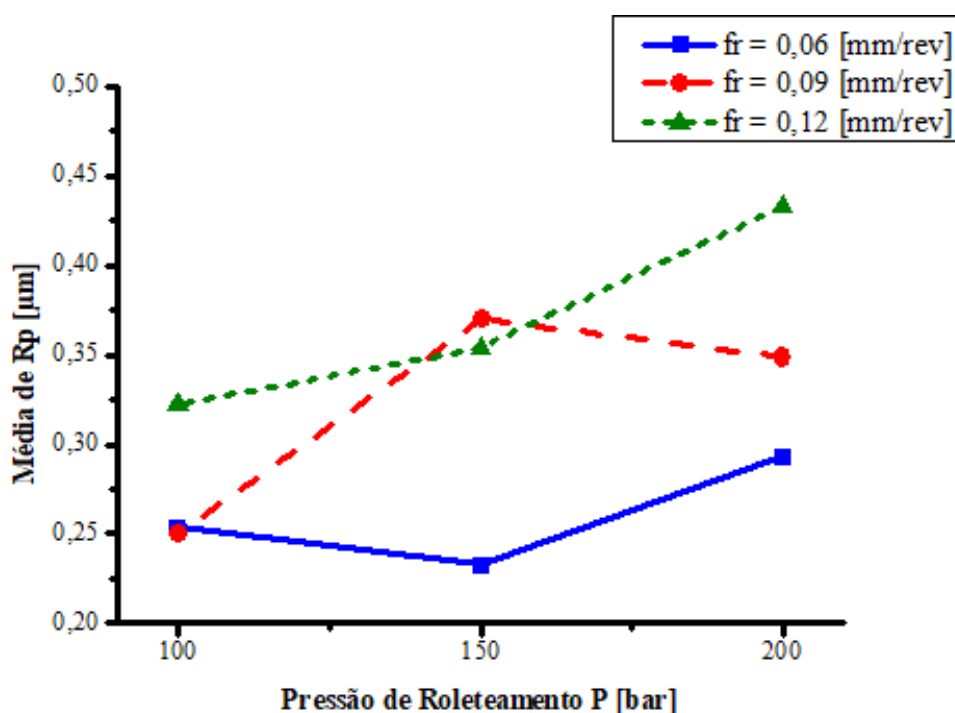


Figura 5.9: Gráfico de interação para R_p .

Na Figura 5.9 observa-se uma maior variação de R_p devido à variação do avanço de roleteamento quando se aumenta a pressão de roleteamento. Quanto maior a pressão maior a distância entre os pontos médios de cada avanço.

5.2.2.2. *Parâmetros R_{pk} , R_k e R_{vk}*

Com relação aos parâmetros obtidos por meio da curva de razão de material, a Figura 5.10a representa a capacidade do roleteamento de diminuir a amplitude de todos os parâmetros mostrados, já a Figura 5.10b ilustra a tendência de valores mais elevados dos parâmetros de rugosidade para corpos de prova com rugosidade após o torneamento mais elevada. Novamente, uma rugosidade anterior ao roleteamento superior tende a promover valores igualmente mais elevados após o tratamento superficial.

Ao observar a contribuição de cada um dos diferentes parâmetros de rugosidade (R_{pk} , R_k e R_{vk}) obtidos para uma mesma rugosidade após torneamento, pode-se verificar uma modificação na proporção entre eles após a realização do roleteamento. Na Figura 5.10a observa-se que no caso das amostras torneadas, R_{pk} possui maior amplitude do que R_{vk} , comportamento inverso daquele observado para as amostras roleteadas (Figura 5.10b). O processo de roleteamento possui, portanto, uma maior influência na variação dos parâmetros relacionados aos picos, provavelmente devido à deformação plástica realizada. Os picos de rugosidade precisam de uma menor força para se deformar, tendo sua forma alterada mais facilmente. Este mesmo comportamento foi observado por Abrão *et al.* (2014b).

Os três parâmetros mostrados na Figura 5.10b também foram analisados por meio da ANOVA (as análises de resíduo para validação do resultado estão no APÊNDICE C). Essa análise gerou a Tabela 5.6 e a Tabela 5.7. Na primeira, observa-se que os fatores significativos foram diferentes para cada um dos parâmetros. No caso do parâmetro R_{pk} , foram estatisticamente significativas as influências do avanço e pressão de roleteamento. No caso do R_k todos os fatores principais ($R_{a\text{-torneado}}$, f_r e P) foram significativos, além da interação entre o avanço e a pressão de roleteamento. Já para o parâmetro R_{vk} , a rugosidade após torneamento ($R_{a\text{-torneado}}$) e a pressão de roleteamento foram significativas, além de todas as interações de segunda ordem.

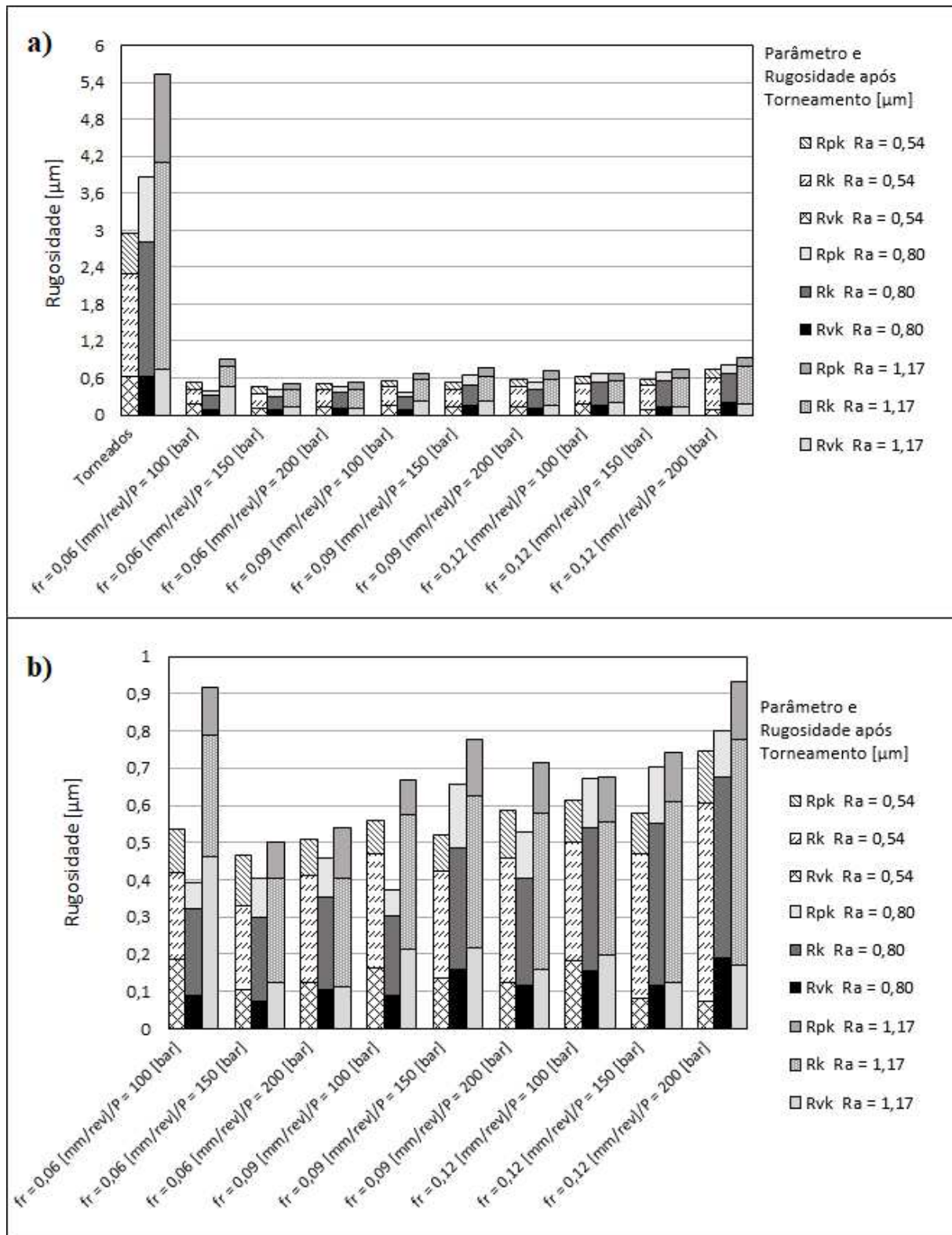


Figura 5.10: Variação de Rpk, Rk e Rvk em função da rugosidade após torneamento, pressão e avanço de roleteamento: a) todas as amostras e b) somente as roleteadas.

Tabela 5.6: ANOVA para Rpk, Rk e Rvk das amostras roleteadas.

Parâmetro/Interação	Soma dos quadrados			p-valor		
	Rpk	Rk	Rvk	Rpk	Rk	Rvk
Ra-torneado [μm]	0,003924	0,12853	7,6377	0,224	<u>0,000</u>	<u>0,000</u>
f_r [mm/rev]	0,008139	0,61505	0,3852	<u>0,048</u>	<u>0,000</u>	0,530
P [bar]	0,012053	0,12941	2,7357	<u>0,012</u>	<u>0,000</u>	<u>0,014</u>
Ra-torneado * f_r	0,005797	0,01990	3,3465	0,350	0,281	<u>0,032</u>
Ra-torneado * P	0,009264	0,01559	4,0050	0,137	0,408	<u>0,014</u>
f_r * P	0,009513	0,11020	3,2479	0,128	<u>0,000</u>	<u>0,037</u>
Ra-torneado * f_r * P	0,014677	0,03655	2,6009	0,199	0,319	0,386
Erro	0,104293	0,31270	24,4088	-	-	-
Total	0,167660	1,36794	48,3676	-	-	-

A Tabela 5.7, que indica a contribuição de cada parâmetro de entrada na modificação dos parâmetros de rugosidade, permite identificar que o parâmetro de entrada de maior contribuição não é o mesmo para cada parâmetro da curva razão de material. No caso de Rpk, a maior contribuição é proveniente da pressão de roleteamento (P), provavelmente devido à maior influência dos esforços de roleteamento no esmagamento dos picos. Para Rk, a maior influência é proveniente do avanço de roleteamento. Já no caso de Rvk, a maior influência é proveniente da rugosidade após torneamento, que apresenta em cada nível vales de diferentes amplitudes.

Tabela 5.7: Contribuições dos fatores significativos para Rvk, Rk e Rpk

Parâmetro/Interação	Contribuição %		
	Rpk	Rk	Rvk
Ra-torneado [μm]	-	9,3959	15,7909
f_r [mm/rev]	4,8545	44,9618	-
P [bar]	7,1889	9,4602	5,6561
Ra-torneado * f_r	-	-	6,9189
Ra-torneado * P	-	-	8,2803
f_r * P	-	8,0559	6,7150

Os gráficos de efeitos principais para Rpk, Rk e Rvk são mostrados na Figura 5.11, esses gráficos foram gerados após as respectivas análises de resíduo. Na Figura 5.11a pode-se observar que Rpk aumenta com a elevação do avanço de roleteamento (segunda contribuição mais significativa). A contribuição mais significativa para Rpk foi a da pressão de roleteamento (Figura 5.11b) e neste caso observa-se uma tendência de ampliação nos valores de Rpk com o aumento da pressão de roleteamento, porém a variação não foi diretamente proporcional, apresentando valores próximos para os dois níveis mais elevados. Novamente, o maior esforço gerado pela elevação da pressão fez com que a amplitude dos parâmetros de

rugosidade aumentasse. Para R_{pk} foram obtidos valores de coeficiente de determinação (R^2) e de coeficiente de determinação ajustado (R^2 -aj) iguais a 37,80 e 17,83%, respectivamente.

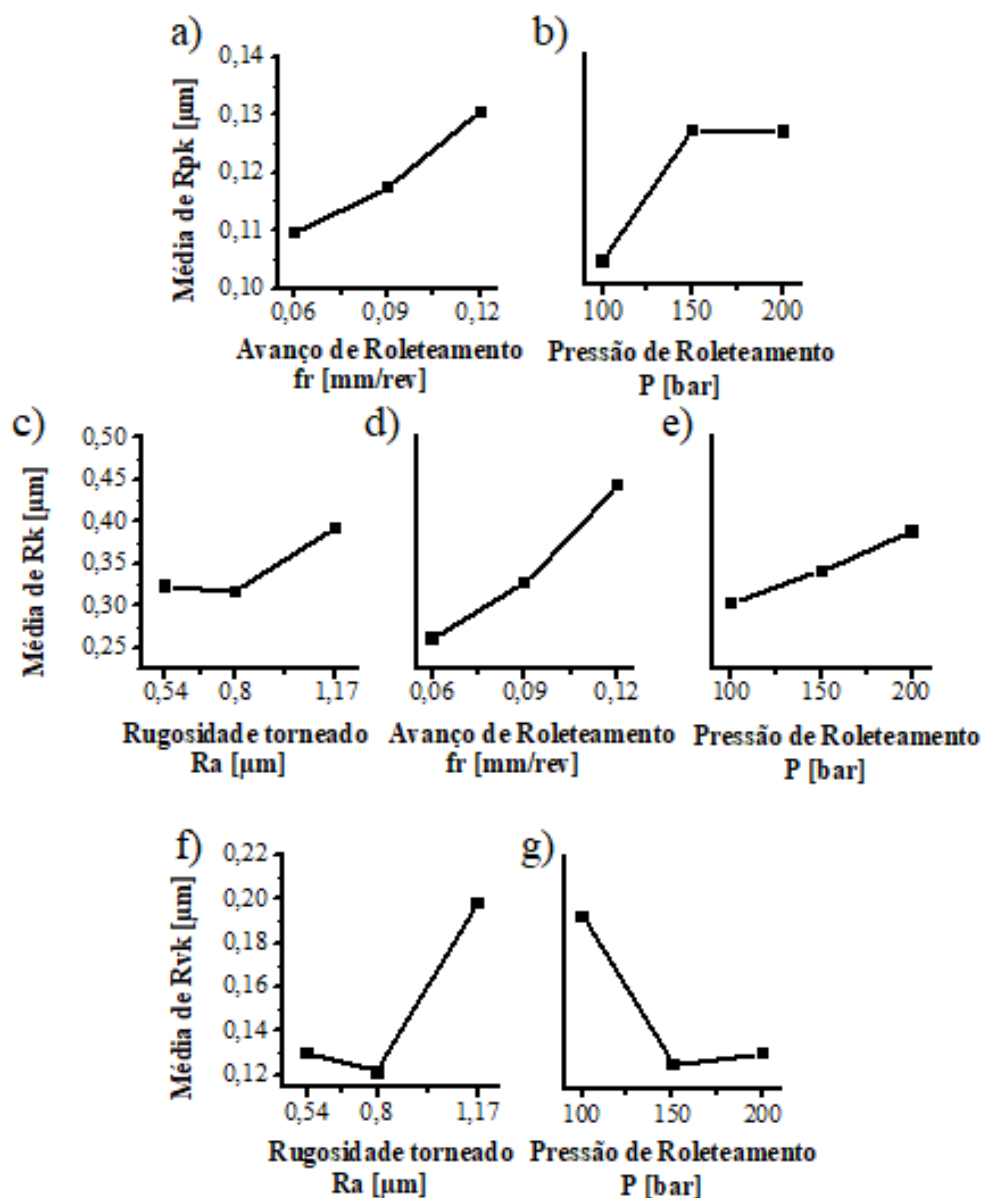


Figura 5.11: Efeitos principais para R_{pk} , R_k e R_{vk} : a) avanço de roleteamento para R_{pk} , b) pressão de roleteamento para R_{pk} , c) rugosidade após torneamento para R_k , d) avanço de roleteamento para R_k , e) pressão de roleteamento para R_k , f) rugosidade após torneamento para R_{vk} e g) pressão de roleteamento para R_{vk} .

Para o parâmetro R_k também foram gerados os gráficos de efeito principal apresentados na Figura 5.11. A influência da rugosidade após torneamento (Figura 5.11c) indica um aumento da amplitude de R_k para rugosidades iniciais mais elevadas, principalmente quando ocorre a modificação do nível intermediário para o máximo. Esse fator foi a terceira influência mais significativa estatisticamente. Na Figura 5.11d é apresentada a

influência do avanço de roleteamento sobre R_k (influência mais significativa estatisticamente). Novamente, R_k aumenta com a ampliação do avanço de roleteamento, já que a deformação da superfície fica facilitada nos casos onde ocorrem uma maior sobreposição. Já com relação à influência da pressão de roleteamento (Figura 5.11e), observa-se a mesma tendência previamente indicada para R_a , isto é, um aumento de R_k com a elevação da pressão de roleteamento, nesse caso um aumento diretamente proporcional. A influência da pressão foi a segunda estatisticamente mais significativa.

Considerando o parâmetro R_{vk} após as análises presentes no APÊNDICE C, foram considerados estatisticamente significativos a rugosidade após torneamento (R_a -torneado), a pressão de roleteamento (P) e todas as interações de segunda ordem. Na Figura 5.11 se encontram os gráficos para os efeitos principais. A Figura 5.11f mostra que R_{vk} aumenta com a elevação da rugosidade após torneamento, provavelmente devido à maior dificuldade do roleteamento em eliminar as marcas de avanço deixadas pela operação de torneamento anterior (influência mais significativa estatisticamente). Já na Figura 5.11g é apresentado o comportamento do R_{vk} em função da pressão de roleteamento (a menos significativa estatisticamente). Observa-se que os valores de R_{vk} são reduzidos com a elevação da pressão de roleteamento, porém R_{vk} mais baixo é obtido com a pressão de roleteamento intermediária.

Considerando as interações, apenas para o parâmetro R_{pk} nenhuma delas foi estatisticamente significativa. No caso do parâmetro R_k foi significativa a interação entre o avanço e a pressão de roleteamento, sendo esta a menor contribuição para o parâmetro em questão. O gráfico de interação para esses fatores (Figura 5.12), indica uma maior diferença de amplitude para os diferentes valores de avanço de roleteamento quando são utilizadas pressões mais elevadas. Como mencionado anteriormente, esse comportamento indica uma interação entre a pressão e o avanço de roleteamento, ou seja, quanto mais alta a pressão de roleteamento, maior a variação de R_k quando é modificado o f_r . Os valores de coeficiente de determinação para o R_k , $R^2 = 77,14\%$ e $R^2\text{-aj} = 69,80\%$, indicam uma capacidade satisfatória do modelo de representar o comportamento desse parâmetro.

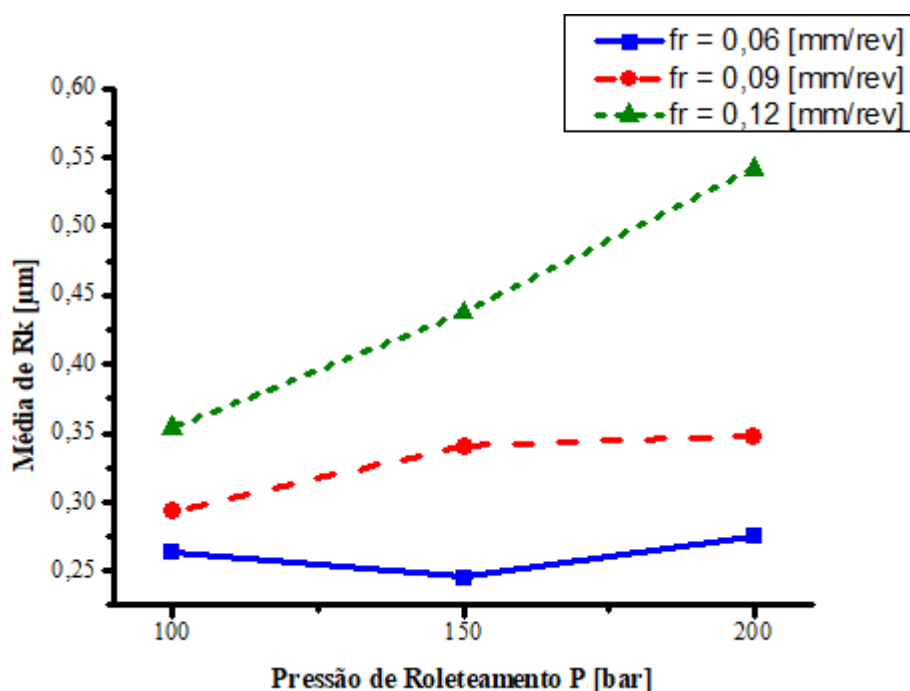


Figura 5.12: Gráfico de interação para Rk.

Para o parâmetro Rvk foram ainda consideradas significativas as interações de segunda ordem. A interação entre a rugosidade após torneamento e o avanço de roleteamento está indicada na Figura 5.13a. Nota-se que a influência da rugosidade após torneamento é diminuída com o aumento do avanço de roleteamento, provavelmente devido à geração de um novo padrão na superfície quando o avanço de roleteamento é ampliado. Outra consideração é a de que Rvk não é sempre menor para o caso da menor rugosidade após torneamento. Isso ocorre provavelmente devido à relação entre os avanços de torneamento e roleteamento, fazendo com que em alguns casos o valor intermediário de Ra-torneado consiga resultados de menor amplitude.

Ao avaliar a interação entre a rugosidade após torneamento e a pressão de roleteamento (Figura 5.13b) e também entre avanço e pressão de roleteamento (Figura 5.13c), pode-se observar uma redução na influência de Ra-torneado e f_r para maiores valores de pressão, comportamento que provavelmente ocorre devido à maior deformação do perfil quando a pressão de roleteamento aumenta. No caso do parâmetro Rvk os valores de R^2 e R^2 -aj foram 49,53 e 33,34%, respectivamente, indicando baixa capacidade de previsão do comportamento de parâmetro. Para alguns dos parâmetros o modelo obteve uma menor capacidade de explicação do comportamento, no entanto a análise estatística ainda é válida para avaliar quais dos parâmetros de entrada são capazes de provocar alterações nos parâmetros de saída estudados.

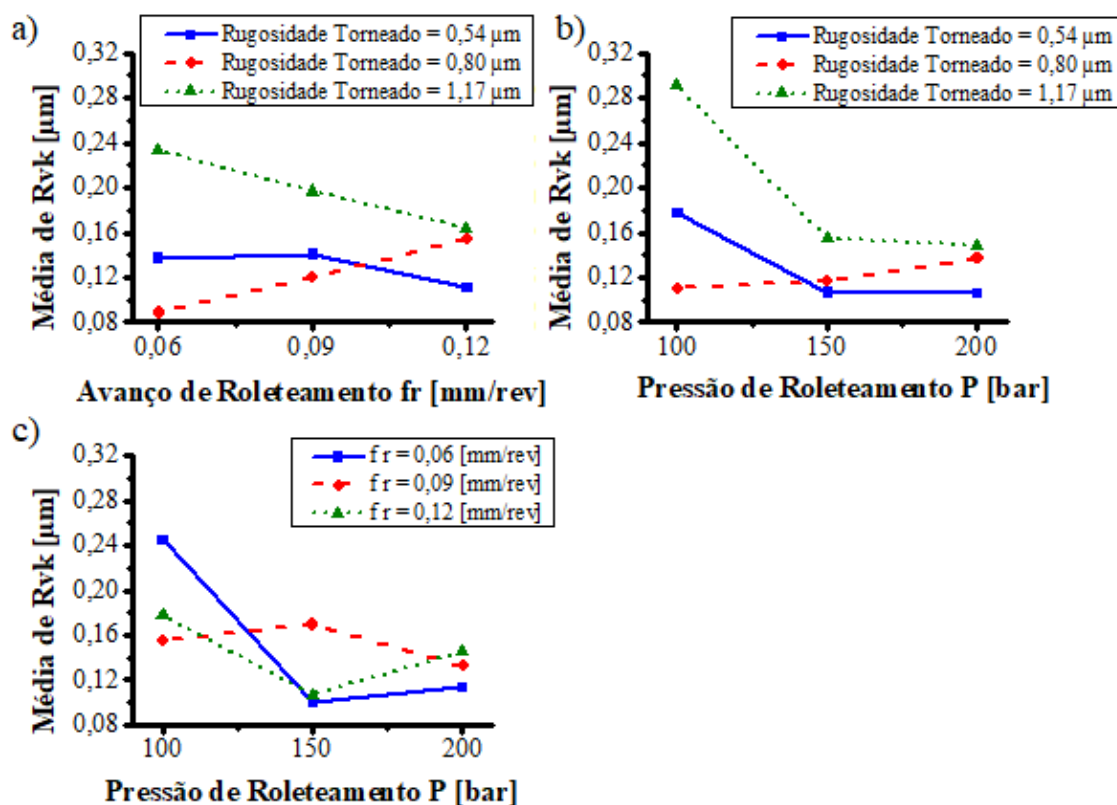


Figura 5.13: Gráficos de interação para Rvk: a) Rugosidade após torneamento e avanço de roletamento, b) Rugosidade após torneamento e Pressão de Roletamento e c) Avanço de roletamento e Pressão de roletamento.

O processo de roletamento foi capaz de reduzir a amplitude de todos os parâmetros de rugosidade avaliados e essa redução ocorreu para todas as combinações de parâmetros utilizadas. A redução na amplitude da rugosidade após roletamento do aço AISI 4140 já havia sido mencionada por Prabhu *et al.* (2014). Apesar de diminuir a influência da rugosidade após torneamento sobre os parâmetros de amplitude das amostras roleteadas, o roletamento não foi capaz de eliminar totalmente a influência de rugosidade gerada pelo torneamento.

Além da rugosidade após torneamento, o avanço e a pressão de roletamento também foram significativos, porém o avanço de roletamento proporcionou a maior influência nos valores finais. Ao utilizar valores mais baixos de avanço de roletamento foram obtidos, na maioria das vezes, valores de rugosidade mais baixos. Esse comportamento provavelmente ocorreu devido à uma maior capacidade do processo de deformar as irregularidades presentes na superfície com a utilização de avanços mais baixos, mesmo comportamento observado por Némat e Lyons (2000). Além disso o próprio aumento de distância entre duas passagens consecutivas da ferramenta de roletar para o caso de maior avanço de roletamento pode

ocasionar uma maior rugosidade, comportamento análogo ao que acontece no torneamento de um material.

Já com relação à pressão de roleteamento, concluiu-se que o aumento da pressão pode provocar ampliação dos valores de rugosidade devido à maior deformação plástica conforme apontado por Rodríguez *et al.* (2011). O comportamento da pressão, no entanto, está em alguns casos relacionado com o avanço de roleteamento, sendo frequentemente observada uma interação entre esses fatores. O aumento da pressão de roleteamento faz com que em alguns casos a alteração no valor de rugosidade após roleteamento fique mais significativa com a modificação do avanço de roleteamento.

5.3. Análise topográfica e microscopia óptica.

Nesta etapa serão inicialmente apresentadas as topografias obtidas por meio de perfilometria, depois as imagens adquiridas por meio de microscopia óptica e posteriormente as análises de APSD e rosa morfológica.

5.3.1. Perfilometria tridimensional

Além da medição de rugosidade, realizou-se a varredura nas superfícies torneadas e roleteadas com o objetivo de gerar imagens tridimensionais. Nas Figuras 5.14a, 5.14b e 5.14c pode-se observar três amostras com diferentes valores de rugosidade após torneamento ($R_a = 0,54; 0,80$ e $1,17 \mu\text{m}$, respectivamente). Ao observar as imagens pode-se perceber duas principais modificações: a variação de distância entre os picos e vales e as diferentes alturas dos picos quando o avanço de torneamento é elevado. Já nas Figuras 5.14d, 5.14e e 5.14f são mostradas as varreduras obtidas para cada um dos valores de rugosidade após o torneamento indicados anteriormente e para uma mesma combinação de parâmetros de roleteamento ($f_r = 0,12 \text{ mm/rev}$ e $P = 200 \text{ bar}$). Nesse caso, observa-se que a variação de topografia observada nas Figuras 5.14a, 5.14b e 5.14c já não está mais presente e pode-se então afirmar que o roleteamento é capaz de reduzir a influência dos parâmetros de torneamento sobre a topografia superficial. As imagens apresentam marcas de avanço com o mesmo espaçamento que foi provavelmente definido pelo avanço de roleteamento.

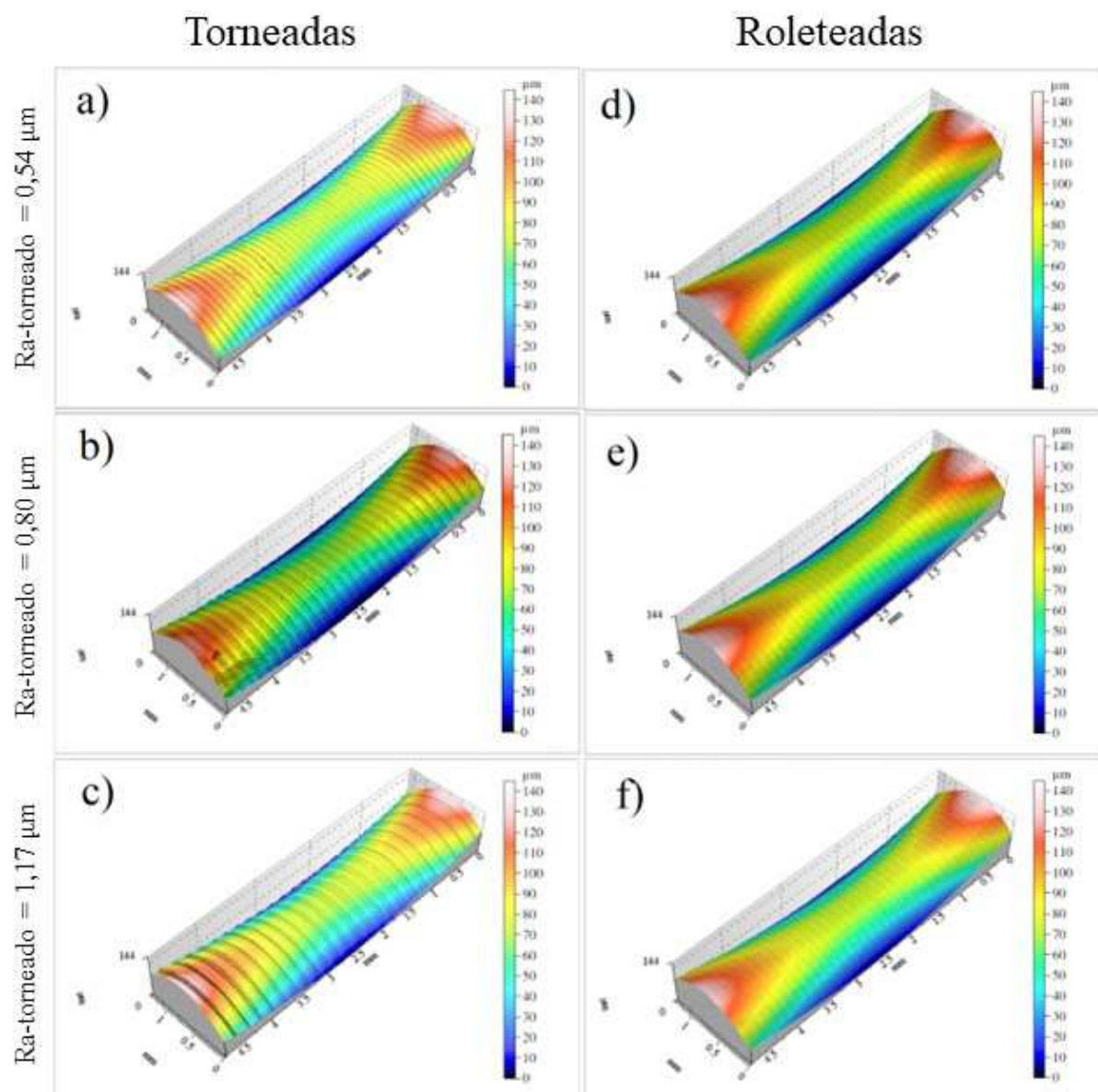


Figura 5.14: Topografia dos corpos de prova: a) Ra-torneado = 0,54 μm , b) Ra-torneado = 0,80 μm , c) Ra-torneado = 1,17 μm , d) roleteada para Ra-torneado = 0,54 μm , e) roleteada para Ra-torneado = 0,80 μm e f) roleteada para Ra-torneado = 1,17 μm .

Considerando os parâmetros de roleteamento, será inicialmente abordada a influência do avanço de roleteamento e posteriormente da pressão. Por concisão, nas imagens da Figura 5.15 foram utilizadas as varreduras das amostras com rugosidade após torneamento de Ra-torneado = 1,17 μm . Destaca-se porém, que o mesmo comportamento ocorreu para os corpos de prova com diferentes valores de Ra após o torneamento de acabamento.

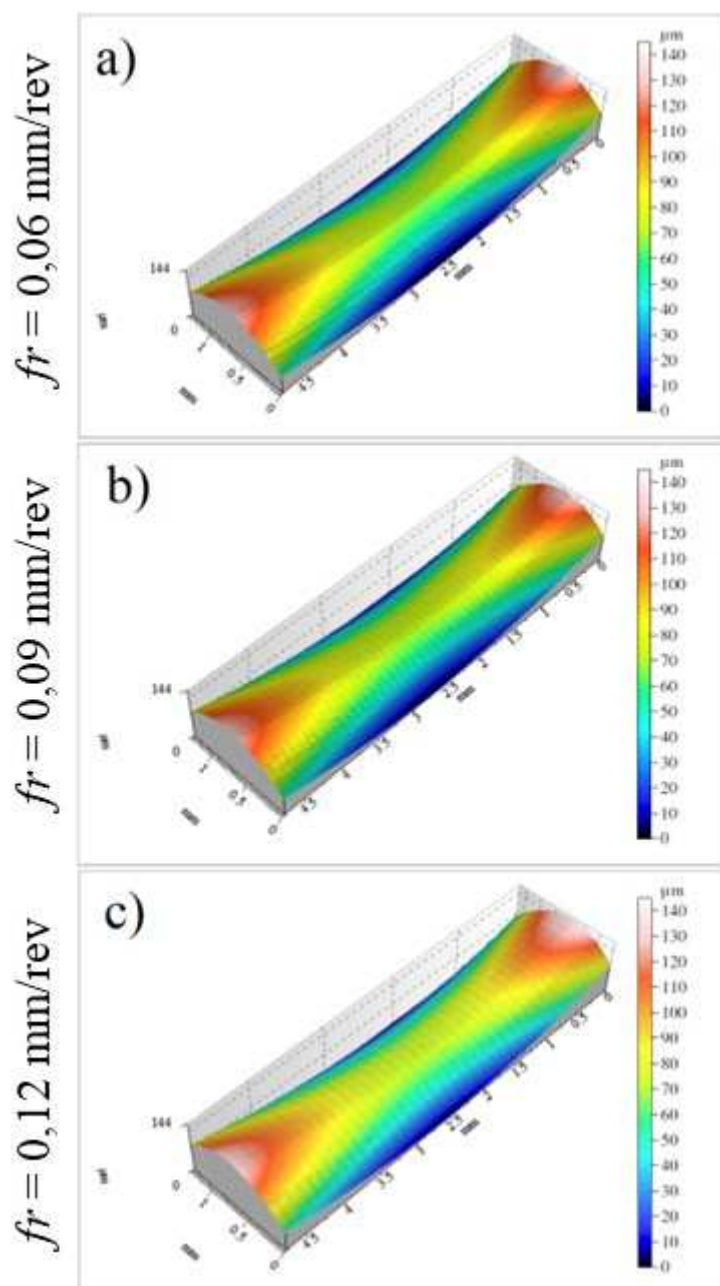


Figura 5.15: Topografia de corpos de prova torneados ($Ra_{\text{torneado}}=1,17$ μm) e posteriormente roleteados com $P=200$ bar: a) $fr = 0,06$ mm/rev, b) $fr = 0,09$ mm/rev e c) $fr = 0,12$ mm/rev.

Ao observar as superfícies, percebe-se que para aquela em que foi utilizado o menor avanço de roleteamento de 0,06 mm/rev (Figura 5.15a) não é possível observar marcas de avanço de forma tão evidente, tanto de torneamento quanto de roleteamento. As marcas de roleteamento, no entanto, já podem ser observadas mais claramente para as condições em que foi utilizado o avanço de roleteamento intermediário de 0,09 mm/rev (Figura 5.15b). Quando se avalia a superfície roleteada com avanço de roleteamento mais alto de 0,12 mm/rev (Figura 5.15c), as marcas de avanço estão ainda mais nítidas. Nesse caso, o maior valor de avanço de roleteamento é capaz de reduzir o fator de sobreposição, facilitando a geração das marcas

observadas. Para todas as amostras que foram roleteadas com $f_r = 0,06$ mm/rev, independentemente dos demais parâmetros utilizados, não foi possível identificar claramente a presença de marcas de avanço.

Já na Figura 5.16 são mostradas superfícies de corpos de prova obtidos com a mesma rugosidade após torneamento (Ra -torneado = $1,17 \mu\text{m}$) e também mesmo avanço de roleteamento ($f_r = 0,12$ mm/rev). Neste caso as variações mostradas ocorreram para diferentes valores de pressão de roleteamento (100, 150 e 200 bar). Com a ampliação dos valores de pressão e, portanto, da força de roleteamento, as marcas de avanço ficaram mais nítidas. Elas são menos perceptíveis na Figura 5.16a ($P = 100$ bar) em comparação com as Figuras 5.16b ($P = 150$ bar) e 5.16c ($P = 200$ bar).

As observações feitas a partir da varredura dos corpos de prova corroboram as considerações obtidas dos dados de rugosidade, indicando a influência do avanço de torneamento para as amostras apenas torneadas e também a variação de rugosidade em função dos parâmetros de roleteamento (f_r e P), sendo o avanço de roleteamento o parâmetro mais influente para a qualidade da superfície.

Por meio das análises utilizando os parâmetros de rugosidade, pode-se constatar a influência da rugosidade após torneamento. Portanto, o comportamento não deve ser avaliado somente por meio das análises qualitativas utilizando as imagens geradas por perfilometria, as quais podem negligenciar alguma influência significativa, como a dos parâmetros de torneamento observada pela análise da rugosidade. As varreduras realizadas no perfilômetro são, no entanto, válidas para uma visualização de características que já haviam sido anteriormente mencionadas, auxiliando na sua validação, além de permitirem a visualização de eventuais falhas e defeitos não evidenciadas pelos parâmetros bidimensionais de amplitude.

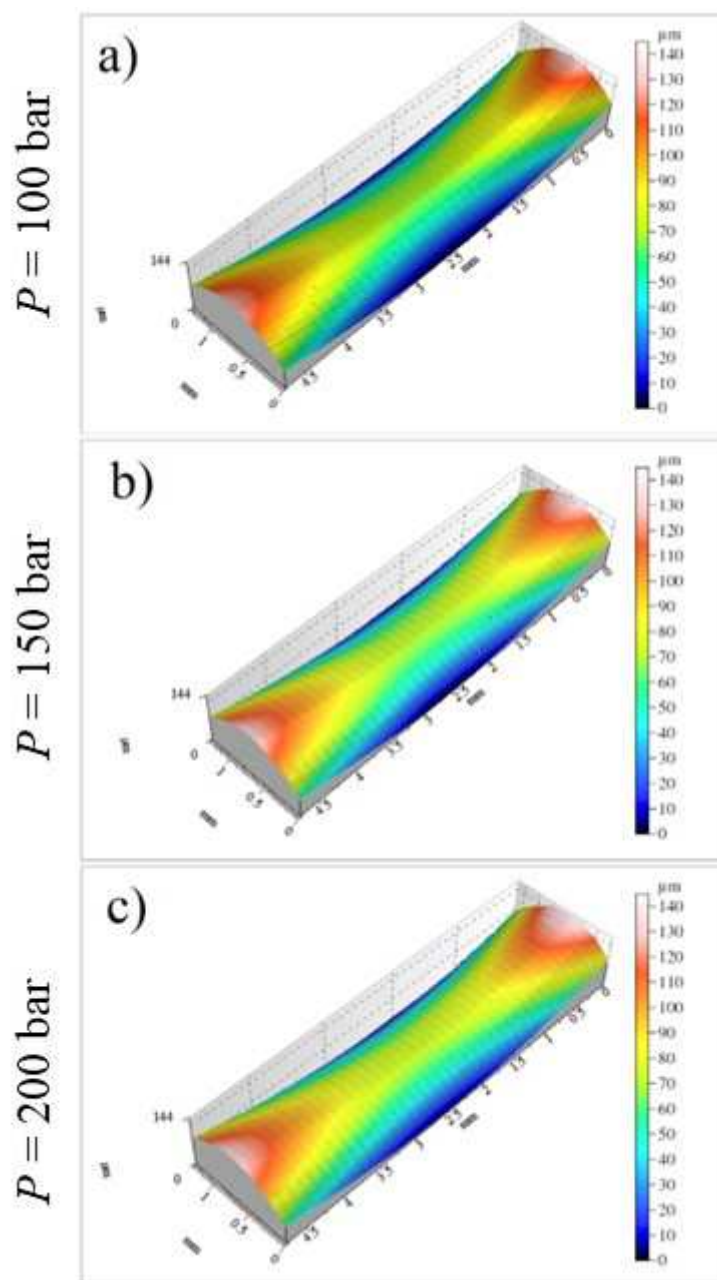


Figura 5.16: Topografia de corpos de prova torneados ($Ra_{\text{torneado}} = 1,17$ µm) e posteriormente roleteados com $f_r = 0,12$ mm/rev: a) $P = 100$ bar, b) $P = 150$ bar e c) $P = 200$ bar.

5.3.2. Microscopia óptica

A segunda estratégia empregada para a análise das superfícies foi a utilização das imagens obtidas por meio de microscopia óptica. Considerando inicialmente as superfícies das amostras apenas torneadas, foi possível obter as imagens da Figura 5.17. Ao observar as Figuras 5.17a, 5.17b e 5.17c pode-se verificar a ampliação da distância entre as marcas geradas pelo avanço de torneamento. Pode ainda ser observada, além de uma marca mais

nítida com o espaçamento relacionado ao avanço (que se amplia ao aumentar o avanço de torneamento de 0,10 para 0,20 mm/rev e está indicada por setas vermelhas), uma série de outras marcas (algumas delas indicadas por setas pretas) ocasionadas pela ação da ferramenta de corte e contato com o cavaco produzido pela operação.

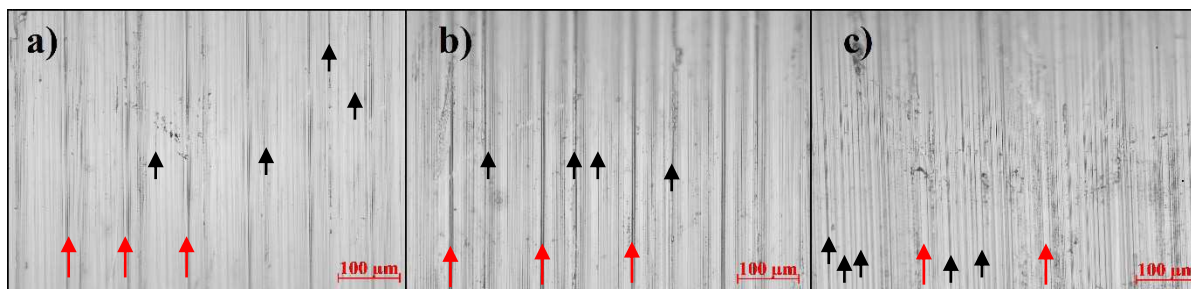


Figura 5.17: Imagens das superfícies torneadas: a) Ra-torneado = 0,54 μm , b) Ra-torneado = 0,80 μm e c) Ra-torneado = 1,17 μm .

A Figura 5.18 apresenta a influência da rugosidade após o torneamento sobre a qualidade de superfícies roleteadas com avanços de 0,06 mm/rev e diferentes pressões. No caso em que o roleteamento foi realizado com a menor pressão (100 bar) e as diferentes rugosidades após torneamento: 0,54 μm (Figura 5.18a), 0,80 μm (Figura 5.18b) e 1,17 μm (Figura 5.18c), pode-se observar que as marcas do avanço de torneamento ainda estão presentes. Essas marcas possuem distanciamento relacionado com os valores do avanço de torneamento (0,10; 0,15 e 0,20 mm/rev). As marcas de avanço de torneamento visíveis nas Figuras 5.18a, 5.18b e 5.18c são menos nítidas do que as da Figura 5.17. Esse comportamento se repetiu para todos os casos em que foi utilizada a menor pressão de roleteamento. Mesmo com a diminuição da amplitude de rugosidade, o roleteamento sob baixa pressão não foi suficiente para eliminar o padrão gerado durante o torneamento.

Agora considerando a utilização do valor mais elevado da pressão de roleteamento (200 bar) e novamente as diferentes rugosidades após torneamento: 0,54 μm (Figura 5.18d) 0,80 μm (Figura 5.18e) e 1,17 μm (Figura 5.18f), observa-se que aparentemente não existe variação da condição superficial para diferentes valores de Ra-torneado. Independentemente da rugosidade após o torneamento, quando são combinados os valores mais alto de pressão ($P = 200$ bar) e mais baixo de avanço de roleteamento ($f_r = 0,06$ mm/rev) são geradas pequenas marcas superficiais nos corpos de prova (assinaladas em vermelho na Figura 5.18). Estas marcas só ocorrem quando se aproxima de uma condição de tratamento excessivo, nesse caso pressão elevada e baixo avanço de roleteamento.

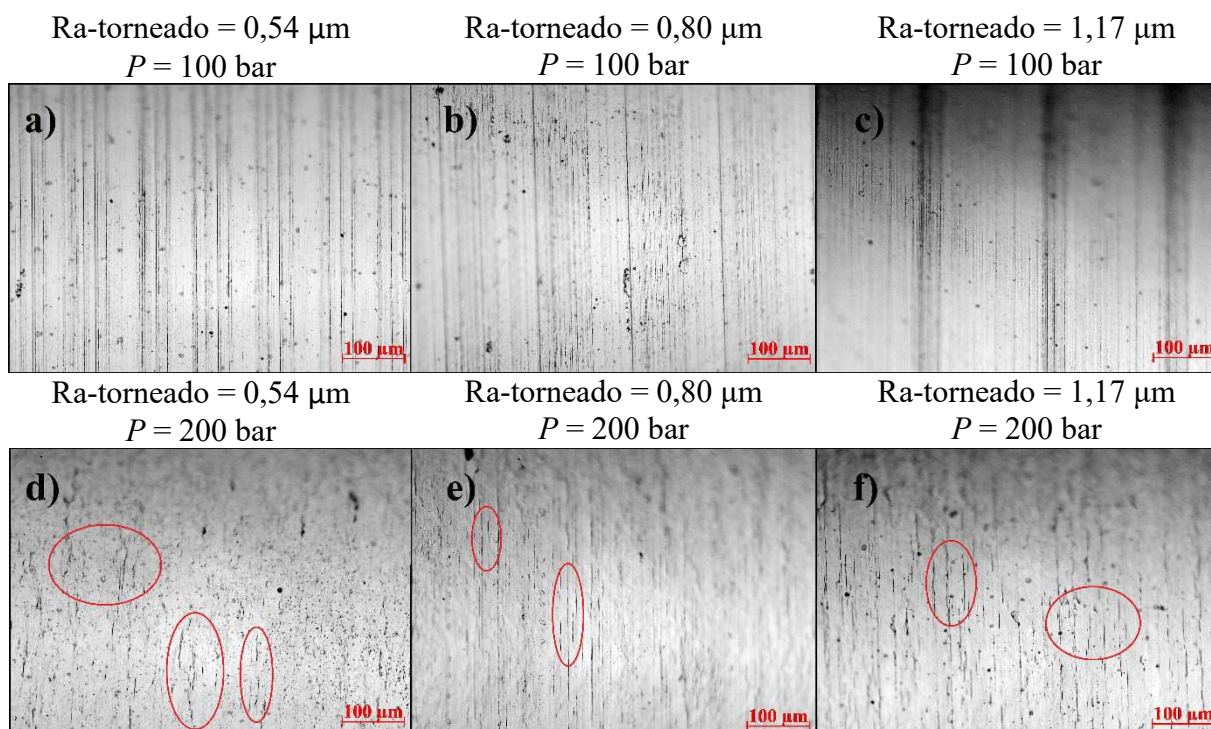


Figura 5.18: Imagens das superfícies roleteadas com $f_r = 0,06$ mm/rev: a) Ra-torneado = $0,54$ μm e $P = 100$ bar, b) Ra-torneado = $0,80$ μm e $P = 100$ bar, c) Ra-torneado = $1,17$ μm e $P = 100$ bar, d) Ra-torneado = $0,54$ μm e $P = 200$ bar, e) Ra-torneado = $0,80$ μm e $P = 200$ bar e f) Ra-torneado = $1,17$ μm e $P = 200$ bar.

Quando se considera as variações provocadas pela modificação dos parâmetros de roleteamento, pode-se observar a existência de uma interação entre os parâmetros f_r e P . Essa interação pode ser verificada devido às diferentes características observadas para cada pressão utilizada em função do aumento do valor de avanço de roleteamento. Este comportamento pode ser observado na Figura 5.19. Inicialmente levando em conta a pressão de roleteamento de 100 bar e os valores de avanço de roleteamento de 0,06 mm/rev (Figura 5.19a), 0,09 mm/rev (Figura 5.19b) e 0,12 mm/rev (Figura 5.19c), percebe-se que para a aplicação da pressão de roleteamento mais baixa, mesmo após a redução das marcas geradas pela ferramenta de torneamento (comportamento percebido ao comparar com as imagens com aquelas da Figura 5.17 e observar os dados de rugosidade anteriores), o roleteamento ainda não é capaz de eliminar o caráter periódico gerado pelo torneamento. Independentemente do avanço de roleteamento, as marcas apresentadas nas Figuras 5.19a, 5.19b e 5.19c possuem espaçamento relacionado ao avanço de torneamento utilizado (0,15 mm/rev).

Considerando agora as imagens obtidas para o valor intermediário de pressão (150 bar) mostradas na Figura 5.19, observa-se um comportamento diferente do anterior. Quando utilizado o avanço de roleteamento de 0,06 mm/rev (Figura 5.19d) ainda são observadas marcas do torneamento, mas com a ampliação do valor de f_r para 0,09 mm/rev (Figura 5.19e) as marcas provenientes do torneamento foram reduzidas. Já com a utilização de um avanço de

roleteamento de 0,12 mm/rev (Figura 5.19f), essas marcas podem novamente ser observadas. Este comportamento ocorreu para corpos de prova obtidos com diferentes rugosidades após torneamento. A influência da rugosidade após torneamento foi então, melhor suprimida quando utilizado um avanço de roleteamento de 0,09 mm/rev.

No caso da utilização da pressão de 200 bar, nota-se que marcas foram geradas pelo roleteamento com o menor valor de avanço (0,06 mm/rev). Essas marcas que podem ser observadas na Figura 5.19g (destacadas em vermelho), não estão mais presentes quando é utilizado o valor de 0,09 mm/rev (Figura 5.19h). Uma nova ampliação do avanço (0,12 mm/rev) faz com que as marcas do torneamento fossem observadas (Figura 5.19i).

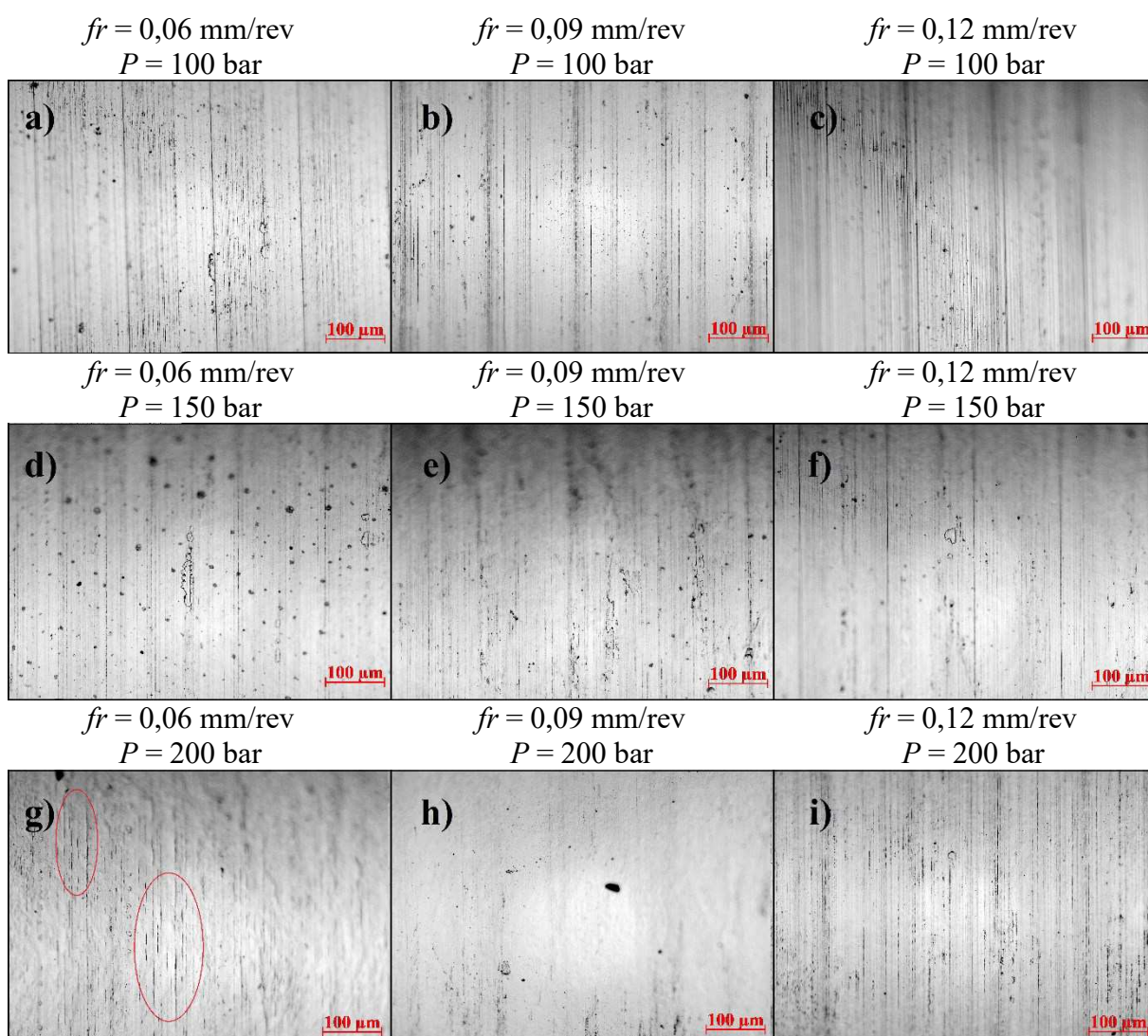


Figura 5.19: Superfícies de amostras torneadas com R_a -torneado = 0,80 μ m após roleteamento: a) $f_r = 0,06$ mm/rev e $P = 100$ bar, b) $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 100$ bar, c) $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 100$ bar, d) $f_r = 0,06$ mm/rev e $P = 150$ bar, e) $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 150$ bar, f) $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 150$ bar, g) $f_r = 0,06$ mm/rev e $P = 200$ bar, h) $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 200$ bar e i) $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 200$ bar.

O roleteamento, portanto, reduz a influência da rugosidade após torneamento quando a pressão de roleteamento é elevada, sendo capaz de eliminar as marcas relacionadas ao avanço de torneamento (mesmo comportamento apontado na Figura 5.14), a eliminação das marcas de avanço de torneamento após o roleteamento foi também observada por Moussa *et al.* (2019). Para as pressões mais elevadas (150 e 200 bar), o avanço de roleteamento apresentou uma influência significativa, alterando a condição superficial e em alguns casos provocando uma deterioração que pode ser observada pela presença de marcas, esta deterioração da superfície com a ampliação da pressão e, portanto, da força de roleteamento já foi observada por Gharbi *et al.* (2011), Kuznetsov, Tarasov e Dmitriev (2015) e Leal (2020). A interação identificada por meio das imagens de microscopia óptica entre os parâmetros f_r e P foi semelhante àquela mostrada na Figura 5.6 para o parâmetro R_a . A variação ocorrida com a ampliação do f_r passa a ser mais significativa quando são utilizados valores mais elevados de P .

Considerando ainda a pressão de 200 bar, além da geração de marcas para menores avanços de roleteamento (Figura 5.19g) foi observada outra característica. Na Figura 5.20 são apresentadas as superfícies das amostras fabricadas com o nível mais alto de pressão. Não são observadas marcas de avanço de nenhuma das operações em corpos de prova produzidos com a menor rugosidade após torneamento (R_a -torneado = 0,54 μm) e menor avanço de roleteamento ($f_r=0,06$ mm/rev), vide Figura 5.20a. Com a ampliação do avanço de roleteamento para 0,09 mm/rev algumas marcas de avanço podem ser observadas (Figura 5.20b). A relação dessas marcas com o avanço de roleteamento fica ainda mais clara na condição em que foi utilizado o avanço de roleteamento de 0,12 mm/rev (Figura 5.20c), principalmente na parte esquerda da figura (assinalada em vermelho), onde parecem existir marcas de avanço geradas pelo roleteamento. No caso da utilização da amostra com rugosidade intermediária após o torneamento (R_a -torneado = 0,80 μm) e o nível mais baixo de avanço de roleteamento (0,06 mm/rev), também não são observadas marcas de avanço (Figura 5.20d). Estas marcas, no entanto, são observadas quando são utilizados os valores de avanço de roleteamento de 0,09 mm/rev (Figura 5.20e) e 0,12 mm/rev (Figura 5.20f), sendo mais facilmente identificadas na Figura 5.20e.

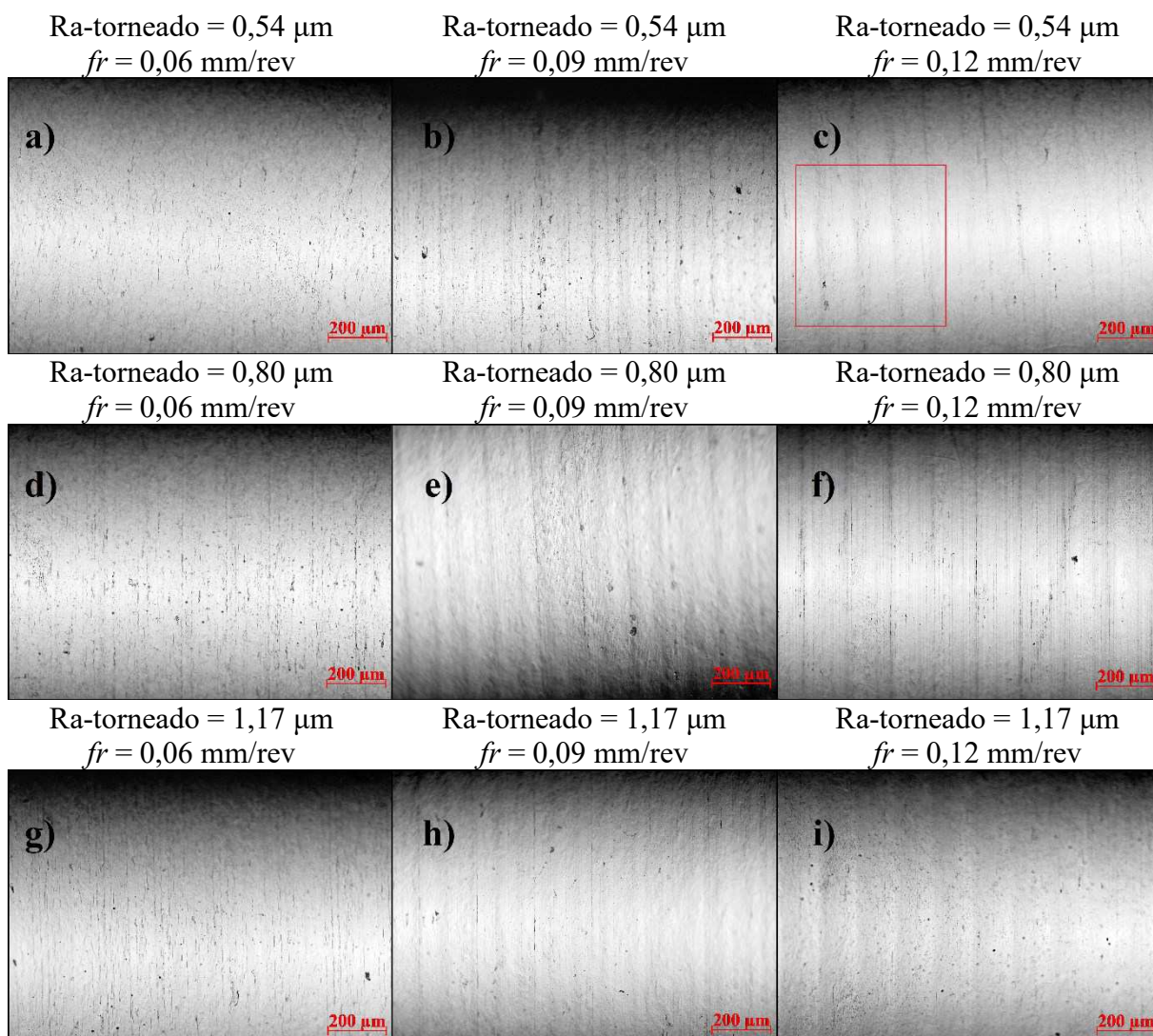


Figura 5.20: Superfícies de amostras roleteadas com $P = 200$ bar: a) Ra-torneado = 0,54 μm e $f_r = 0,06$ mm/rev, b) Ra-torneado = 0,54 μm e $f_r = 0,09$ mm/rev, c) Ra-torneado = 0,54 μm e $f_r = 0,12$ mm/rev, d) Ra-torneado = 0,80 μm e $f_r = 0,06$ mm/rev, e) Ra-torneado = 0,80 μm e $f_r = 0,09$ mm/rev, f) Ra-torneado = 0,80 μm e $f_r = 0,12$ mm/rev, g) Ra-torneado = 1,17 μm e $f_r = 0,06$ mm/rev, h) Ra-torneado = 1,17 μm e $f_r = 0,09$ mm/rev e i) Ra-torneado = 1,17 μm e $f_r = 0,12$ mm/rev.

Para os corpos de prova com rugosidade após torneamento de 1,17 μm também não foram identificadas marcas para o avanço de roleteamento de 0,06 mm/rev (Figura 5.20g). A presença de marcas do roleteamento só foi identificada nas amostras fabricadas com $f_r = 0,09$ mm/rev (Figura 5.20h) e $f_r = 0,12$ mm/rev (Figura 5.20i). Neste caso, a maior força aplicada durante o roleteamento foi capaz de provocar uma deformação superficial suficiente para a geração das marcas de avanço de roleteamento. Esse comportamento foi observado somente nas condições em que foram utilizados os níveis médio ou superior de pressão (150 e 200 bar) e de avanço de roleteamento (0,09 e 0,12 mm/rev). A geração de marcas relacionadas ao roleteamento foi também observada nas varreduras realizadas com o perfilômetro (Figuras

5.16b e 5.16c). A existência de marcas do roleteamento para superfícies tratadas com forças mais elevadas foi anteriormente observada por Rodríguez *et al.* (2011).

As análises realizadas nas superfícies foram capazes de identificar a influência dos parâmetros de entrada, apontando na maioria das vezes um mesmo comportamento: uma redução na influência da rugosidade após torneamento para amostras roleteadas. Quando utilizados os valores mais elevados de pressão (150 e 200 bar) a influência da rugosidade após torneamento é reduzida de forma mais significativa e em alguns casos marcas de roleteamento passam a ser observados na superfície. Novamente foi observada uma interação entre fr e P : para valores mais elevados de pressão a variação do avanço de roleteamento gerou variações mais significativas na rugosidade e na condição superficial.

Apesar de indicar, de uma forma geral, o mesmo comportamento em função dos parâmetros de entrada (Ra -torneado, fr e P), um método de análise isolado não é suficiente para descartar a influência de um dos fatores no resultado. Uma conclusão diferente, no entanto, não invalida os outros resultados obtidos por aquele método, mas indica uma necessidade de combinação dos métodos. Por meio da perfilometria não foi possível verificar a influência da rugosidade após torneamento nas amostras roleteadas. A influência desse parâmetro, no entanto, pôde ser observada por meio de microscopia óptica e também pelas medições de rugosidade. Estes dois últimos métodos de análise também permitiram a identificação da interação entre os parâmetros de roleteamento (fr e P).

A variação do avanço altera a ação do roleteamento, isto é, quanto menor o avanço de roleteamento, maior a tendência de formação de uma superfície mais uniforme. A utilização, portanto, de um valor mais elevado de fr reduz a uniformidade da superfície, principalmente quando são utilizadas pressões mais elevadas (devido à ampliação dos esforços envolvidos). Essa combinação de parâmetros pode gerar características como as observadas na Figura 5.20.

Nem todos os corpos de prova seguiram o comportamento mencionado anteriormente. Durante a obtenção das imagens foram identificados corpos de prova roleteados que apresentaram superfícies com defeitos, desde regiões com adesão e deformação de material até regiões com cavidades. Esse comportamento das amostras aparentemente não ocorreu devido a uma determinada combinação de parâmetros, visto que foi observado para vários valores diferentes dos parâmetros de entrada (Ra -torneado, fr e P) e na maioria das vezes para apenas uma das amostras obtidas com aquela combinação de parâmetros. Segundo Chomienne *et al.* (2013), a utilização dos mesmos parâmetros de fabricação não é capaz de garantir uma mesma integridade superficial, comportamento que foi confirmado após a análise das amostras.

A existência de uma condição superficial com cavidades pode afetar os resultados de vida em fadiga do material, já que cavidades funcionam como região de concentração de tensões, facilitando a nucleação de trincas e provocando uma redução na resistência à fadiga do componente. Aparentemente, o material que se despreendeu da superfície da peça formando as cavidades, foi comprimido pela ação do roleteamento, provocando a adesão em uma região diferente. Essas amostras não representam, portanto, um comportamento relativo a uma combinação específica dos parâmetros de roleteamento, não devendo ser consideradas durante as análises de fadiga devido a sua ação prejudicial sobre a resistência à fadiga do material.

5.3.3. Densidade espectral de potência de área (APSD)

A topografia da superfície obtida com o perfilômetro foi utilizada para a geração dos espectros de APSD indicados nas Figuras 5.21 a 5.24. A Figura 5.21 apresenta o espectro para as amostras apenas torneadas. Os três primeiros picos observados estão relacionados com os três valores de avanço de torneamento utilizados. O avanço define o comprimento de onda do sinal, estabelecido pela distância entre dois picos consecutivos e o espectro indica os valores de frequência ($1/f$).

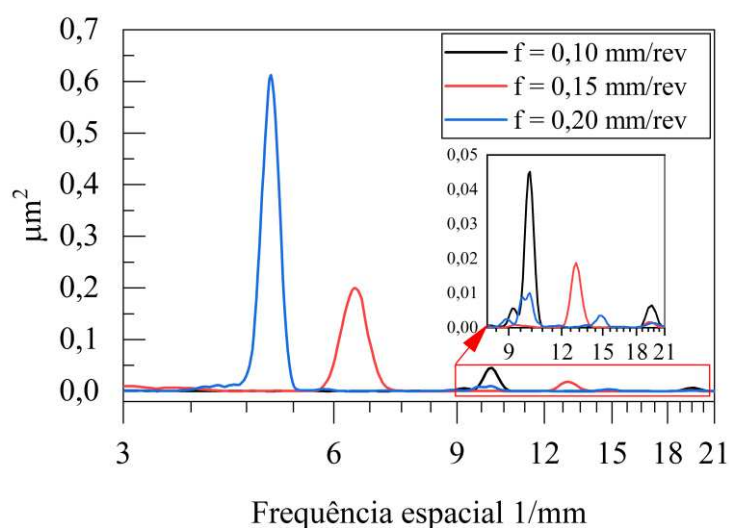


Figura 5.21: Densidade espectral de potência de área para as amostras apenas torneadas.

Na Figura 5.21 podem ser observados os picos relacionados a cada um dos valores de avanço utilizados e também outros picos de menor amplitude para frequências mais altas. Estes outros picos são criados pelo fato de a geometria gerada pela ferramenta não ser totalmente senoidal (WHITEHOUSE, 2002) e também pelas deformações geradas na

superfície pelo contato com a ferramenta e com o cavaco. Estes picos estão relacionados com as linhas observadas na Figura 5.17 que não possuem relação direta com a frequência definida pelo avanço utilizado, podendo, no entanto, estar relacionadas a frequências harmônicas.

O primeiro pico presente na Figura 5.21 (em azul para a frequência espacial de 5 mm^{-1})¹⁾ é o que apresenta maior amplitude, e está relacionado com o valor mais alto de avanço de torneamento utilizado ($f = 0,20 \text{ mm/rev}$). Além da posição dos picos estar relacionada com as frequências ($6,667 \text{ mm}^{-1}$ em vermelho para $f = 0,15 \text{ mm/rev}$; e 10 mm^{-1} em preto para $f = 0,10 \text{ mm/rev}$) a amplitude dos mesmos também possui relação com os valores de avanço de torneamento, a ampliação do avanço aumenta a amplitude do perfil de rugosidade e também a altura dos picos no perfil de APSD (aproximadamente 0,05; 0,2 e 0,6 para os avanços de 0,10; 0,15 e 0,20 mm/rev, respectivamente).

Os perfis gerados para as amostras roleteadas com $P = 100 \text{ bar}$ podem ser observados na Figura 5.22. Independentemente do avanço de roleteamento utilizado, os picos de avanço de roleteamento e também de avanço de torneamento podem ser vistos.

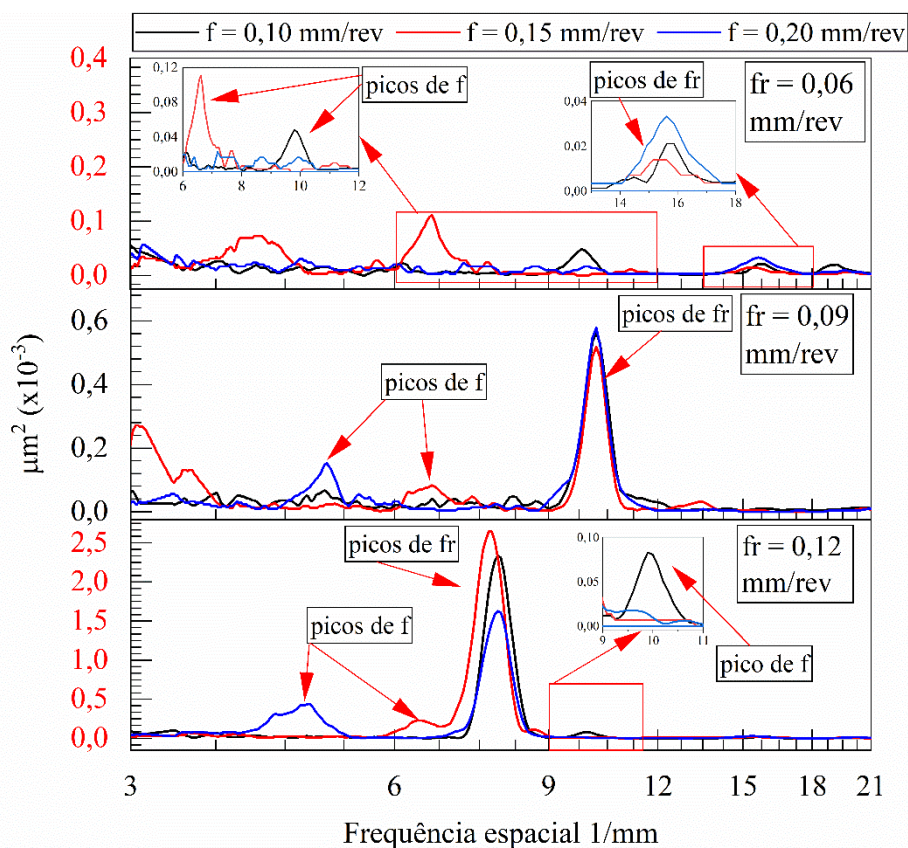


Figura 5.22: Densidade espectral de potência de área para as amostras roleteadas utilizando $P = 100 \text{ bar}$.

Os picos de torneamento estão nas mesmas frequências previamente mencionadas (10 mm^{-1} ; 5 mm^{-1} e $6,667 \text{ mm}^{-1}$). Já os picos relacionados ao avanço de roleteamento são apresentados nas frequências de $16,667 \text{ mm}^{-1}$ para $f_r = 0,06 \text{ mm/rev}$; $11,111 \text{ mm}^{-1}$ para $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$ e $8,333 \text{ mm}^{-1}$ para $f_r = 0,12 \text{ mm/rev}$. Valores de f_r mais altos produziram picos de maior amplitude. Para o menor avanço de roleteamento ($0,06 \text{ mm/rev}$), os picos relacionados ao torneamento tiveram uma maior amplitude ($0,11$ e $0,04$) do que os que se relacionam com o roleteamento ($0,03$). Este comportamento não foi observado para os demais avanços de roleteamento. A existência de marcas de torneamento para as amostras roleteadas com o nível mais baixo de pressão foi observada nas Figuras 5.18 e 5.19. Valores de avanço mais altos produziram picos de maior amplitude no espectro de APSD (próximos $0,6$ e $2,0$ para os avanços de $0,09$ e $0,12 \text{ mm/rev}$ respectivamente).

Com o aumento da pressão de roleteamento para 150 bar (Figura 5.23), os picos relacionados ao avanço de torneamento que podiam ser observados na Figura 5.22 não estão mais presentes. O aumento de pressão e a conseqüente ampliação da deformação da superfície promoveu uma concentração na região relacionada aos picos de f_r , eliminando aqueles provenientes do torneamento.

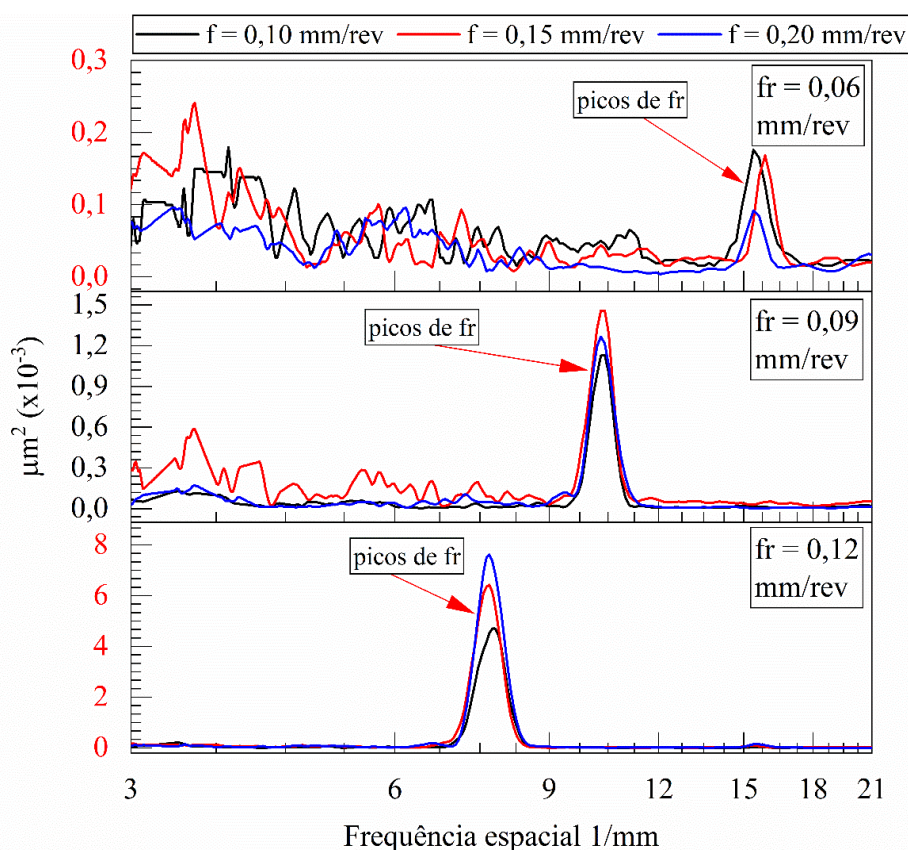


Figura 5.23: Densidade espectral de potência de área para as amostras roleteadas utilizando $P = 150 \text{ bar}$.

Os picos de fr aumentaram de amplitude, variando de 0,03 para aproximadamente 0,20 para $fr = 0,06$ mm/rev, de 0,60 para 1,3 no caso do $fr = 0,09$ mm/rev; e de 2,0 para valores de até 8,0 no caso do avanço de roleteamento de 0,12 mm/rev. Este comportamento indica uma capacidade do processo de gerar um novo padrão na superfície com a ampliação da força (pressão) de roleteamento.

Com um novo aumento de pressão (Figura 5.24), os picos relacionados ao roleteamento tiveram amplitudes ainda maiores (0,25 para $fr = 0,06$ mm/rev; valores entre 1,5 e 3,0 para $fr = 0,09$ mm/rev e entre 8 e 11 para $fr = 0,12$ mm/rev), comportamento mais facilmente observado para os dois níveis mais elevados de fr (0,09 e 0,12 mm/rev). A força mais alta foi capaz de eliminar o padrão gerado pelo torneamento e a combinação de forças e avanços de roleteamento mais elevados aumentaram ainda mais a amplitude dos picos, confirmando a capacidade do processo de gerar um novo padrão superficial.

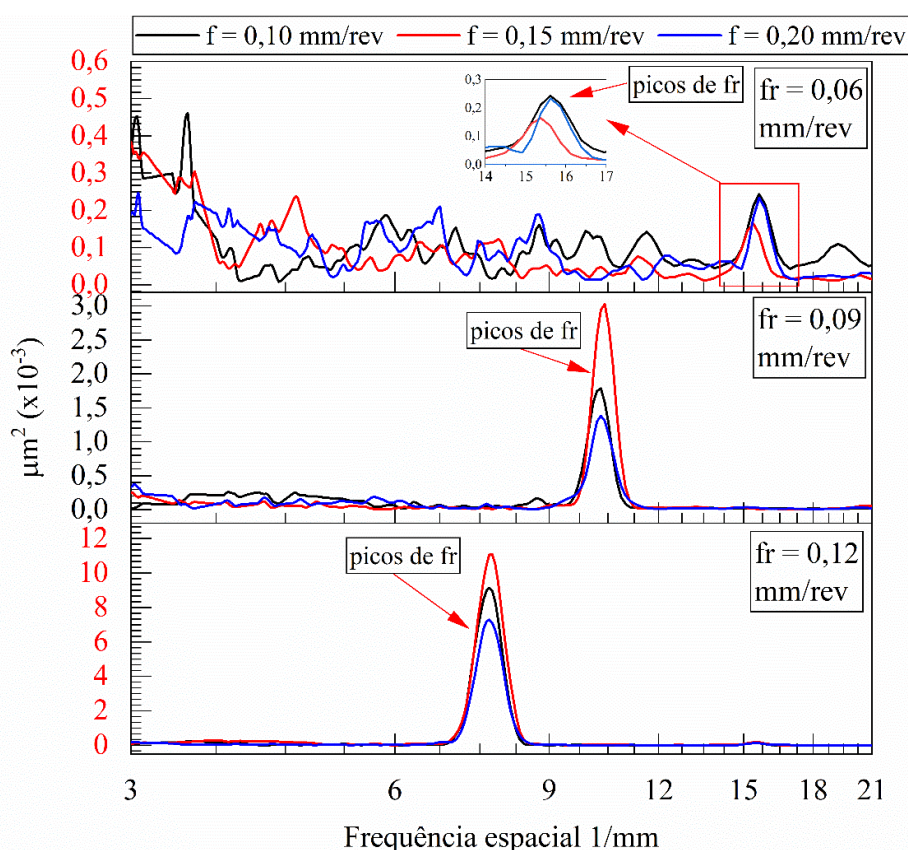


Figura 5.24: Densidade espectral de potência de área para as amostras roleteadas utilizando $P = 200$ bar.

As análises de APSD foram capazes de confirmar matematicamente os comportamentos observados nas Figuras 5.14, 5.15 e 5.16. Indicando que as marcas

observadas após o roleteamento realmente estavam ligadas aos valores do avanço de roleteamento utilizados. Outra característica observada por meio das análises de APSD foi a incapacidade do roleteamento em eliminar a influência do avanço de torneamento quando utilizado o nível mais baixo de pressão (100 bar).

5.3.4. Rosas morfológicas

As topografias obtidas por meio da perfilometria foram utilizadas para a geração das rosas morfológicas. As rosas morfológicas permitem uma análise de direcionalidade da topografia. A direção X apresentada na Figura 5.25 é paralela ao eixo de rotação das amostras, de forma que uma direção perpendicular a esse eixo é indicada como 90° na rosa morfológica.

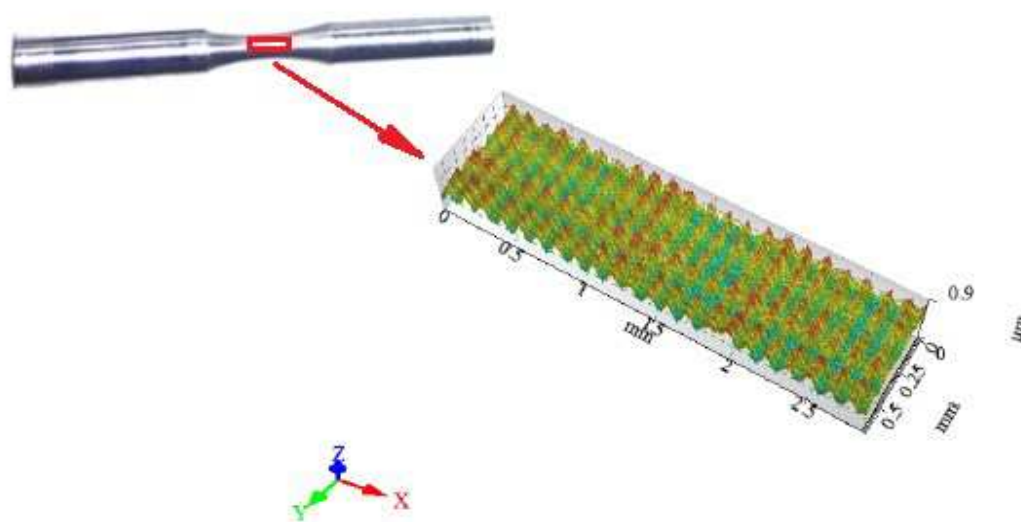


Figura 5.25: Direções de orientação da topografia.

Na Figura 5.26 são apresentadas as rosas morfológicas para as amostras torneadas. Pode-se perceber que existe uma orientação nos motivos para todas as amostras torneadas, com maior amplitude para 90° , indicando uma superfície anisotrópica. Além disso, observa-se que com o aumento do avanço de torneamento a superfície tende a ficar cada vez mais orientada (maiores amplitudes em ângulos específicos).

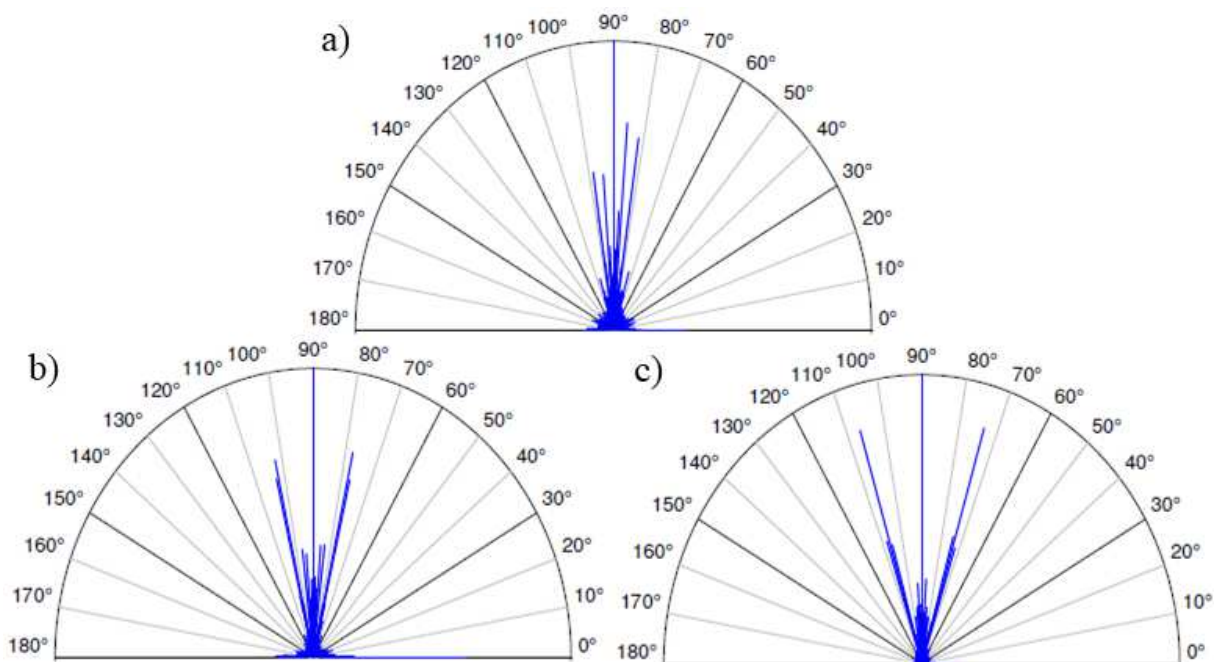


Figura 5.26: Rosas morfológicas para as amostras apenas torneadas: a) $R_a = 0,54 \mu\text{m}$ b) $R_a = 0,80 \mu\text{m}$ e c) $R_a = 1,17 \mu\text{m}$.

Considerando as amostras roleteadas apresentadas na Figura 5.27, pode-se observar que a orientação presente nas amostras torneadas não pode mais ser identificada. A principal alteração se relaciona com a condição de maior amplitude, que ocorreu para 0° nas amostras roleteadas.

Em todos os casos as superfícies apresentaram dispersões maiores do que aquelas indicadas para as amostras torneadas. Quando se leva em conta os parâmetros de roleteamento, pode-se verificar que independentemente da pressão de roleteamento utilizada, uma ampliação dos valores de avanço f_r é capaz de promover uma maior orientação na superfície em uma nova direcionalidade, comportamento semelhante ao causado pelo avanço de torneamento para as amostras apenas torneadas. Pode-se verificar também uma interação entre P e f_r . Para os valores mais altos de avanço, o aumento da pressão promove uma maior orientação, tendendo a gerar uma superfície mais anisotrópica, comportamento diferente do observado para o menor nível de avanço de roleteamento, em que ocorre uma perda da direcionalidade, indicando uma superfície mais isotrópica. O comportamento observado em função dos parâmetros de roleteamento ocorreu de forma similar, independentemente da rugosidade após torneamento. Os resultados obtidos para as demais rugosidades após torneamento podem ser observados no APÊNDICE D.

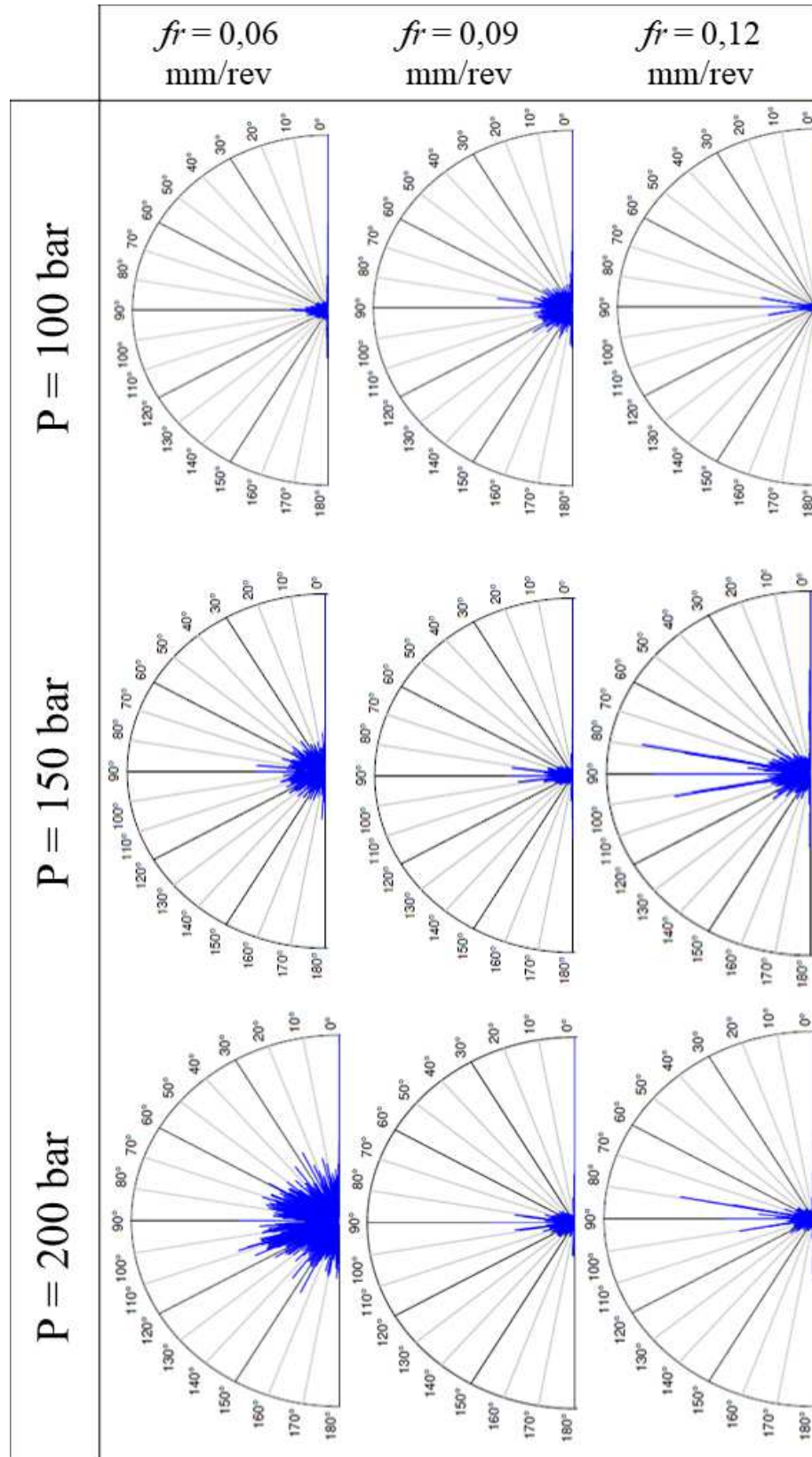


Figura 5.27: Rosas morfológicas das amostras roleteadas para $R_a = 0,54 \mu\text{m}$

5.4. Microdureza e microestrutura

Os resultados de ultra-microdureza podem ser observados na Figura 5.28. Inicialmente, pode-se observar que em geral, a amostra apenas torneada (T01) apresentou uma dureza média inferior às demais condições ao longo da profundidade medida. A segunda menor dureza (DR1) foi apresentada pela amostra roleteada com a menor rugosidade após torneamento (Ra -torneado = $0,54 \mu\text{m}$) e menor pressão de roleteamento ($P = 100 \text{ bar}$). Nesse caso, nota-se uma tendência de aumento da dureza na subsuperfície. De acordo com Sayahi, Sghaier e Belhadjsalah (2013) a subsuperfície é a região do material em que ocorre a deformação plástica de maior intensidade.

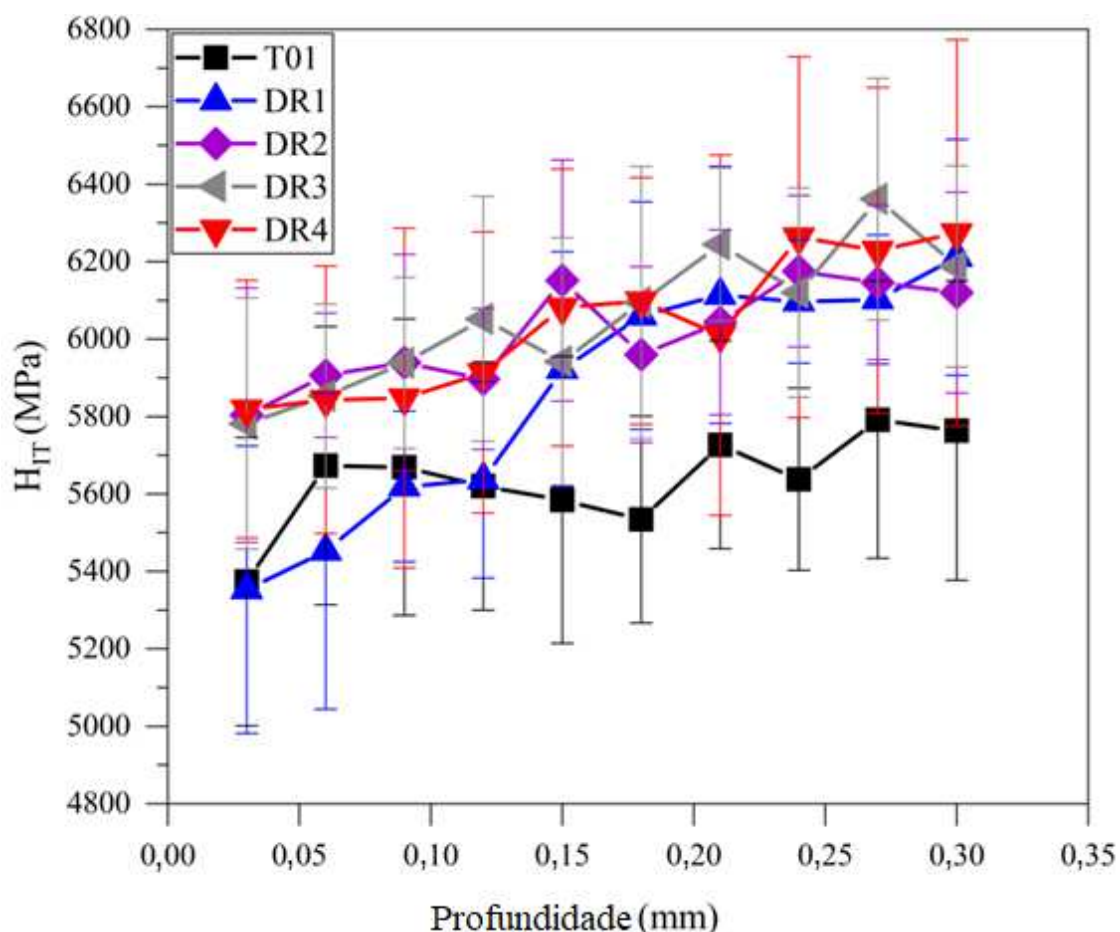


Figura 5.28: Resultados de ultra-microdureza para amostras selecionadas: T01 – Apenas torneada. Amostras roleteadas com $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$: DR1 – Ra -Torneado = $0,54 \mu\text{m}$ e $P = 100 \text{ bar}$; DR2 – Ra -Torneado = $0,54 \mu\text{m}$ e $P = 200 \text{ bar}$; DR3 – Ra -Torneado = $1,17 \mu\text{m}$ e $P = 100 \text{ bar}$ e DR4 – Ra -Torneado = $1,17 \mu\text{m}$ e $P = 200 \text{ bar}$.

Com relação às demais condições indicadas na Figura 5.28 (DR2: $Ra = 0,54 \mu\text{m}$ e $P = 200 \text{ bar}$; DR3: $Ra = 1,17 \mu\text{m}$ e $P = 100 \text{ bar}$; e DR4: $Ra = 1,17 \mu\text{m}$ e $P = 200 \text{ bar}$), todas

apresentaram praticamente os mesmos valores de dureza, indicando também uma tendência de valores mais altos para a subsuperfície, apresentando um máximo para 0,30 mm de profundidade. O roleteamento foi capaz de elevar a dureza superficial do material, independentemente dos valores dos parâmetros empregados na fabricação. O aumento de dureza na subsuperfície está ligado ao comportamento modelado pela teoria de Hertz, em que a região que está submetida a pressão mais alta se encontra abaixo da superfície (KLOCKE e LIERMANN, 1998)

A Figura 5.29 mostra as imagens obtidas na região central das amostras torneadas, onde a presença de martensita pode ser notada. Outra característica que pode ser mencionada é que conforme esperado, parece não existir diferença significativa entre a microestrutura da amostra de menor rugosidade após torneamento (Figura 5.29 a) e a amostra de maior rugosidade (Figura 5.29 b), principalmente porque se trata de uma região central das amostras. Nessa região também não foram observadas variações para as amostras roleteadas e por isso estas não foram apresentadas.

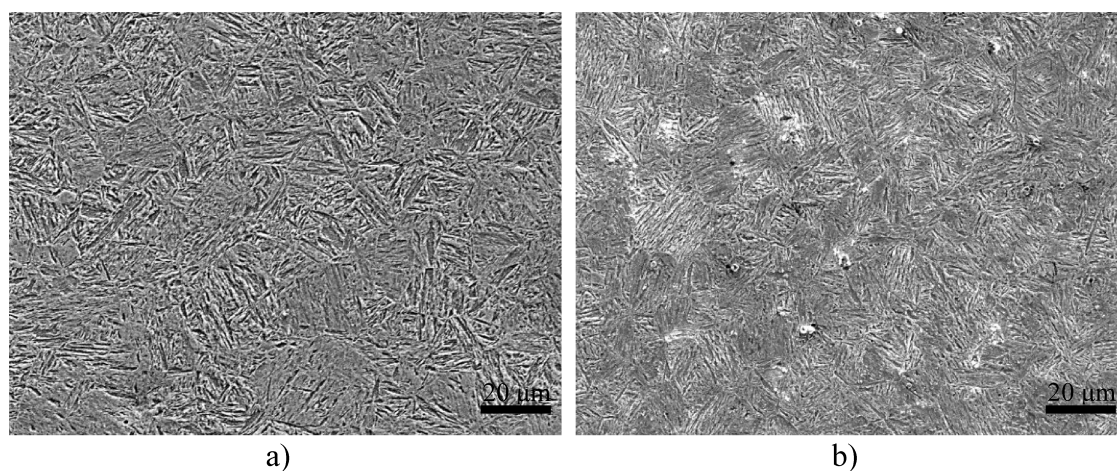


Figura 5.29: Microestrutura da região central para as amostras torneadas a) $R_a = 0,54 \mu\text{m}$ b) $R_a = 1,17 \mu\text{m}$

As microestruturas das regiões superficiais podem ser observadas na Figura 5.30. Novamente, as Figuras 5.30 a) e 5.30 b) apresentam as superfícies das amostras torneadas com os valores extremos de avanço ($f = 0,10$ e $0,20$ mm/rev). Nesses dois casos pode-se observar que não existe diferença significativa entre as duas condições e, além disso, a microestrutura está bem parecida com a mostrada na Figura 5.29 para a região central dos corpos de prova. Já com relação as amostras roleteadas (Figuras 5.30c e 5.30d) uma deformação da microestrutura pode ser identificada na região próxima à superfície (detalhe na Figura 5.30 c). Esta deformação não foi identificada nas amostras torneadas e é responsável

pelo aumento de dureza observado na Figura 5.28. A variação dos parâmetros de roleteamento interfere na intensidade da deformação gerada na superfície do material, como indicado pelas análises de APSD e rosa morfológica.

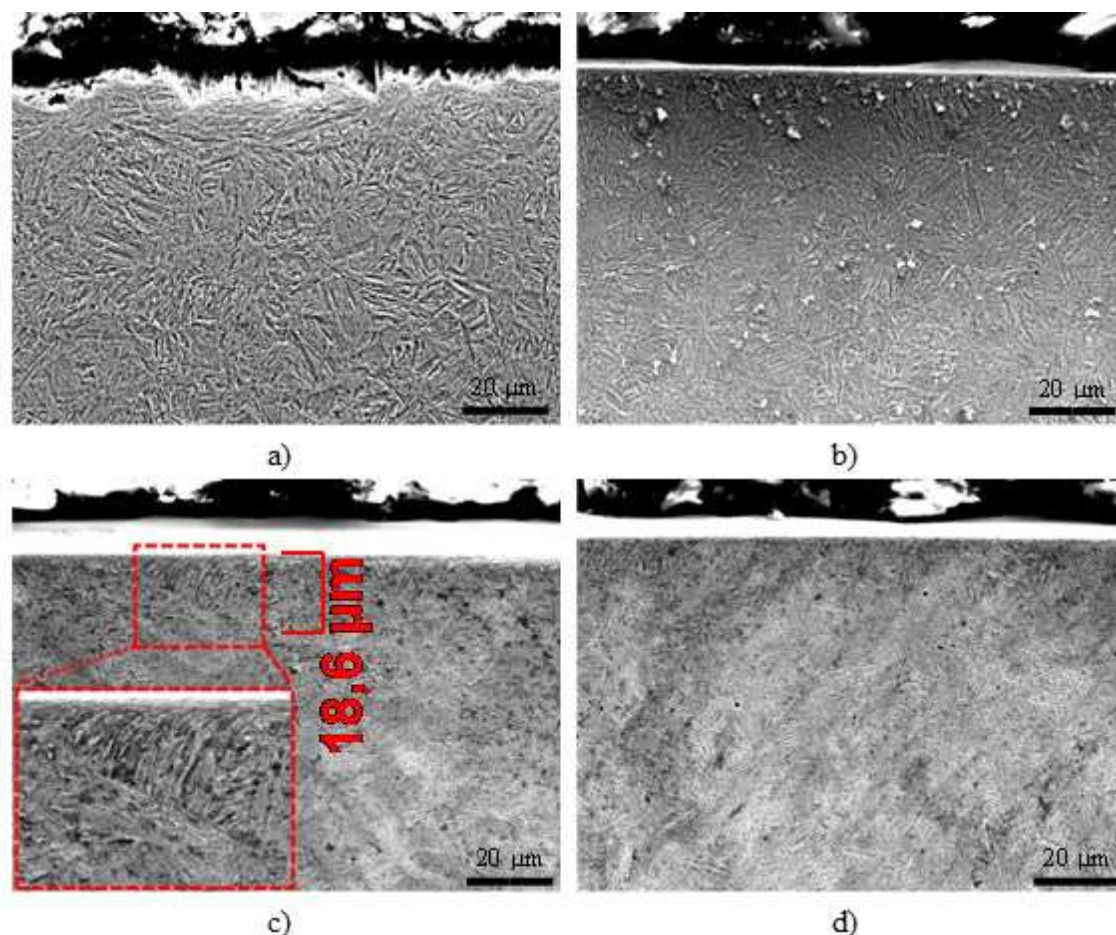


Figura 5.30: Microestrutura da superfície: a) apenas torneada com $R_a = 0,54 \mu\text{m}$ b) apenas torneada com $R_a = 1,17 \mu\text{m}$ c) roleteada com $R_a = 0,54 \mu\text{m}$, $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$ e $P = 200 \text{ bar}$ d) roleteada com $R_a = 1,17 \mu\text{m}$, $f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$ e $P = 200 \text{ bar}$

A região de deformação indicada no detalhe da Figura 5.30c) atingiu uma profundidade de aproximadamente $18 \mu\text{m}$, muito inferior àquela observada por Prabhu *et al.* (2014), vide Figura 3.16, para o aço AISI 4140 ($300 \mu\text{m}$). No entanto, neste caso o material foi roleteado como recebido (dureza de 225 HV). A realização do tratamento térmico de têmpera e revenimento ampliou a dureza do material e fez com que a camada deformada atingisse uma menor profundidade.

5.5. Vida em fadiga

Nessa seção serão discutidos os resultados obtidos por meio dos testes de fadiga mecânica, considerando que valores discrepantes devido à condição superficial anteriormente mencionada foram descartados antes da análise. Os dados remanescentes deram origem ao gráfico mostrado na Figura 5.31, que apresenta os valores médios, máximos e mínimos do número de ciclos até a fratura para cada combinação dos parâmetros de entrada.

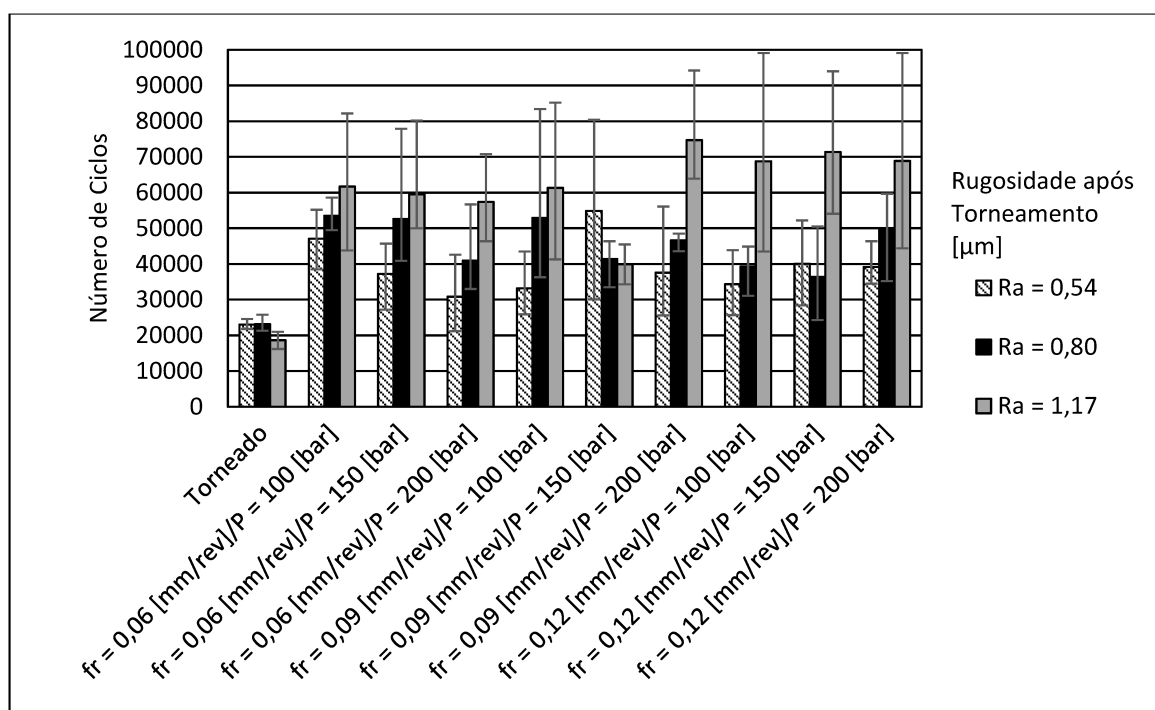


Figura 5.31: Influência da rugosidade após torneamento, pressão e avanço de roleteamento sobre a vida em fadiga para uma carga de 851,01 MPa.

Considerando inicialmente as amostras torneadas, pode-se observar uma variação do número de ciclos até a fratura em função da rugosidade gerada pela operação de torneamento. O valor superior de rugosidade proporciona uma vida em fadiga mais curta devido à ação do perfil de rugosidade como concentrador de tensões. Essa variação, no entanto, não ocorre de forma direta, sendo apenas observada para o valor mais alto de rugosidade. Esse comportamento provavelmente ocorreu devido à faixa de valores de rugosidade das amostras torneadas (menores que 1 μm para os dois avanços mais baixos). Outra influência pode ter sido proveniente das tensões residuais, como apontado por Lopes, Sales e Palma (2008). Estes autores estudaram a influência do avanço de torneamento na vida em fadiga do aço AISI 4140. Foram utilizados três valores de avanço (0,12; 0,18 e 0,25 mm/rev) e observado que a

rugosidade em cada caso foi estatisticamente diferente dos demais. A vida em fadiga, no entanto, não variou de forma acentuada, sendo praticamente a mesma para os dois valores de avanço mais baixos (0,12 e 0,18 mm/rev). Quando utilizado o avanço de torneamento de 0,25 mm/rev ocorreu uma queda significativa na vida em fadiga do corpo de prova. Lopes, Sales e Palma (2008) indicaram que esse comportamento pode ter ocorrido devido às tensões residuais induzidas na operação, indicando uma possível ampliação das tensões compressivas com o aumento inicial de avanço, o que possivelmente proporcionou uma mesma vida em fadiga para amostras com rugosidades diferentes. O aumento de tensões residuais compressivas com a ampliação do avanço de torneamento foi observado na superfície por Javidi, Rieger e Eichlseder (2008) após o torneamento do 34CrNiMo6 (para avanços de 0,10; 0,20 e 0,30 mm/rev), Rech e Moisan (2003) após torneamento do 27MnCr5 endurecido (avanços de 0,05 e 0,10 mm/rev) e na subsuperfície do AISI 52100 torneado por Dahlman, Gunnberg e Jacobson (2004) e Hua *et al.* (2005) (os primeiros para avanços de 0,10; 0,20; 0,30 e 0,50 mm/rev e os últimos com avanços de 0,28 e 0,56 mm/rev). No entanto o aumento da rugosidade para maiores valores de avanço de torneamento pode fazer com que a concentração de tensões do perfil tenha uma influência mais significativa do que aquela gerada pelas tensões residuais compressivas.

Ao observar os resultados para as amostras roleteadas pode-se perceber um aumento do número de ciclos até a fratura em função do tratamento superficial, independentemente da combinação de parâmetros de entrada utilizada. O roleteamento foi capaz de provocar uma deformação superficial alterando localmente a microestrutura, e promover um encruamento, alterações benéficas em comparação as amostras apenas torneadas. Os valores de vida em fadiga para as amostras roleteadas foram de 30 a 300% maiores do que os observados para as amostras torneadas. A utilização do roleteamento é capaz de reduzir significativamente a amplitude da rugosidade, sendo essa redução capaz de alterar o caráter concentrador de tensões do perfil, dificultando a iniciação da trinca e aumentando a resistência à fadiga. Nalla *et al.* (2003) e Avilés *et al.* (2013) afirmam que a vida mais longa para as amostras roleteadas pode ser explicada pela ação conjunta da baixa rugosidade e a presença de tensões residuais superficiais compressivas.

Outra consideração que pode ser feita é a de que não parece existir nenhuma relação entre a vida em fadiga do material torneado e a vida após roleteamento, já que a condição que apresentou vida mais curta antes do tratamento superficial (maior rugosidade após torneamento) foi a que apresentou, na maioria das vezes, vida mais longa após o roleteamento.

Apesar da existência de uma sobreposição na dispersão dos resultados, em muitos dos casos nota-se para as amostras roleteadas uma tendência de vida em fadiga mais longa com o aumento da rugosidade após torneamento. As rugosidades mais altas deixaram uma maior quantidade de material para ser deformado durante o roleteamento o que pode ter gerado tensões residuais mais compressivas que acarretaram uma vida em fadiga mais longa. Tensões residuais de compressão de maior amplitude em regiões de maior deformação (região abaixo de um pico de rugosidade) foram observadas por Sartkulvanich *et al.* (2007) após a simulação do roleteamento. Outra consideração que pode ser feita em relação ao efeito dos parâmetros de roleteamento, principalmente para a condição de maior Ra após torneamento é a capacidade dos valores mais altos de avanço e pressão em ampliar o número de ciclos até a falha por fadiga. Essa combinação de parâmetros foi capaz de gerar novos padrões de característica superficial, eliminando aqueles previamente existentes assim como apresentado pelas análises de rosa morfológica e APSD.

As imagens geradas pela análise estatística dos dados de fadiga estão apresentadas no APÊNDICE C (Figuras C.15 e C.16) e os resultados da ANOVA para fadiga estão indicados na Tabela 5.8. De acordo com os valores obtidos na ANOVA (Tabela 5.8), apenas a rugosidade após torneamento (Ra-torneado) é capaz de provocar uma influência significativa sobre os valores de fadiga das amostras roleteadas. A influência desse fator pode ser observada no gráfico de efeito principal apresentado na Figura 5.32. Os valores superiores de rugosidade após o torneamento foram os responsáveis por vida em fadiga mais longa, ocorrendo uma maior ampliação para a modificação de Ra-torneado entre os níveis central e superior em relação à modificação entre os níveis inferior e central.

Tabela 5.8: ANOVA de fadiga para as amostras roleteadas.

Parâmetro/Interação	Soma dos quadrados	p-valor
Ra-torneado [μm]	9161801371	0,000
f_r [mm/rev]	11888451	0,975
P [bar]	69829516	0,863
Ra-torneado * f_r	1210670801	0,285
Ra-torneado * P	1017502044	0,374
f_r * P	972142190	0,398
Ra-torneado * f_r * P	2439534045	0,261
Erro	16505784167	-
Total	32230062268	-

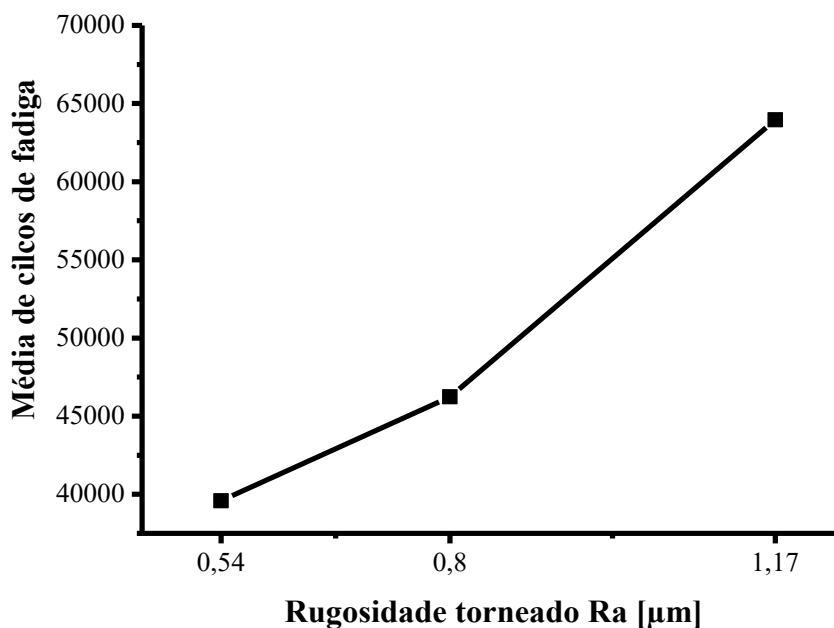


Figura 5.32: Influência da rugosidade após torneamento sobre a vida em fadiga das amostras roleteadas.

A rugosidade mais elevada gerada pelo torneamento com avanço mais alto pode ter sido responsável pela geração de tensões residuais superficiais mais compressivas e ampliando de forma mais significativa a resistência à fadiga do material roleteado. Mesmo que os corpos de prova com maior rugosidade após torneamento apresentem rugosidade após roleteamento superiores em relação aos demais corpos de prova roleteados, estes ainda apresentam valores baixos de rugosidade em comparação com as amostras apenas torneadas. A redução da rugosidade juntamente com as prováveis tensões compressivas induzidas pelo roleteamento proporcionaram uma maior ampliação na vida em fadiga, atingindo maiores números de ciclos até a falha.

Avaliando a influência dos parâmetros de roleteamento, mesmo que eles não tenham sido considerados como estatisticamente significativos na análise apresentada, pode ser observada na Figura 5.31 a mesma interação mencionada anteriormente entre o avanço de roleteamento f_r e a pressão de roleteamento P . Para o menor valor de f_r (0,06 mm/rev), observa-se uma redução na vida em fadiga média com o aumento da pressão. Tal comportamento ocorre para todos os valores de rugosidade após torneamento, mesmo que em alguns deles haja uma sobreposição da dispersão. Já para os valores de f_r mais elevados (0,09 e 0,12 mm/rev), a variação da vida em fadiga com a pressão não segue a mesma tendência, não existindo um comportamento claro com a ampliação desse fator.

O diferente comportamento observado na fadiga com a ampliação dos valores de pressão também foi observado para os espectros de APSD. O aumento de pressão para o avanço de roleteamento mais baixo não foi capaz de aumentar a amplitude do pico de f_r de forma que o mesmo se tornasse dominante em relação ao restante do espectro, para os outros valores de f_r os picos relacionados ao avanço de roleteamento tiveram uma ordem de grandeza diferente do restante do espectro.

Os valores mais altos de f_r , que apresentaram picos de maior amplitude nas análises de APSD foram os que apresentaram um maior número de ciclos até a falha quando submetidos à fadiga. A utilização desses maiores avanços e também de valores altos de pressão foram capazes de eliminar os sinais relacionados com a rugosidade após torneamento (relacionada ao valor de f), ocasionando uma maior deformação da superfície e proporcionando uma maior vida em fadiga. Outra relação entre o APSD e o número de ciclos é o fato da condição de maior número médio de ciclos ser aquela em que o pico de avanço de roleteamento teve uma amplitude maior do que o restante do espectro, mas outras frequências de menor amplitude e aparentemente aleatórias também estavam visíveis. A existência de um único pico pode indicar um perfil em que possa ocorrer concentração de tensões, portanto um perfil menos orientado e mais aleatório promoveu um maior número de ciclos até a falha.

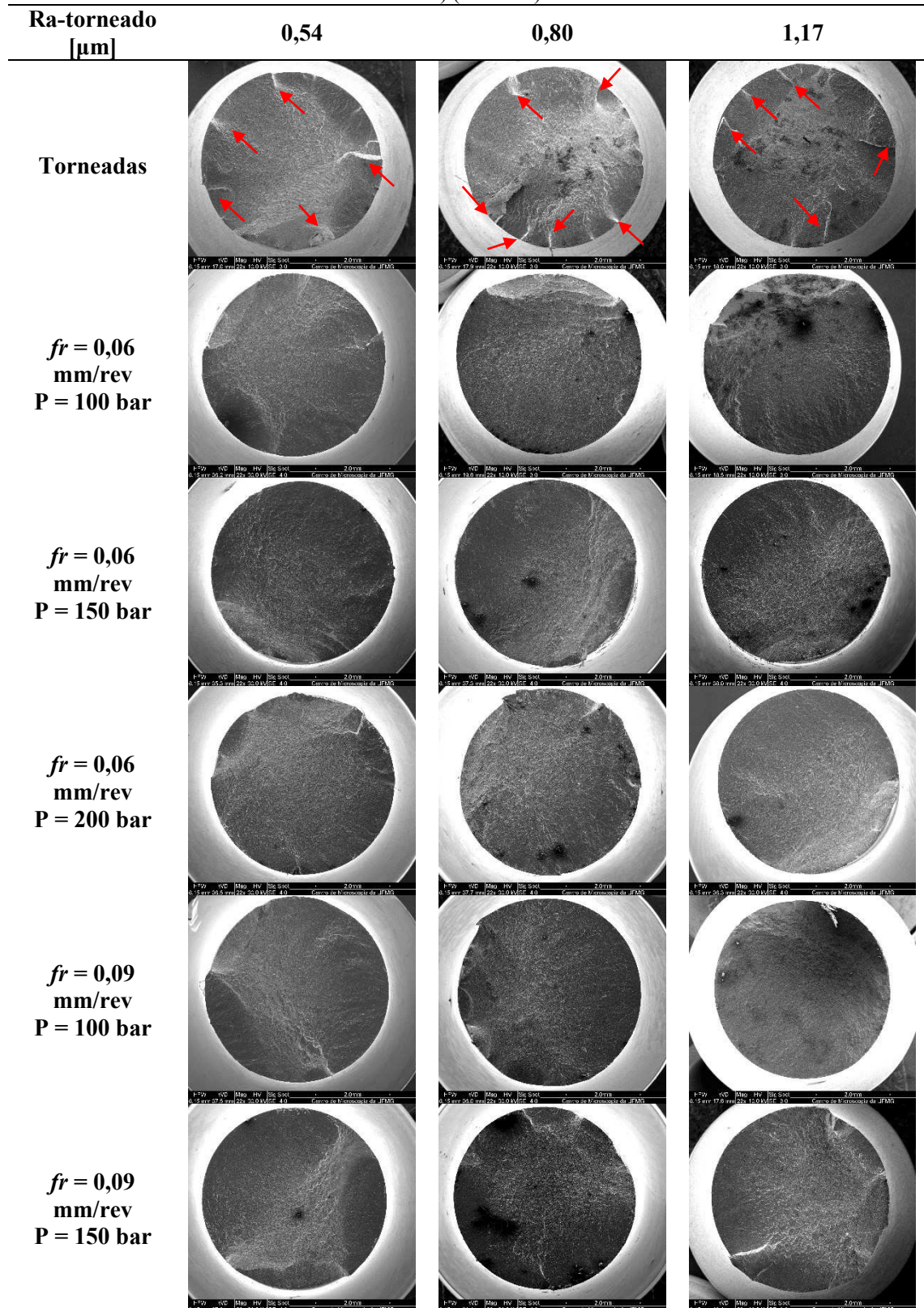
Uma ampliação da pressão e, conseqüentemente, da força de roleteamento pode ser prejudicial para a integridade da superfície. Mesmo proporcionando melhor acabamento, a combinação de um avanço baixo (0,06 mm/rev) e alta pressão (200 bar) não é a melhor combinação de parâmetros para a obtenção de uma integridade superficial adequada, já que pode ocorrer a formação de marcas e queda da vida em fadiga. O aumento da pressão de roleteamento provoca, no entanto, diferentes variações na topografia da superfície quando são utilizados valores diferentes de avanço. Para avanços menores são geradas pequenas marcas, já para maiores valores de f_r são geradas ondulações relacionadas com o valor de avanço utilizado.

5.6. Análise das superfícies de fraturas

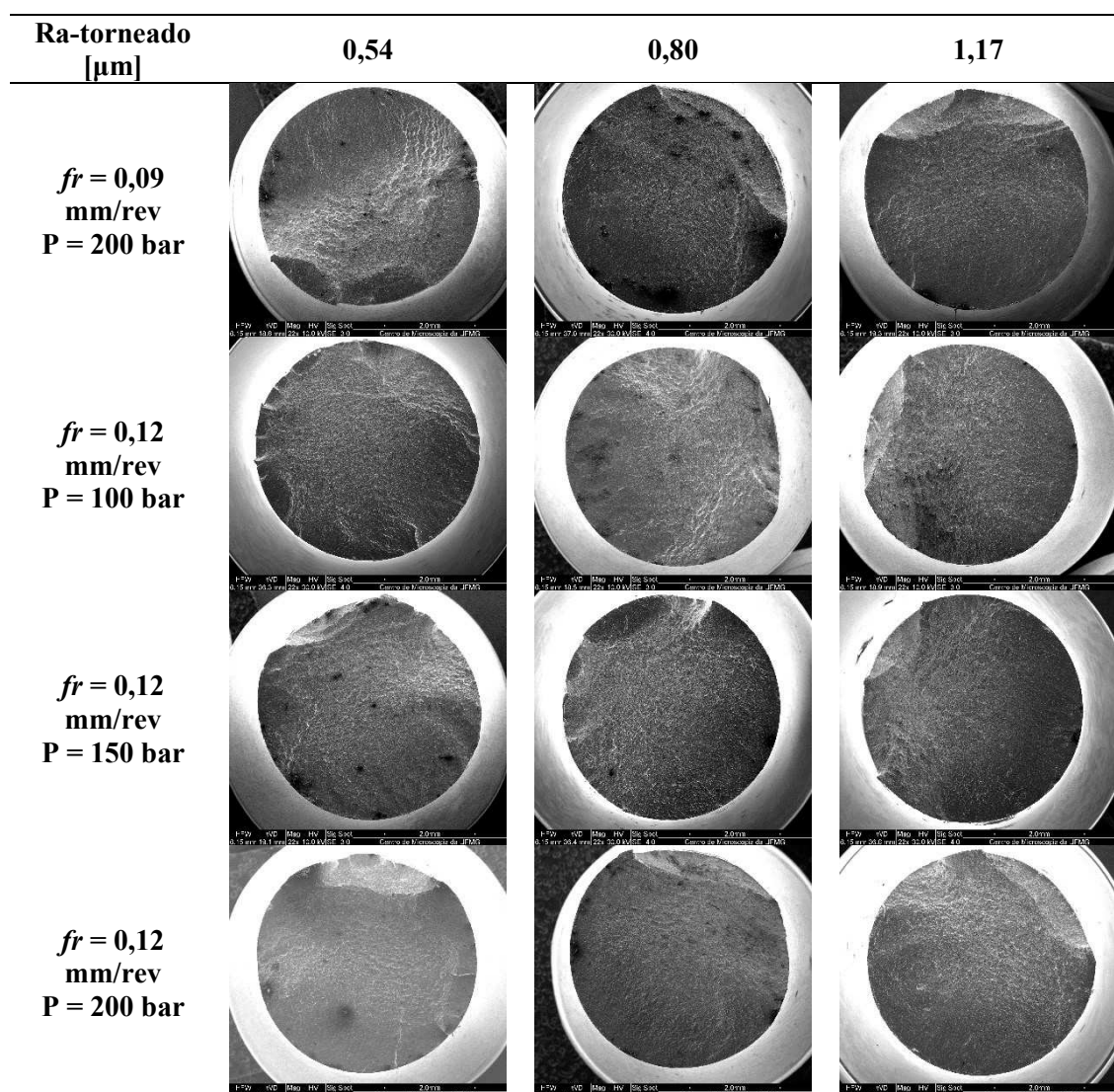
Após a realização dos ensaios de fadiga, imagens das fraturas foram analisadas. Inicialmente foram obtidas imagens de toda a área da seção fraturada, apresentadas no Quadro 5.1 (ampliação de 22 vezes), onde pode-se perceber diferenças entre as amostras apenas torneadas e aquelas que foram torneadas e roleteadas. A principal diferença é a existência de

um grande número de marcas de catraca nas amostras torneadas, indicadas pelas setas vermelhas.

Quadro 5.1: Imagens das fraturas por fadiga mecânica para cada combinação de fatores (diâmetro aproximado de 5 mm) (continua).



Quadro 5.1: Imagens das fraturas por fadiga mecânica para cada combinação de fatores (diâmetro aproximado de 5 mm) (continuação).



As marcas de catraca (Figura 5.33) são geradas por diferentes falhas que se encontram em uma região após um certo tempo de propagação (SACHS, 2005). Uma das condições que pode levar à geração dessa característica na fratura é a existência de concentradores de tensão. A influência dos concentradores de tensão na fratura foi observada por Blasón *et al.* (2017): as amostras que possuíam concentradores apresentaram várias regiões de nucleação, ao contrário daquelas que possuíam uma superfície lisa e que apresentavam apenas uma região de nucleação. O perfil de rugosidade dos corpos de prova torneados pode, portanto, ter atuado como um concentrador de tensões, facilitando a nucleação de trincas e ampliando o número de regiões de nucleação. A existência de mais de uma região de nucleação também ocorreu para algumas amostras roleteadas, porém foram apenas poucas regiões de nucleação ou uma

delas se sobressaiu em relação às demais durante a etapa de propagação. A diminuição da quantidade de regiões de nucleação em uma amostra de fadiga por flexão rotativa após roleteamento também foi mencionada por Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) e Leal (2020).

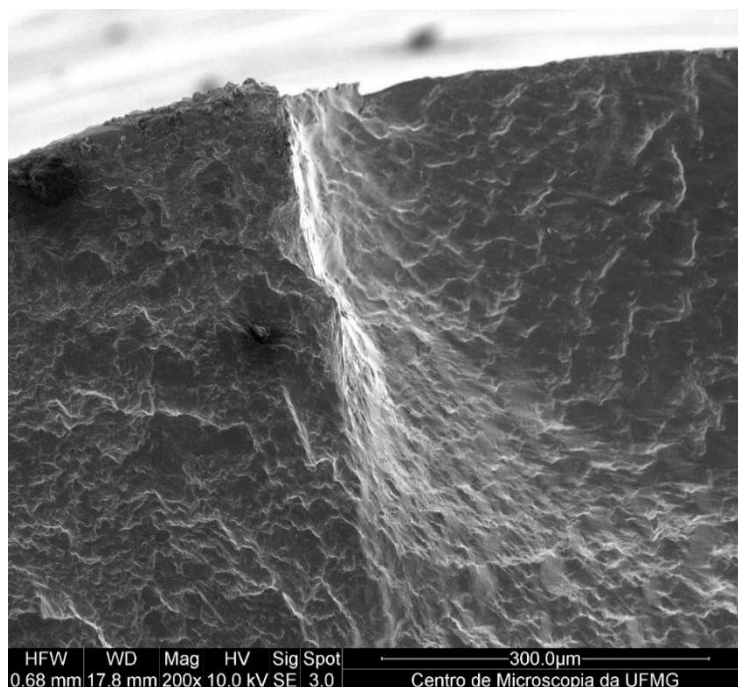


Figura 5.33: Marca de catraca na fratura da amostra torneada com $f = 0,10$ mm/rev.

Considerando a variação das fraturas nas condições roleteadas em função dos diferentes parâmetros de entrada, pode-se observar que para Ra -torneado = $1,17 \mu\text{m}$ há um menor número de amostras com mais de uma região de nucleação. Isso aconteceu devido à maior deformação superficial. Essa deformação provavelmente induziu tensões residuais mais compressivas e dificultou a nucleação de trincas. Para os demais parâmetros de roleteamento não foi observada uma tendência clara de variação na fratura por fadiga.

Outra consideração que pode ser feita a respeito das fraturas é sobre as regiões de início de trinca, que parecem estar próximas da superfície do corpo de prova para todas as amostras, comportamento mais facilmente percebido nas amostras roleteadas. Quando se considera a região de ruptura final, pôde-se observar que elas tendem a estar mais próximas do centro para as amostras torneadas e mais próximas da superfície para as roleteadas, comportamento observado devido a presença de *dimples* nessas regiões. Muñoz-Cubillos, Coronado e Rodríguez (2017) e Avilés et al. (2013) também identificaram a região final de falha por sobrecarga por meio da presença de *dimples*. A modificação da região de fratura

final também ocorreu devido ao maior número de regiões de nucleação para as amostras torneadas, que acabaram afetando a maneira com que as etapas de propagação e ruptura final ocorreram. A existência de um maior número de regiões de nucleação ao longo da seção transversal da amostra fez com que a ruptura final, identificada pela presença de *dimples* ocorresse mais próximo do centro da amostra.

Ao analisar as fraturas com maiores ampliações foi possível identificar regiões específicas como a de propagação da trinca por fadiga, identificada por meio da detecção de marcas características. As estrias de fratura por fadiga identificadas estão mostradas na Figura 5.34 e são regiões de deformação plástica microscópica não reversível, características do crescimento da falha por fadiga. Foi também identificada a região de ruptura final que apresentou *dimples* (Figura 5.35).

Para que se consiga estabelecer uma trajetória adequada da falha na região de fratura é necessário relacionar o posicionamento das duas características mencionadas anteriormente. Na Figura 5.36a pode-se observar a fratura para uma amostra roleteada e na Figura 5.36b notam-se as estrias que indicam a propagação de uma fratura por fadiga, que ocorre em uma direção perpendicular a estas estrias. Posteriormente na Figura 5.36c, pode-se verificar a existência de *dimples* posicionados mais próximos da região superior direita da Figura 5.36a e indicando, portanto, a deformação final devido à sobrecarga.

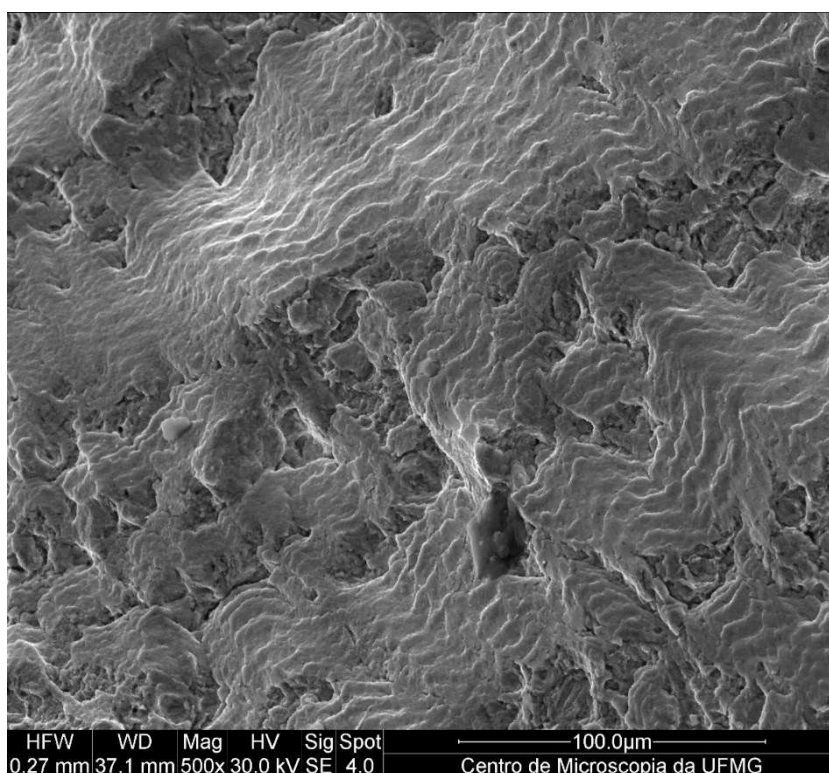


Figura 5.34: Estrias de fratura por fadiga identificadas no corpo de prova roleteado.

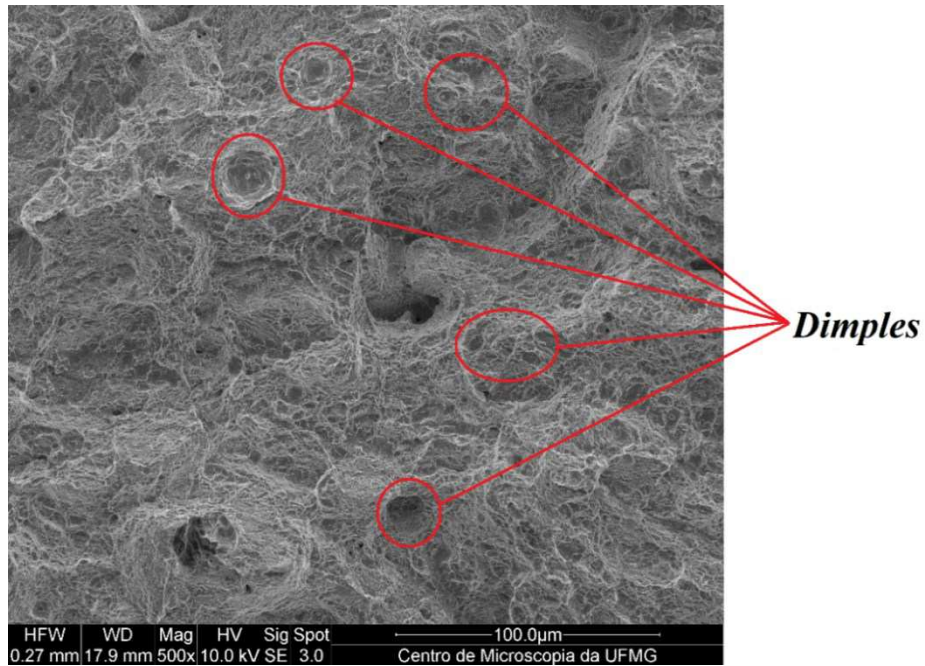


Figura 5.35: *Dimples* observados na fratura do corpo de prova roleteado.

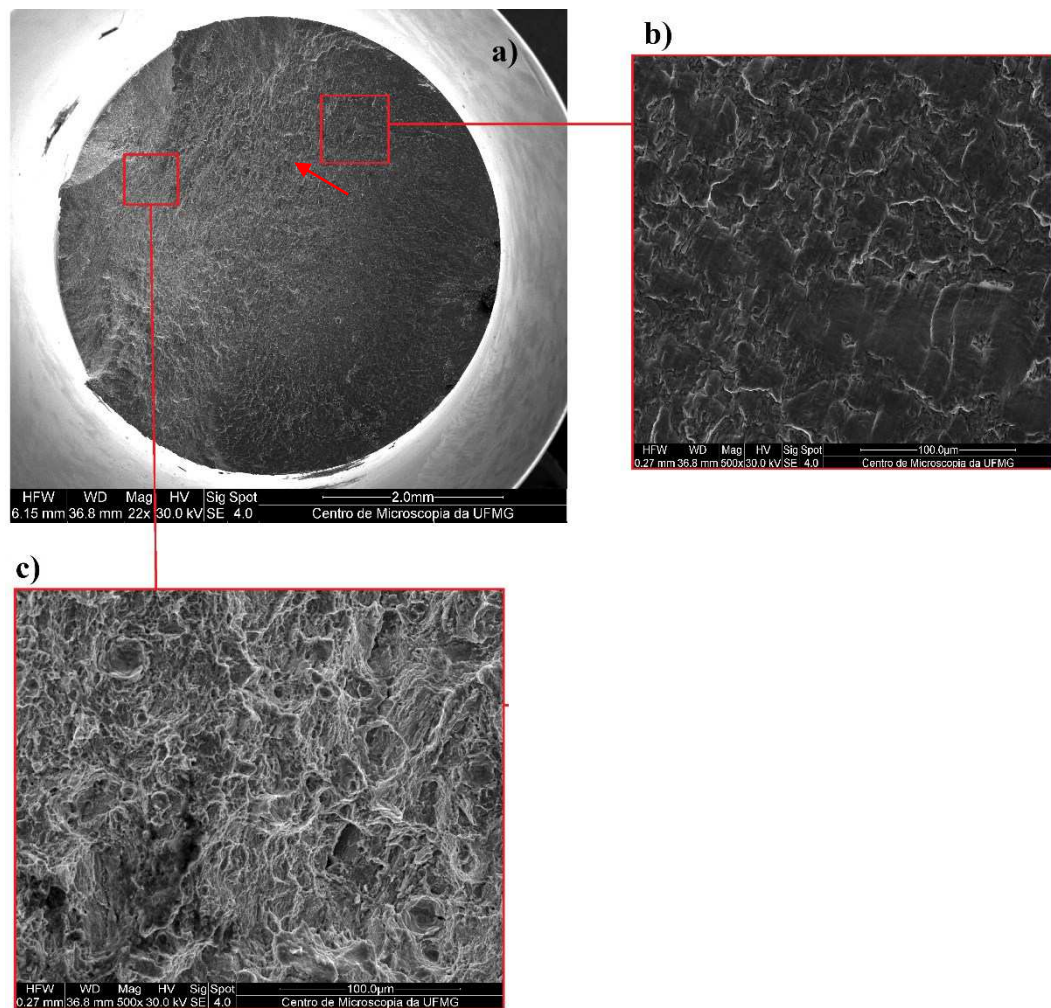


Figura 5.36: Fratura de amostra roleteada: a) região da fratura, b) região de propagação da falha e c) região de presença de *dimples*.

Neste caso consegue-se confirmar a direção de propagação da fratura (indicada pela seta vermelha) bem como a sua provável região de início. Este comportamento foi observado para a maioria das amostras roleteadas, isto é, a fratura se iniciando em um ponto e a região de sobrecarga sendo detectada por meio da presença de *dimples* na extremidade oposta. Comportamento similar foi observado por Avilés *et al.* (2013) em amostras roleteadas de aço AISI 1045. No caso das amostras torneadas, as regiões que apresentaram o comportamento mostrado na Figura 5.35 estavam localizadas mais próximas do centro da fratura, confirmando então que a falha final por sobrecarga aconteceu naquela região. A utilização do roleteamento como tratamento superficial foi capaz de alterar todas as etapas da falha por fadiga, influenciando a nucleação, propagação da falha e também a ruptura final.

5.7. Modelagem e análise numérica

Inicialmente, foram analisados os valores das deformações plásticas e tensões residuais superficiais. Os resultados preditos permitem uma avaliação da influência dos parâmetros de roleteamento, já que não foi realizada uma validação do modelo numérico. Posteriormente serão abordados os valores de deformação plástica e tensões residuais na subsuperfície, já que o roleteamento também afeta esta região.

A Figura 5.37 mostra que para a condição de pressão de roleteamento mais baixa (100 bar) as deformações plásticas foram inferiores aos demais casos. Com o aumento da pressão, as deformações tornaram-se mais acentuadas. Este comportamento também foi observado por Duncheva *et al.* (2021). O modelo foi capaz de prever valores de deformação de aproximadamente 0,01 mm/mm para o nível mais baixo de pressão, e de aproximadamente 0,04 e 0,10 mm/mm para os dois níveis mais altos.

Outro aspecto que pode ser observado na Figura 5.37 é uma aparente interação entre os valores de fr e P . Para o menor valor de pressão, a variação do avanço de roleteamento parece não ter influência significativa nas deformações. Já para valores de pressão mais altos, a variação do avanço é capaz de alterar a característica da deformação. Esse comportamento é mais facilmente observado quando se comparam as superfícies obtidas com 0,06 mm/rev e 0,12 mm/rev para as duas pressões mais altas. No caso do avanço mais elevado, um comportamento helicoidal da deformação é facilmente observado. Tal comportamento não poderia ser observado se não fosse realizada uma simulação tridimensional.

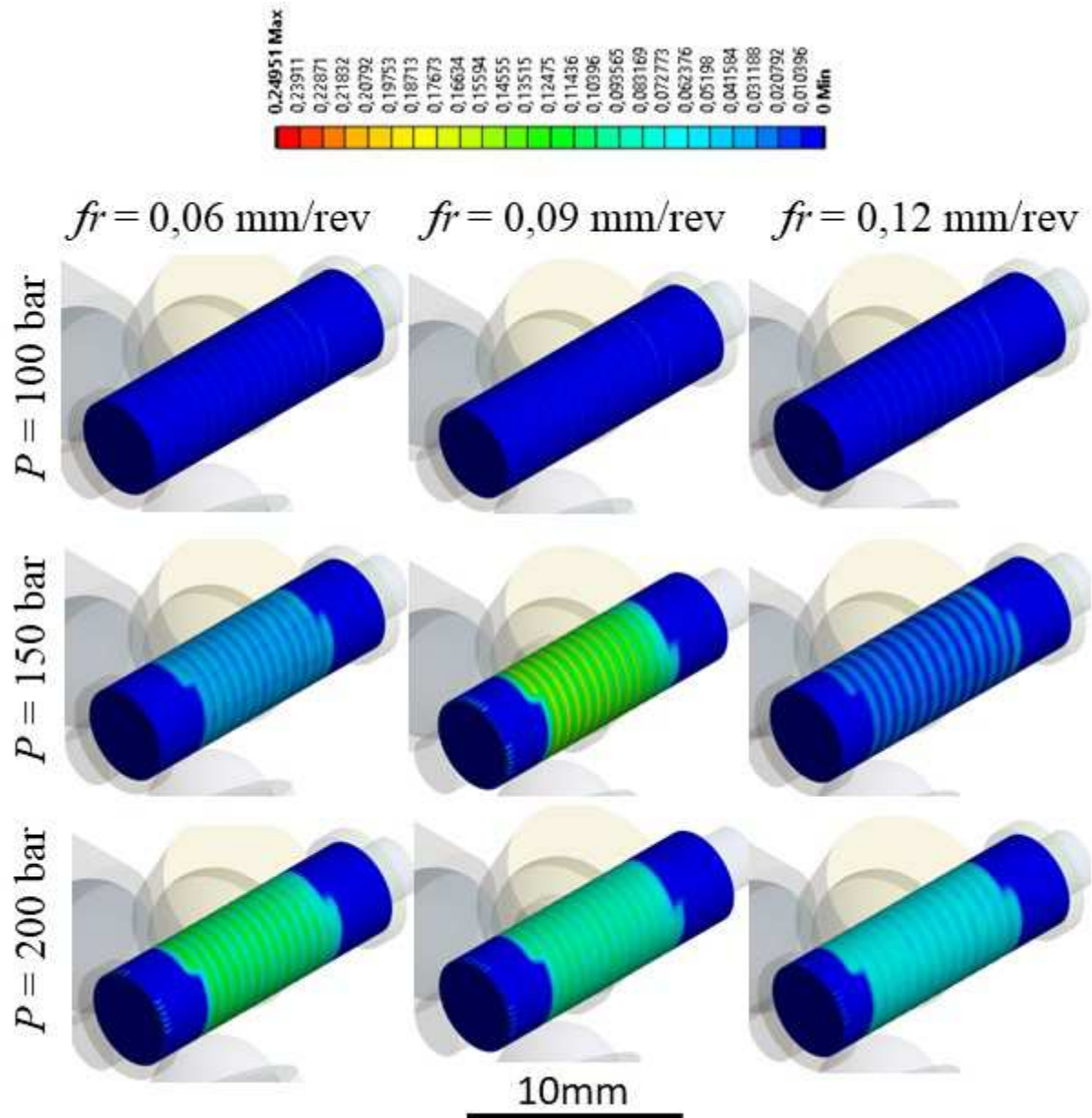


Figura 5.37: Mapeamento tridimensional das deformações plásticas superficiais em função dos parâmetros de roleteamento.

Para as condições de pressão de roleteamento mais elevada, foi identificada uma deformação mais intensa da superfície do material, como pode ser observado na Figura 5.38. Além disso, a ampliação de pressão foi capaz de produzir uma ondulação na superfície. Este comportamento identificado pela simulação é corroborado pelas análises de topografia e também pelo APSD.

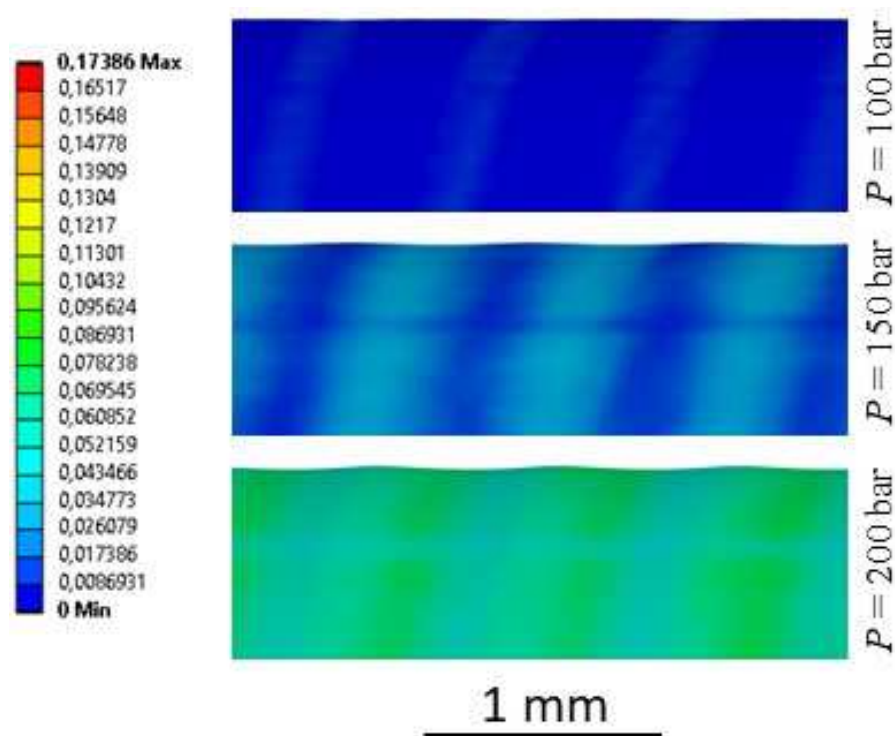


Figura 5.38: Variação na deformação superficial e geração de ondulações com a variação da pressão de roleteamento quando utilizado $f_r = 0,12$ mm/rev.

Na Figura 5.39 podem ser observados os valores da tensão residual superficial na direção de avanço. Após o roleteamento, são induzidas tensões residuais de natureza compressiva para todas as condições de roleteamento, com maior intensidade (-1300 e -1600 MPa) quando são utilizados os dois níveis superiores de pressão de roleteamento (150 e 200 bar, respectivamente), em comparação com o valor inferior (aproximadamente -600 MPa). Os valores preditos, além de indicarem uma ampliação no caráter compressivo com o aumento da força de roleteamento, conforme observado por Kumar *et al.* (2014) para o aço AISI 4140, apresentam para o caso de menor pressão ordem de grandeza próxima a dos valores identificados por Hettig e Meyer (2022) após roleteamento do aço AISI 4140 temperado e revenido utilizando a ferramenta Ecoroll HG6 e pressão de 100 bar (-700 MPa). O mesmo comportamento helicoidal mencionado para as deformações plásticas pode ser observado para as tensões residuais.

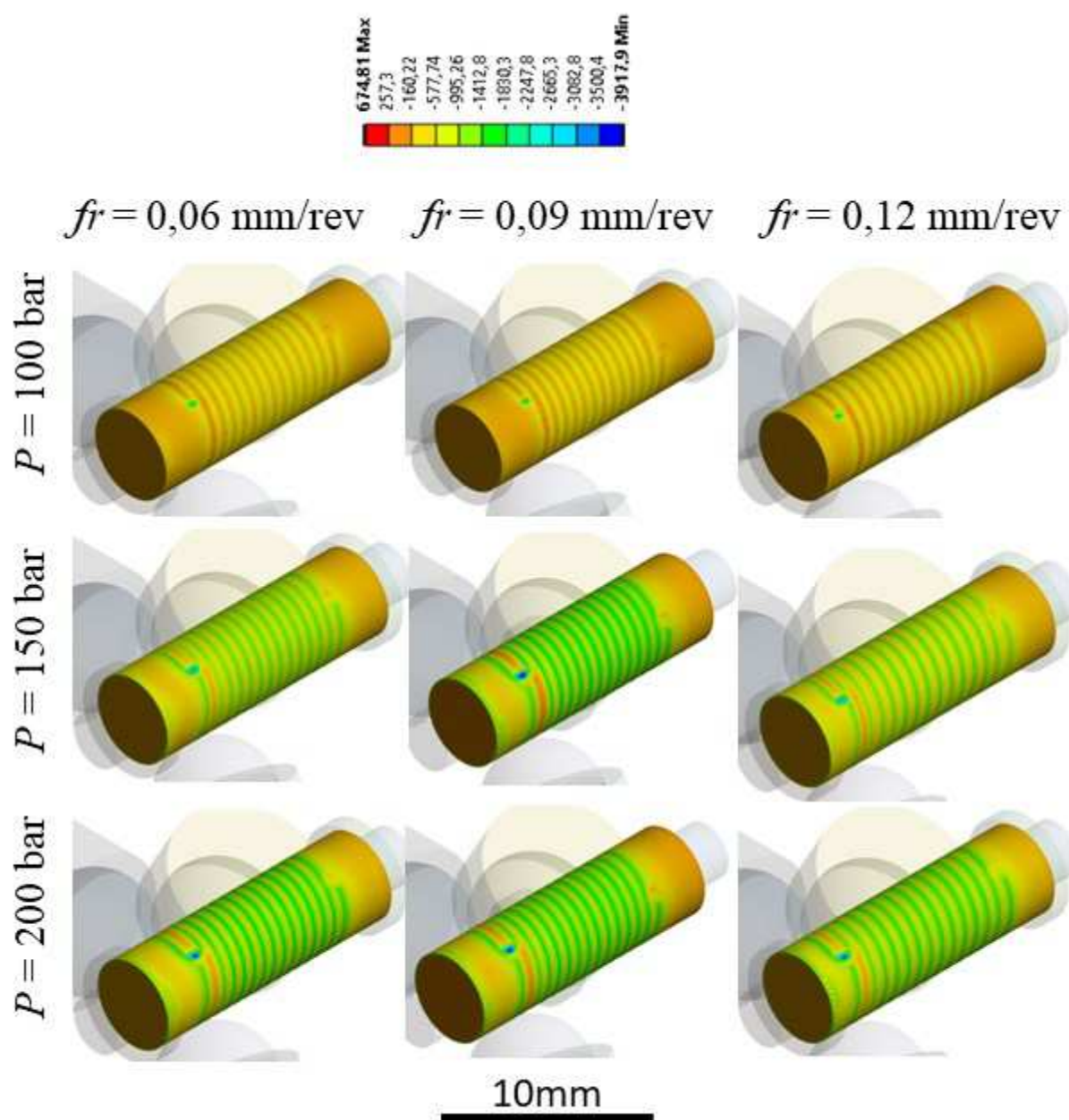


Figura 5.39: Mapeamento tridimensional das tensões residuais superficiais na direção de avanço em função dos parâmetros de roleteamento.

Aparentemente, o avanço de roleteamento possui uma influência menos significativa sobre as tensões residuais superficiais do que a pressão. Com o aumento da pressão de roleteamento um aumento no caráter compressivo das tensões residuais pode ser claramente observado (indicados por regiões em verde com valores próximos a -1600 MPa). Outra característica que pode ser apontada é que, assim como para a condição de deformação plástica, a combinação de parâmetros intermediários ($f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 150$ bar) apresentou tensão residual compressiva de maior intensidade na superfície, indicando que esta é a combinação mais adequada de parâmetros de roleteamento.

As deformações na superfície após roleteamento, bem como os elementos rolantes da ferramenta, podem ser observados na Figura 5.40a. Para que fosse possível a avaliação da subsuperfície, foi realizado um corte na seção longitudinal, em um plano que passa pelo eixo central da peça (indicado em vermelho). Inicialmente, observou-se o material como um todo (Figura 5.40b) e posteriormente foi realizada uma ampliação para que se pudesse observar mais detalhadamente as deformações (Figura 5.40c). A mesma condição de maior ampliação foi utilizada para as análises de deformações e tensões residuais obtidas para as diferentes condições de roleteamento. As imagens mostradas nas Figuras 5.41 e 5.42 indicam todas as condições de roleteamento em uma mesma escala para que seja possível uma comparação da influência dos parâmetros. Deste modo, para algumas condições não será possível observar o gradiente de deformações/tensões de forma adequada. Os resultados de todas as simulações estão apresentados no APÊNDICE E

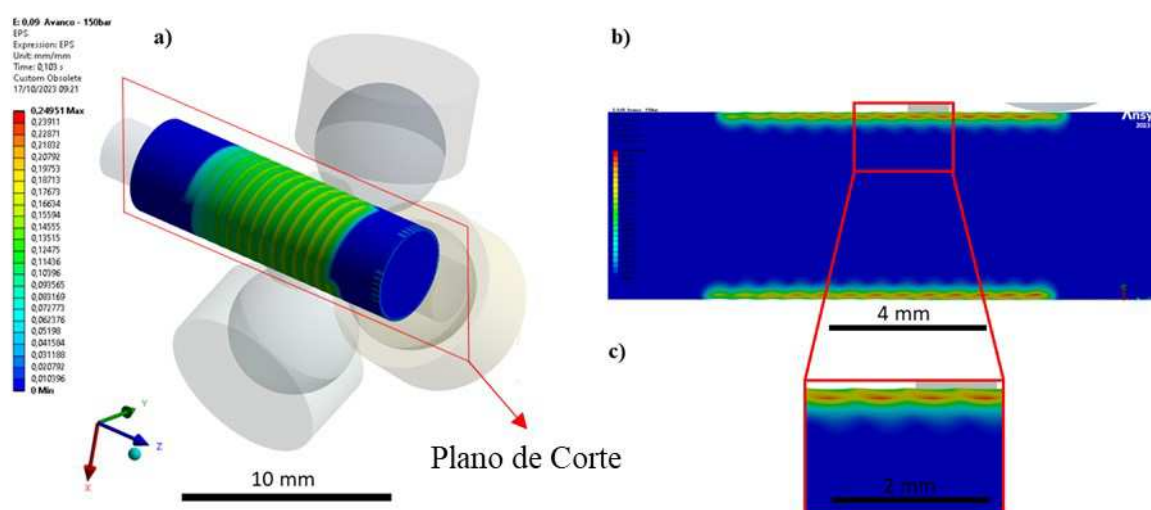


Figura 5.40: Exemplo de resultado da simulação: a) montagem e deformações superficiais, b) observação da parte interna do material e c) ampliação para verificar subsuperfície.

Considerando as deformações plásticas, os resultados preditos para todos os parâmetros de roleteamento estudados são apresentados na Figura 5.41. Inicialmente, pode-se observar que para todas as condições as regiões de maiores deformações são observadas na subsuperfície do material, comportamento observado por Sayahi, Sghaier e Belhadjsalah (2013). Com relação aos parâmetros de roleteamento, pode-se observar que o aumento da pressão tende a promover deformações plásticas mais intensas, já que para o caso de $P = 100$ bar observa-se apenas uma pequena região deformada na subsuperfície, com valores próximos a 0,04 mm/mm. Com a elevação da pressão para 150 e 200 bar, nota-se valores maiores de

deformação (0,11 e 0,20 mm/mm, respectivamente) e a existência de deformação em maiores profundidades.

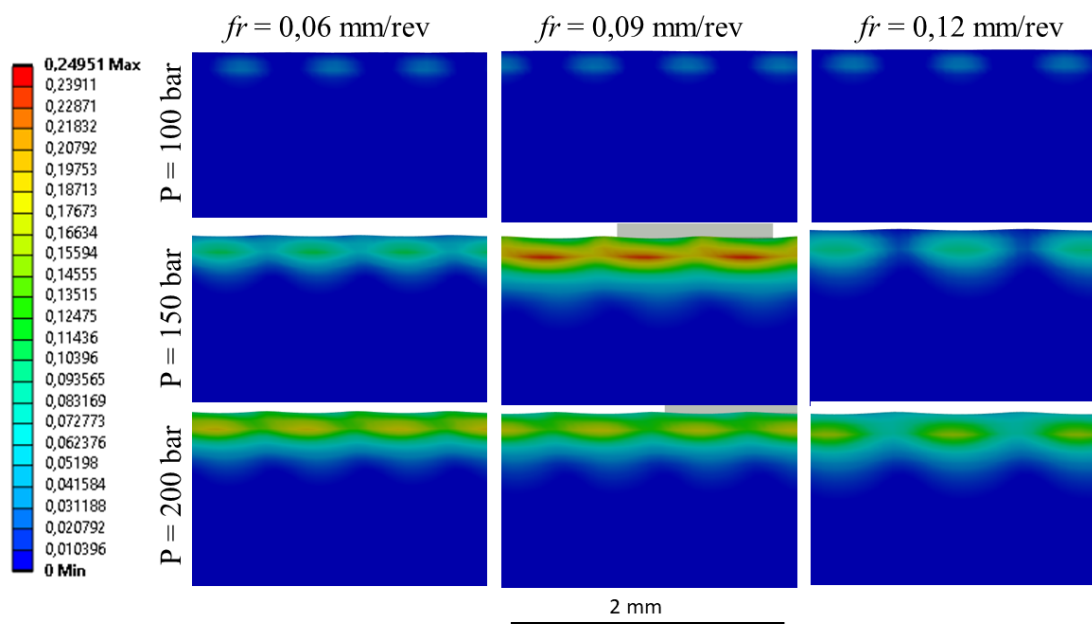


Figura 5.41: Deformações previstas pela simulação para as condições de roleteamento avaliadas.

Além disso, pode-se observar a geração de uma ondulação na superfície quando são utilizados valores de pressão de 150 e 200 bar, característica que não pode ser observada para 100 bar. Este comportamento está de acordo com o observado por meio do APSD e da rosa morfológica, que indicaram a geração de uma nova topografia na superfície sob pressões de roleteamento mais elevadas.

Outra característica que pode ser observada na Figura 5.41 é a interação entre os parâmetros f_r e P . Para a condição de pressão mais baixa ($P = 100$ bar), a variação de avanço de roleteamento quase não interfere nos resultados de deformação, sendo sempre formadas regiões de deformação na subsuperfície com um maior afastamento entre elas. Já para o valor superior de pressão ($P = 200$ bar), pode-se observar inicialmente uma deformação mais uniforme (quando utilizado $f_r = 0,06$ mm/rev) e uma tendência de formação de uma deformação subsuperficial menos uniforme com o aumento do avanço para $f_r = 0,12$ mm/rev, formando ilhas de deformação. Tal comportamento provavelmente ocorreu devido a uma redução na sobreposição do roleteamento (u), similar ao observado por He *et al.* (2018). A interação entre f_r e P também foi identificada na análise de rugosidade, APSD e rosa morfológica, indicando que a influência do valor de avanço de roleteamento tende a ser superior em pressões de roleteamento mais elevadas.

A Figura 5.42 apresenta o perfil de tensões residuais. As tensões compressivas de maior intensidade novamente foram identificadas na subsuperfície do corpo de prova, confirmando a capacidade do modelo proposto em avaliar essa grandeza. Para maiores profundidades, a transição das tensões compressivas para tensões trativas pode ser observada, assim como relatado por Hadadian e Sedaghati (2020).

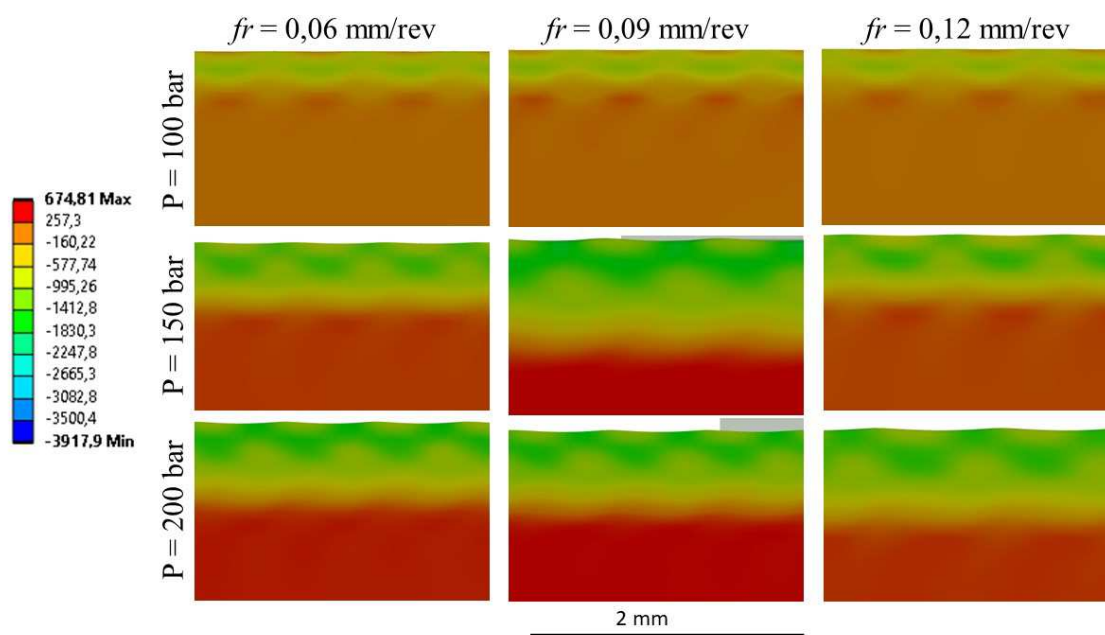


Figura 5.42: Tensões residuais previstas pela simulação para as condições de roleteamento avaliadas.

As maiores profundidades de tensões compressivas previstas foram registradas para os valores maiores de pressão. A princípio a pressão de 200 bar proporcionou tensões residuais compressivas mais profundas, principalmente para as amostras obtidas com os valores superiores de avanço ($f_r = 0,09$ e $0,12$ mm/rev), condições em que foram previstos máximos de -1650 e -1500 MPa. No entanto, a amostra gerada com valores intermediários ($f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 150$ bar) foi a que apresentou valores de tensões compressivas mais intensos (-1750 MPa) e também atingiu profundidades próximas às das condições anteriormente mencionadas, além de promover uma menor amplitude de rugosidade quando comparada à condição de 200 bar.

Com a simulação numérica foi possível observar as tendências causadas pela variação de parâmetros de roleteamento, com uma maior profundidade sob as condições de maior pressão, além da possível interação entre avanço de roleteamento e pressão.

6. CONCLUSÕES

Neste capítulo são apresentadas as conclusões obtidas nesta pesquisa, que teve como objetivo analisar a rugosidade, topografia da superfície, vida em fadiga e fratura por fadiga após os ensaios de torneamento e roleteamento do aço ABNT 4140 temperado e revenido. Pode-se concluir que:

- A ampliação do avanço de torneamento provocou o aumento de todos os parâmetros de rugosidade das amostras torneadas. A influência do avanço de torneamento sobre a topografia da superfície também foi observada pelas técnicas de perfilometria, microscopia óptica e APSD, indicando uma maior distância entre os picos de rugosidade bem como picos de maior amplitude para avanços mais elevados.
- A utilização do roleteamento foi capaz de reduzir os valores de todos os parâmetros de rugosidade avaliados: R_a , R_z e os parâmetros da curva razão de material (R_{pk} , R_k e R_{vk}). A redução de rugosidade pelo roleteamento devido à deformação plástica da superfície aconteceu para todas as condições empregadas na fabricação dos corpos de prova. A redução de rugosidade foi entre três e treze vezes, dependendo do parâmetro de saída avaliado e da combinação dos parâmetros de entrada. O roleteamento, no entanto, não foi capaz de eliminar a influência da rugosidade após torneamento. Principalmente para o menor nível de pressão de roleteamento ($P = 100$ bar), ainda foi possível observar marcas relacionadas ao avanço de torneamento por meio da microscopia óptica.
- A elevação do avanço de roleteamento foi capaz de gerar rugosidade mais elevada para a maioria dos parâmetros estudados (R_a , R_p , R_v , R_{pk} e R_k). Da mesma forma a elevação da pressão de roleteamento foi capaz de produzir maiores amplitudes de rugosidade para a maioria dos parâmetros medidos (R_a , R_p , R_{pk} , R_k e R_{vk}). Forças mais elevadas promoveram deformação mais acentuada da superfície, o que aumentou os valores de rugosidade. Essa

ampliação, no entanto, não aconteceu da mesma forma para todos os parâmetros de rugosidade. No caso de R_{pk} e R_{vk} , a variação entre os dois níveis mais elevados de pressão de roleteamento (150 e 200 bar) não promoveu alteração significativa.

- O roleteamento foi capaz de modificar a razão entre os parâmetros de amplitude relacionados aos picos (R_p e R_{pk}) e os parâmetros relacionados aos vales (R_v e R_{vk}), ampliando a parcela de amplitude dos vales na contribuição total devido a uma maior deformação dos picos e conseqüente redução de sua amplitude.
- A medição de rugosidade e a microscopia óptica foram capazes de identificar uma interação entre os parâmetros f_r e P sobre a superfície roleteada. A elevação do avanço de roleteamento provocou diferentes modificações em função do nível de pressão utilizado, e a modificação foi mais significativa à medida que a pressão de roleteamento foi elevada.
- As análises de APSD e rosa morfológica auxiliaram na confirmação de características observadas pelas demais formas de avaliação da topografia superficial, indicando diferentes comportamentos para cada valor de f_r em função do aumento de P . Além disso, foi detectado um novo padrão superficial quando combinados os valores superiores de f_r e P . No caso do APSD, foi possível identificar os parâmetros relacionados ao torneamento nas amostras roleteadas com $P = 100$ bar.
- O roleteamento foi capaz de provocar uma deformação na superfície do material da peça, identificada pela alteração promovida na microestrutura subsuperficial e também pela elevação dos valores de microdureza.
- A vida em fadiga mecânica do material apenas torneado foi reduzida para os corpos de prova com rugosidade mais alta após torneamento. Essa variação, no entanto, não ocorreu de forma linear, já que os níveis inferior e intermediário

de rugosidade apresentaram vidas em fadiga similares, indicando que a rugosidade não é o único fator de influência.

- O roleteamento foi capaz de aumentar a vida em fadiga mecânica do aço ABNT 4140 temperado e revenido em comparação com os corpos de prova apenas torneados sob todas as condições utilizadas. A diminuição dos parâmetros de rugosidade e, possivelmente, a indução de tensões residuais de caráter compressivo foram responsáveis por esse aumento da vida em fadiga. As amostras roleteadas atingiram valores médios de vida em fadiga entre 30 e 300% maiores do que as amostras apenas torneadas. O roleteamento, no entanto, parece não ter sido capaz de eliminar completamente a influência da rugosidade após o torneamento, já que as amostras roleteadas apresentaram valores diferentes de vida em fadiga mecânica em função de rugosidade após o torneamento.
- Embora a análise estatística não tenha considerado significativa a influência dos parâmetros de roleteamento (f_r e P) sobre a vida em fadiga mecânica, parece haver uma interação entre eles, já que para o menor valor de avanço de roleteamento uma ampliação da pressão promoveu uma diminuição do número de ciclos até a fratura. Essa diminuição, no entanto, não foi observada para os demais valores de avanço de roleteamento.
- As fraturas nos corpos de prova de fadiga apresentaram diferentes características quando comparadas às amostras apenas torneadas com as torneadas e roleteadas, indicando a capacidade do processo de roleteamento de afetar todas as etapas da falha por fadiga mecânica. O roleteamento reduziu o número de regiões de nucleação e também alterou o posicionamento da ruptura final do centro para a periferia.
- A utilização dos níveis mais elevados de rugosidade após o torneamento ($R_{\text{torneado}} = 1,17 \mu\text{m}$) e pressão de roleteamento ($P = 200 \text{ bar}$) juntamente com o avanço de roleteamento intermediário ($f_r = 0,09 \text{ mm/rev}$) foi a condição que propiciou vida em fadiga mais longa e menor rugosidade em relação ao

torneamento (próxima a das demais condições roleteadas), sem que fossem geradas irregularidades na superfície roleteada.

- A simulação numérica foi capaz de prever o comportamento das deformações plásticas e das tensões residuais na superfície e subsuperfície condizente com o observado para as demais propriedades avaliadas e também com a literatura, indicando a influência da interação entre f_r e P , além da ampliação do caráter compressivo das tensões residuais para os níveis mais elevados de pressão. Observou-se também maior deformação e tensão residual compressiva mais intensa na subsuperfície do material.

7. SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

Os conteúdos apresentados neste trabalho estão relacionados ao estudo experimental e numérico do processo de roleteamento e como algumas das variáveis de entrada são capazes de influenciar na condição superficial do aço ABNT 4140. Para a continuidade deste estudo, podem ser consideradas as seguintes sugestões:

- Realização de ensaios para a medição da tensão residual, por meio da difração de raios X, nos corpos de prova em que serão feitos os ensaios de fadiga. Com este procedimento será possível, além de validar os resultados preditos pela simulação numérica, quantificar a influência das tensões residuais em relação à interferência da topografia sobre resistência à fadiga mecânica e também verificar a capacidade do perfil de tensões residuais do torneamento em afetar as tensões após o roleteamento, podendo-se posteriormente controlar os parâmetros de torneamento de forma a reduzir a possível influência.
- Realização de simulações numéricas para otimização dos parâmetros de roleteamento buscando parâmetros capazes de alcançar condições de integridade superficial mais adequadas do que aqueles utilizados no estudo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRÃO A. M.; DENKENA, B.; BREIDENSTEIN, B.; MOERKE, T. Surface and subsurface alterations induced by deep rolling of hardened AISI 1060 steel. *Prod. Eng. Res. Dev.* vol. 8. p. 551–558. 2014b.

ABRÃO A. M.; DENKENA, B.; KOEHLER, J.; BREIDENSTEIN, B.; MOERKE, T.; RODRIGUES, P. C. M. The influence of heat treatment and deep rolling on the mechanical properties and integrity of AISI 1060 steel. *Journal of Materials Processing Technology* vol. p. 3020–3030. 2014a.

ABRÃO A. M.; DENKENA, B.; KOEHLER, J.; BREIDENSTEIN, B.; MOERKE, T. The inducement of residual stress through deep rolling of AISI 1060 steel and its subsequent relaxation under cyclic loading. *Int J Adv Manuf Technol*. Vol. 79. p. 1939–1947. 2015.

ABRÃO A. M.; DENKENA, B.; KOEHLER, J.; BREIDENSTEIN, B.; MOERKE, T. The influence of deep rolling on the surface integrity of AISI 1060 high carbon steel. *Procedia CIRP* vol. 13, p. 31–36, 2014c.

AL-QAWABEHA, U. F. The Effect Of Diamond Pressing And Roller Burnishing Of Unheat Treated Carbon Steel Surfaces. *Machining Science and Technology*. Vol.11:1. p.145-155. 2007.

ALTENBERGER, I. Deep rolling – the past, the present and the future, *Int. Conf. Shot Peen*. p. 144–155. 2005.

ALTENBERGER, I.; NALLA, R. K.; SANO, Y.; WAGNER, L.; RITCHIE, R. O. On the effect of deep-rolling and laser-peening on the stress-controlled low- and high-cycle fatigue behavior of Ti–6Al–4V at elevated temperatures up to 550°C. *International Journal of Fatigue*. v. 44. p. 292–302. 2012.

ALTENBERGER, I.; SCHOLTES, B.; MARTIN, U.; OETTEL, H. Cyclic deformation and near surface microstructures of shot peened or deep rolled austenitic stainless steel AISI 304. *Materials Science and Engineering*. Vol. A264. p. 1–16. 1999.

ALTENBERGER, I.; STACH, E.A.; LIU, G.; NALLA, R.K.; RITCHIE, R.O. An in situ transmission electron microscope study of the thermal stability of near-surface microstructures induced by deep rolling and laser-shock peening. *Scripta Materialia* vol. 48. p. 1593–1598. 2003.

ASMAA, T. M.; KESBA, M. M.; ABU-GHARBIA, F. Ball Burnishing of Internal Turned Surfaces. *Journal of the Egyptian Society of Tribology*. Vol.16, No. 1. pp. 33 – 43. 2019.

ASME - American Society of Mechanical Engineers. ASME B46.1 2009. Surface Texture (Surface Roughness, Waviness, and Lay) 2009.

ASM HANDBOOK. Volume 1: Properties and selection: Irons, Steel and High-Performance Alloys. 10^a ed. USA: ASM International. 1990.

ASM HANDBOOK. Volume 4: Heat treating. 10^a ed. USA: ASM International. 1991.

ASTAKHOV, V. P.; Surface Integrity – Definition and Importance in Functional Performance. In: Davim, J. P.; Surface Integrity in Machining. 1. ed. London: Springer, p. 1-25. 2010.

ASTM - American Society for Testing and Materials. ASTM E9-09. Standard Test Methods of Compression Testing of Metallic Materials at Room Temperature. 2009.

AVILÉS, A.; AVILÉS, R.; ALBIZURI, J., PALLARÉS-SANTASMARTAS, L.; RODRÍGUEZ, A. Effect of shot-peening and low-plasticity burnishing on the high-cycle fatigue strength of DIN 34CrNiMo6 alloy steel. *International Journal of Fatigue*. Vol. 119. p. 338–354. 2019.

AVILÉS, R.; ALBIZURI, J., RODRÍGUEZ, A.; LÓPEZ DE LACALLE, L.N. Influence of low-plasticity ball burnishing on the high-cycle fatigue strength of medium carbon AISI 1045 steel. *International Journal of Fatigue* vol. 55 p. 230–244. 2013.

AYDIN, M.; TÜRKÖZ, M. A study on the effect of the roller burnishing process on the axial fatigue performance and surface integrity of AISI 4340 steel. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*. Vol. 44. n. 6. p. 1-16. 2022.

BANNANTINE, J. A.; COMER, J. J.; HANDROCK, J. L. *Fundamentals of Metal Fatigue Analysis*. Prentice Hall, 271 p. 1989.

BECERRA-BECERRA, E.; OJEDA, C. A.; SALDAÑA-ROBLES, A.; REVELES-ARREDONDO, J. F.; BARCO-BURGOS, J.; VIDAL-LESSO, A. A review of numerical simulation of ball burnishing process. *Finite Elements in Analysis and Design*. Vol. 218. p. 103926. 2023.

BEGHINI, M.; BETTINI, L.; MONELLI, B.D.; SANTUS, C.; BANDINI, M. Experimental parameter sensitivity analysis of residual stresses induced by deep rolling on 7075-T6 aluminium alloy. *Surface & Coatings Technology* vol. 254 p. 175–186. 2014.

BHAT, S.; PATIBANDLA R. *Metal Fatigue and Basic Theoretical Models: A Review, Alloy Steel - Properties and Use*, Dr. Eduardo Valencia Morales (Ed.), ISBN: 978-953-307-484-9, InTech, p. 203-246. 2011.

BI, Z. *Finite element analysis applications: A systematic and practical approach*. Academic Press. 504 p. 2018.

BLASÓN, S.; RODRÍGUEZ, C.; BELZUNCE, J.; SUÁREZ, C. Fatigue behaviour improvement on notched specimens of two different steels through deep rolling, a surface cold treatment. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* vol. 92 p. 223–228. 2017.

BORCHERS, F.; CLAUSEN, B.; ECKERT, S.; EHLE, L.; EPP, J.; HARST, S.; HETTIG, M.; KLINK, A.; KOHLS, E.; MEYER, H.; MEURER, M.; ROMMES, B.; SCHNEIDER, S.;

STRUNK, R. Comparison of Different Manufacturing Processes of AISI 4140 Steel with Regard to Surface Modification and Its Influencing Depth. *Metals*. Vol. 10. p. 895. 2020.

BOUGHARRIOU, A.; SAI, K.; BOUZID, W. Finite element modelling of burnishing process. *Materials Technology*. Vol. 25. N° 1. p. 56-62. 2010.

BOUGHARRIOU, A.; SAI, W. B.; SAI, K. Prediction of surface characteristics obtained by burnishing. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* Vol. 51. p.205–215. 2010.

BOUZID SAÏ, W.; SAÏ, K. Finite element modeling of burnishing of AISI 1042 steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 25, p. 460-465, 2005.

BOUZID, W.; TSOUMAREV, O.; SAI, K. An investigation of surface roughness of burnished AISI 1042 steel. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* Vol. 24. p. 120–125. 2004.

BRINKSMEIER, E.; GARBRECHT, M.; MEYER, D. DONG, J. Surface hardening by strain induced martensitic transformation. *Prod. Eng. Res. Devel.* Vol. 2. p.109–116. 2008.

CARVAJAL, L.; ARTIGAS, A.; MONSALVE, A.; ARÉVALO, E. Monitoring Heat Treatments in Steels by a Non-Destructive Ultrasonic Method. *Materials Research*. Vol. 20(Suppl. 2). p. 347-352. 2017.

CETLIN, P. R.; SILVA P. S. P. *Análise de fraturas*. São Paulo: Associação Brasileira de Metais. 1988.

CHARFEDDINE, Y.; YOUSSEF, S.; SGHAIER, S.; SGHAIER, J.; HAMDI, H. Study of the simultaneous Grinding/Ball-burnishing of AISI 4140 based on finite element simulations and experiments. *International Journal of Mechanical Sciences*. Vol. 192. p.106097. 2021.

CHOMIENNE, V.; VALIORGUE, F.; RECH, J.; VERDU, C. Influence of ball burnishing on residual stress profile of a 15-5PH stainless steel. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. Vol.13 p. 90–96. 2016.

CHOMIENNE, V.; VERDU, C.; RECH, J.; VALIORGUE, F. Influence of surface integrity of 15-5PH on the fatigue life. *Procedia Engineering*. Vol. 66 p. 274-281. 2013.

COURTNEY, T. H. *Mechanical Behavior of Materials*. 2 ed. McGraw Hill, 733 p. 2000.

DAHLMAN, P.; GUNNBERG, F.; JACOBSON, M. The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 147. p. 181–184.

DAI, K.; SHAW, L. Comparison between shot peening and surface nanocrystallization and hardening processes. *Materials Science and Engineering A*. Vol. 463. p. 46–53. 2007.

DALAEI, K.; KARLSSON, B.; SVENSSON, L. E. Stability of shot peening induced residual stresses and their influence on fatigue lifetime. *Materials Science and Engineering A*. Vol. 528 p.1008–1015. 2011.

DENG, W. J.; XIA, W.; ZHOU, Z. Y.; CHEN, W. P.; LI, Y. Y. Finite Element Analysis of Effects of Ball Burnishing Parameters on Residual Stresses. *Materials Science Forum Vols 471-472*. Trans Tech Publications. p. 658-662. 2004

DENKENA, B.; ABRÃO, A. M.; KROEDEL, A.; MEYER, K. Analytic roughness prediction by deep rolling. *Production Engineering* vol. 14 p.345–354. 2020.

DENKENA, B.; GROVE, T.; BREIDENSTEIN, B.; ABRÃO, A. M.; MEYER, K. Correlation between process load and deep rolling induced residual stress profiles. *Procedia CIRP* vol. 78 p. 161–165. 2018.

DENKENA, B.; GROVE, T; MAISS, O. Influence of hard turned roller bearings surface on surface integrity after deep rolling. *Procedia CIRP* vol. 45 p. 359 – 362. 2016.

DENKENA, B.; KROEDEL, A.; HEIKEBRÜGGE, S.; MEYER, K.; PILLKAHN, P. Surface topography after deep rolling with milling kinematics. *Production Engineering*. Vol. 15 p.587–593. 2021.

DENKENA, B.; LUCAS, A. Biocompatible Magnesium Alloys as Absorbable Implant Materials – Adjusted Surface and Subsurface Properties by Machining Processes. *Annals of the CIRP* Vol. 56/1 p. 113-116. 2007.

DONHONGPRAI, P.; JUIJERM, P. Optimized Fatigue Performance Of Martensitic Stainless Steel AISI 440c Using Deep Rolling Integrated Into Hardening Process. *Journal of Mining and Metallurgy, Section B: Metallurgy*. Vol. 54. Issue 1. p. 67-71. 2018.

DRECHSLER, A.; DOERR, T.; WAGNER, L. Mechanical surface treatments on Ti–10V–2Fe–3Al for improved fatigue resistance. *Materials Science and Engineering* vol. A243. p.217–220. 1998.

DUNCHEVA, G. V.; MAXIMOV, J. T.; ANCHEV, A. P.; DUNCHEV, V. P.; ATANASOV, T. P.; CAPEK, J. Finite element and experimental study of the residual stresses in 2024-T3 Al alloy treated via single toroidal roller burnishing. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, v. 43, n. 1. 11p. 2021.

ECOROLL. *Tool Technology for Metal Surface Improvement: Solutions for a Demand Oriented Surface Quality*. 2015.

EL-AXIR, M.H. An investigation into roller burnishing. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 40. p.1603–1617. 2000.

EL-AXIR, M.H.; EL-KHABEERY, M. M. Influence of orthogonal burnishing parameters on surface characteristics for various materials. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 132. p. 82–89. 2003.

FOSS, B. J.; GRAY, S.; HARDY, M. C.; STEKOVIC, S.; MCPHAIL, D. S.; SHOLLOCK, B. A. Analysis of shot-peening and residual stress relaxation in the nickelbased superalloy RR1000. *Acta Materialia* Vol. 61 p. 2548–2559. 2013.

FOUAD, Y.; MHAEDE, M.; WAGNER, L. Effects of mechanical surface treatments on fatigue performance of extruded ZK60 alloy. *Fatigue Fract Engng Mater Struct.* Vol. 34. p. 403-407. 2010.

GALLITELLI, D.; RETRAINT, D.; ROUHAUD, E. Comparison between conventional shot peening (SP) and surface mechanical attrition treatment (SMAT) on a Titanium alloy. *Advanced Materials Research.* Vol. 996. p. 964-968. 2014.

GARDIN, C.; COURTIN, S.; BERTHEAU, D.; BÉZINE, G.; BEN HADJ HAMOUDA, H. The influence of roller burnishing on the fatigue crack propagation in notched round bars—Experimental observations under three-point bending. *Fatigue Fract Engng Mater Struct.* Vol 30. p.342–350. 2007.

GERSTENMEYER, M.; ZANGER, F.; SCHULZE, V. Influence of Complementary Machining on fatigue strength of AISI 4140. *CIRP Annals - Manufacturing Technology.* Vol. 67. p. 583–586. 2018.

GHARBI, F.; SGHAIER, S.; AL-FADHALAH, K.J.; BENAMEUR, T. Effect of Ball Burnishing Process on the Surface Quality and Microstructure Properties of AISI 1010 Steel Plates. *Journal of Materials Engineering and Performance.* Vol. 20(6). p.903-910. 2011.

GHARBI, F.; SGHAIER, S.; MOREL, F.; BENAMEUR, T. Experimental Investigation of the Effect of Burnishing Force on Service Properties of AISI 1010 Steel Plates. *Journal of Materials Engineering and Performance.* Vol. 24. p. 721-725. 2015.

GRIEBEL, A. Technical Brief: Fatigue Dimples. *J Fail. Anal. and Preven.* Vol. 9: p.193–196. 2009.

GRZESIK, W.; ŻAK, K.; KISZKA, P. Comparison of surface textures generated in hard turning and grinding operations. *Procedia CIRP.* Vol. 13. p.84 – 89. 2014

HADADIAN, A.; SEDAGHATI, R. Analysis and design optimization of double-sided deep cold rolling process of a Ti-6Al-4V blade. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology.* vol. 108. p. 2103–2120. 2020.

HAN, K.; ZHANG, D.; YAO, C.; TAN, L.; ZHOU, Z.; ZHAO, Y. Investigation of residual stress distribution induced during deep rolling of Ti-6Al-4V alloy. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture.* V. 235, n. 1-2. P. 186-197. 2021.

HANKARE, A. V.; SAPKAL, A. A.; DOUNDE A. A. Effect of Diamond Burnishing Process on Surface Roughness of AISI 4140 Alloy Steel. *Journal of Advances in Science and Technology.* Vol. 13, Issue No. 1. 2017.

HASSAN, A. M.; MOMANI, A. M. S. Further improvements in some properties of shot peened components using the burnishing process. *International Journal of Machine Tools & Manufacture.* Vol. 40. p. 1775–1786. 2000.

HASSANI-GANGARAJ, S. M.; CARBONI, M.; GUAGLIANO, M. Finite element approach toward an advanced understanding of deep rolling induced residual stresses, and an application to railway axles. *Materials & Design* vol. 83. p. 689–703. 2015.

HE, D.; WANG, B.; ZHANG, J.; LIAO, S.; DENG, W. J. Investigation of interference effects on the burnishing process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 95 p. 1–10. 2018.

HERBSTER, M.; HARNISCH, K.; HABERLAND, E.; KRIEGEL, P.; DOEBBERTHIN, C.; HEYN, A.; DOERING, J.; LOHMANN, C.H.; BERTRAND, J.; HALLE, T. Effect of deep rolling on subsurface conditions of CoCr28Mo6 wrought alloy to improve the wear resistance of endoprostheses. *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials*, Vol. 118, p. 104398. 2021.

HETTIG, M.; MEYER, D. Microstructural influence of consecutive deep rolling of AISI 4140. *Procedia CIRP*. Vol. 108. p. 164-169. 2022.

HOLZAPFEL, H.; SCHULZE, V.; VOEHRINGER, O.; MACHERAUCH, E. Residual stress relaxation in an AISI 4140 steel due to quasistatic and cyclic loading at higher temperatures. *Materials Science and Engineering*. Vol. A248. p. 9–18. 1998.

HUA, J.; SHIVPURI, R.; CHENG, X.; BEDEKAR, V.; MATSUMOTO, Y.; HASHIMOTO, F.; WATKINS, T.R. Effect of feed rate, workpiece hardness and cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer + hone cutting edge geometry. *Materials Science and Engineering A*. Vol. 394. p.238–248. 2005.

HUTCHINGS, I; SHIPWAY, P. *Tribology - Friction and Wear of Engineering Materials*. 2. Ed. Oxford. 2017.

ISO - International Organization for Standardization. ISO 6508-1:2005. Metallic materials — Rockwell hardness test — Part 1. Test method (scales A, B, C, D, E, F, G, H, K, N, T). 2005

JAVIDI, A.; RIEGER, U.; EICHLSEDER, W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue*. Vol.30. p. 2050–2055.

KINNER-BECKER, T., HETTIG, M., SÖLTER, J., & MEYER, D. Analysis of internal material loads and Process Signature Components in deep rolling. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, v. 35, p. 400-409. 2021.

KINNER-BECKER, T.; SÖLTER, J.; KARPUSCHEWSKI, B. A simulation-based analysis of internal material loads and material modifications in multi-step deep rolling. *Procedia CIRP*, v. 87, p. 515-520. 2020.

KINNER-BECKER, T.; SÖLTER, J. Influence of initial stress on the residual stress generated by deep rolling. *Procedia CIRP*, Vol. 117, p. 128-132. 2023.

KLOCKE, F.; BÄCKER, V.; TIMMER, A.; WEGNER, H. Innovative FE-analysis of the roller burnishing process for different geometries. ed. E Oñate, Barcelona: CIMNE. p.1-4. 2009b.

KLOCKE, F.; BÄCKER, V.; WEGNER, H.; FELDHaus, B.; BARON, H.; HESSERT, R. Influence of process and geometry parameters on the surface layer state after roller burnishing of IN718. *Prod. Eng. Res. Devel.* Vol. 3. p. 391–399. 2009a.

KLOCKE, F.; BÄCKER, V.; WEGNER, H.; ZIMMERMANN, M. Finite Element Analysis of the Roller Burnishing Process for Fatigue Resistance Increase of Engine Components. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture.* Vol 255 (1). p. 2-11. 2011.

KLOCKE, F.; LIERMANN, J. Roller burnishing of hard turned surfaces. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* Vol. 38, p. 419–423. 1998.

KLOCKE, F.; SHIROBOKOV, A.; TRAUTH, D.; MATTFELD, P. Deep rolling of fine blanking punch edges. *Int J Mater Form.* vol. 9. p. 489–498. 2016.

KLOOS, K. H.; FUCHSBAUER, B.; ADELMANN, J. Fatigue properties of specimens similar to components deep rolled under optimized conditions. *Int. J. Fatigue.* Vol. 9 No 1 p. 35-42. 1987.

KOBAYASHI, S.; OH, S.; ALTAN, T. *Metal forming and the finite-element method.* Oxford University press. 402 p. 1989.

KONGTHEP, J.; TIMMERMANN, K.; SCHOLTES, B.; NIENDORF, T. On the impact of deep rolling at different temperatures on the near surface microstructure and residual stress state of steel AISI 304. *Materialwiss. Werkstofftech.* Vol; 50. N°7. p. 788–795. 2019.

KORZYNSKI, M. Modeling and experimental validation of the force–surface roughness relation for smoothing burnishing with a spherical tool. *International Journal of Machine Tools & Manufacture.* Vol. 47. p. 1956-1964. 2017.

KOWALIK, M.; TRZEPIECINSKI, T. Experimental Assessment of the Depth of the Deformed Layer in the Roller Burnishing Process. *MATEC Web of Conferences.* v. 290. p. 03008. 2019.

KUMAR, K. P.; ADHIKARI, R.; PRABHU, P. R.; KENT, L. G. Deep cold rolling simulation of AISI 4140 steel using ANSYS LSDYNA®. *Proceedings of the 3rd World Conference on Applied Sciences, Engineering and Technology 27-29 September 2014, Kathmandu, Nepal.* P. 423-427. 2014.

KUZNETSOV, V. P.; TARASOV, S. Y.; DMITRIEV, A. I.; Nanostructuring burnishing and subsurface shear instability. *Journal of Materials Processing Technology* vol. 217 p. 327–335. 2015.

ŁABANOWSKI, J.; OSSOWSKA, A. Influence of burnishing on stress corrosion cracking susceptibility of duplex steel. *Journal of Achievements of Materials and Manufacturing Engineering.* Vol. 19. Issue 1. Nov. 2006.

LEAL, C. A. A. *Estudo Sobre o Roletamento do Aço ABNT 4140 Temperado e Revenido.* Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2020.

LEE, Y.L.; PAN, J.; HATHAWAY, R.; BARKEY, M. Fatigue testing and analysis: theory and practice. Butterworth-Heinemann. 417 p. 2005.

LEE W.K.; RATNAM, M. M.; AHMAD, Z. A. Detection of chipping in ceramic cutting inserts from workpiece profile during turning using fast Fourier transform (FFT) and continuous wavelet transform (CWT). Precision Engineering. Vol. 47. p.406-423. 2017.

LIENERT, F.; HOFFMEISTER, J.; ERZ, A.; SCHULZE, V. Influence of Piezo Peening on the Fatigue Strength of quenched and tempered AISI 4140. Conf Proc 2014: ICSP-12 Goslar, Germany (pgs.517-522). 2014.

LIVATYALI, H.; HAS, E.; TÜRKÖZ, M. Prediction of residual stresses in ball burnishing Ti6Al4V thin sheets. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 110. p.1083–1093. 2020.

LOGAN, D. L. A first course in the finite element method. 6th ed. Cengage Learning. 2017.

LOPES, K. S. S.; SALES, W. F.; PALMA, E. S. Influence of Machining Parameters on Fatigue Endurance Limit of AISI 4140 Steel. J. of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng. Vol. XXX. N°1. p. 77-83. 2008.

LUCA, L.; NEAGU-VENTZEL, S.; MARINESCU, I. Effects of working parameters on surface finish in ball-burnishing of hardened steels. Precision Engineering. Vol. 29 p. 253-256. 2005.

LUND, R. A.; SHEYBANY, S. Fatigue Fracture Appearances. ASM Handbook Volume 11, Failure Analysis and Prevention. p. 627-640. 2002.

LUONG, H.; HILL, M. R. The effects of laser peening and shot peening on high cycle fatigue in 7050-T7451 aluminum alloy. Materials Science and Engineering A vol.527. p. 699–707. 2010.

LYUBENOVA, N.; BAEHRE, D. Finite element modelling and investigation of the process parameters in deep rolling of AISI 4140 steel. Journal of Materials Science and Engineering B, v.5, n.7-8. p. 277-287. 2015.

LYUBENOVA, N.; BAEHRE, D.; KRUPP, L.; FOUQUET, J.; CRONIER, T.; PATEL, J.; HOFFMANN, J. E. Impact of the Process Parameters, the Measurement Conditions and the Pre-Machining on the Residual Stress State of Deep Rolled Specimens. J. Manuf. Mater. Process. Vol. 3. p.56. 2019.

MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R., T.; DA SILVA, M., B. Teoria da Usinagem dos Materiais. 1^a edição. ed. Blucher. São Paulo - SP - Brasil: 2009.

MADENCI, E.; GUEVEN, I. The finite element method and applications in engineering using ANSYS®. 2nd Ed. Springer. 657 p. 2015.

MAGALHÃES, F. C.; ABRÃO, A. M.; DENKENA, B.; BREIDENSTEIN, B.; MÖRKE, T. Analytical Modeling of Surface Roughness, Hardness and Residual Stress Induced by Deep Rolling. *Journal of Materials Engineering and Performance*. Vol 26 (2). p. 876 – 884. 2017.

MAJZOBI, G. H.; JOUNEGHANI, F. Z.; KHADEMI, E. Experimental and numerical studies on the effect of deep rolling on bending fretting fatigue resistance of A17075. *Int J Adv Manuf Technol*. vol. 82 p.2137–2148. 2016.

MAJZOBI, G. H.; MOTLAGH, S. T.; AMIRI, A. Numerical simulation of residual stress induced by roll-peening. *Transactions of The Indian Institute of Metals*. Vol. 63. Issues 2-3. p. 499-504. 2010.

MAXIMOV, J.; DUNCHEVA, G.; ANCHEV, A.; DUNCHEV, V.; ARGIROV, Y.; NIKOLOVA, M. Effects of Heat Treatment and Diamond Burnishing on Fatigue Behaviour and Corrosion Resistance of AISI 304 Austenitic Stainless Steel. *Applied Sciences*. Vol. 13. p.2570. 2023.

MAXIMOV, J. T.; ANCHEV, A. P.; DUNCHEV, V. P.; GANEV, N.; DUNCHEVA, G. V.; SELIMOV, K. F. Effect of slide burnishing basic parameters on fatigue performance of 2024-T3 high-strength aluminium alloy. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* Vol. 40. p. 1893-1904. 2017.

MAXIMOV, J. T.; DUNCHEVA, G. V.; ANCHEV, A. P.; DUNCHEV, V. P. Slide burnishing versus deep rolling — a comparative analysis. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 110. p.1923–1939. 2020.

MEYER, D.; KÄMMLER, J. Surface integrity of AISI 4140 after deep rolling with varied external and internal loads. *Procedia CIRP*. Vol. 45 p. 363 – 366. 2016.

MEYER, H.; EPP, J. Spatial Internal Material Load and Residual Stress Distribution Evolution in Synchrotron In Situ Investigations of Deep Rolling. *Quantum Beam Science*. Vol.4, p. 3. 2020.

MEYER, H.; EPP, J.; ZOCH, H. Residual stress and dislocation density development in single track deep rolled AISI 4140H steel. *Procedia CIRP*. Vol. 71. p.192-197. 2018

MILELLA, P. P. *Fatigue and Corrosion in Metals*. Springer. 844 p. 2013.

MITSUBISHI MATERIALS. Turning tolls, rotating tools, tooling solutions. C007A. 2016.

MOMBEINI, D.; ATRIAN, A. Investigation of Deep Cold Rolling Effects on the Bending Fatigue of Brass C38500. *Latin American Journal of Solids and Structures*. Vol. 15. No 4. 2018.

MOUSSA, N. B.; GHARBI, K.; CHAIEB, I.; FREDJ, N. B. Improvement of AISI 304 austenitic stainless steel low-cycle fatigue life by initial and intermittent deep rolling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 101. p.435–449. 2019.

MUÑOZ-CUBILLOS, J.; CORONADO, J.J.; RODRÍGUEZ, S.A. Deep rolling effect on fatigue behavior of austenitic stainless steels. *International Journal of Fatigue* vol. 95 p. 120–131. 2017.

MURTHY, B.L.; KOTIVEERACHARI, B. Burnishing of metallic surfaces — a review. *Precision Engineering*, Vol 3. Issue 3. p. 172-179. 1981.

NALLA, R. K.; ALTENBERGER, I.; NOSTER, U.; LIU, G. Y.; SCHOLTES, B.; RITCHIE, R. O. On the influence of mechanical surface treatments -deep rolling and laser shock peening on the fatigue behavior of Ti-6Al-V at ambient and elevated temperatures. *Materials Science and Engineering* vol. A355. p. 216-230. 2003

NÉMAT, M.; LYONS, A. C. An Investigation of the Surface Topography of Ball Burnished Mild Steel and Aluminium. *Int J Adv Manuf Technol*. Vol. 16. p.469–473. 2000.

NIKITIN, I.; ALTENBERGER, I. Comparison of the fatigue behavior and residual stress stability of laser-shock peened and deep rolled austenitic stainless steel AISI 304 in the temperature range 25–600 °C. *Materials Science and Engineering A* Vol. 465. p. 176–182. 2007.

NIKITIN, I.; BESEL, M. Effect of low-frequency on fatigue behaviour of austenitic steel AISI 304 at room temperature and 25 °C. *International Journal of Fatigue*. Vol. 30. p. 2044–2049. 2008.

NUSSKERN, P.; HOFFMEISTER, J.; SCHULZE, V. Powder metallurgical components: Improvement of surface integrity by deep rolling and case hardening. *Procedia CIRP*. Vol. 13 p. 192 – 197. 2014.

OLIVEIRA, D.A.; *Transformação De Fase Induzida Por Deformação Plástica No Processo De Roletamento Do Aço Inoxidável Austenítico ABNT 304. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2022.*

OLIVEIRA, D.A.; MARTINS, A.M.; MAGALHÃES, F.C.; ABRÃO, A.M. Characterization of the topography generated by low plasticity burnishing using advanced techniques. *Surf Coat Technol*. Vol. 448. p.128891. 2022

ORTIZ, A. L.; TIAN, J. W.; SHAW, L. L.; LIAW, P. K. Experimental study of the microstructure and stress state of shot peened and surface mechanical attrition treated nickel alloys. *Scripta Materialia*. Vol. 62 p. 129–132. 2010.

PRABHU, P. R.; KULKARNI, S. M.; SHARMA, S. S.; JAGANNATH, K.; ACHUTHA KINI, U. Analysis of Surface Hardness, Surface Roughness, and Near Surface Microstructure of AISI 4140 Steel Worked with Turn-Assisted Deep Cold Rolling Process. *International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering*. Vol:9, No:6, p. 1070-1076. 2015.

PRABHU, P. R.; KULKARNI, S. M.; SHARMA, S. S.; JAGANNATH, K.; CHANDRASHEKHAR, B. Deep Cold Rolling Process on AISI 4140 Steel and Optimization of Surface Roughness by Response Surface Methodology. *International Conference on Mechanical, Production and Materials Engineering (ICMPME'2012)*, Bangkok. p. 25-29. 2012.

PRABHU, P. R.; KULKARNI, S. M.; SHARMA, S. S.; JAGANNATH, K. Surface Layer Alterations in AISI 4140 Steel From Turn-assisted Deep Cold Rolling Process. Proceedings of the 2nd International Conference on Current Trends in Engineering and Management ICCTEM -2014, July. Mysore, Karnataka, India. p. 245-250. 2014.

PRABHU, P. R.; KULKARNI, S. M.; SHARMA, S. S. Multi-response optimization of the turn-assisted deep cold rolling process parameters for enhanced surface characteristics and residual stress of AISI 4140 steel shafts. *Journal of Materials Research and Technology*. Vol. 9. Issue 5. p. 11402-11423. 2020.

PREVÉY, P.; CAMMETT, J. Low Cost Corrosion Damage Mitigation and Improved Fatigue Performance of Low Plasticity Burnished 7075-T6. *Journal of Materials Engineering and Performance*. Vol. 10. p.548–555. 2001.

RADHAKRISHNAN, P.; SUBRAMANYAN, S.; RAJU, V. CAD/CAM/CIM. 3rd Ed. New Age International Pvt Ltd. 692 p. 2008.

RAMI, A.; KALLEL, A.; DJEMAA, S.; MABROUKI, T.; SGHAIER, S.; HAMDY, H. Numerical assessment of residual stresses induced by combining turning-burnishing (CoTuB) process of AISI 4140 steel using 3D simulation based on a mixed approach. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 97. p.1897–1912. 2018.

RECH, J.; MOISAN, A. Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 43 p. 543–550. 2003.

REGAZZI, D.; BERETTA, S.; CARBONI, M. An investigation about the influence of deep rolling on fatigue crack growth in railway axles made of a medium strength steel. *Engineering Fracture Mechanics* vol. 131. p. 587–601. 2014.

RICHARDS, M.; MATLOCK, D.; SPEER, J. Deep rolling response of notched medium carbon bar steels. SAE Technical Publication, Vol. 2004-01-1528. SAE, Warrendale, PA, 2004.

RODRÍGUEZ, A.; LÓPEZ DE LACALLE, L.N.; CELAYA, A.; FERNÁNDEZ, A.; LAMIKIZ, A.; Ball burnishing application for finishing sculptured surfaces in multi-axis machines. *Int. J. Mechatronics and Manufacturing Systems*, Vol. 4, Nos. 3/4, 2011.

RODRÍGUEZ, A.; LÓPEZ DE LACALLE, L.N.; CELAYA, A.; LAMIKIZ, A.; ALBIZURI J. Surface improvement of shafts by the deep ball-burnishing technique. *Surface & Coatings Technology* vol. 206. p. 2817–2824. 2012

SAALFELD, S.; KROCHMAL, M.; WEGENER, T.; SCHOLTES, B.; NIENDORF, T. On the fatigue behavior of differently deep rolled conditions of SAE 1045 in the very-high-cycle fatigue regime. *International Journal of Fatigue*. Vol. 151. p. 106360, 2021.

SACHS, N. W. Understanding the Surface Features of Fatigue Fractures: How They Describe the Failure Cause and the Failure History. *Journal of Failure Analysis & Prevention*, Vol. 5, No. 2. p. 11-15. 2005.

SARITHA, P. A Study on Assessment of Theories for Contact Stress Distribution at Roller-Work Piece Contact in Roller Burnishing. *International Journal of Science, Engineering and Technology Research (IJSETR)*, Vol. 3, Issue 1, p. 100-106. 2014.

SARTKULVANICH, P.; ALTAN, T.; JASSO, F.; RODRIGUEZ, C. Finite element modeling of hard roller burnishing: an analysis on the effects of process parameters upon surface finish and residual stresses. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 129 p. 705-716. 2007.

SATTARI, S.; ATRIAN, A. Investigation of deep rolling effects on the fatigue life of Al-SiC nanocomposite. *Materials Research Express*. Vol. 5. p.015052. 2018.

SAYAHI, M.; SGHAIER, S.; BELHADJSALAH, H. Finite element analysis of ball burnishing process: comparisons between numerical results and experiments. *Int J Adv Manuf Technol* Vol. 67 p.1665–1673. 2013.

SCHIJVE, J. *Fatigue of Structures and Materials*. 2ed. Editora Springer. 621 p. 2008.

SCHUH, A.; ZELLER, C.; HOLZWARH, U.; KACHLER, W.; WILCKE, G.; ZEILER, G.; EIGENMANN, B.; BIGONEY, J. Deep Rolling of Titanium Rods for Application in Modular Total Hip Arthroplasty. *Journal of Biomedical Materials Research Part B: Applied Biomaterials*. Vol.81 B. p. 330-335. 2007.

SCHULZE, V. *Modern Mechanical Surface Treatment. States, Stability, Effects*. Wiley-VCH. 368 p. 2006.

SEEMIKERI, C.Y.; BRAHMANKAR, P.K.; MAHAGAONKAR, S.B. Investigations on surface integrity of AISI 1045 using LPB tool. *Tribology International* vol.41 p.724–734. 2008.

SHIOU, F. J.; HUANG, S. J.; SHIH, A. J.; ZHU, J.; YOSHINO, M. Fine Surface Finish of a Hardened Stainless Steel Using a New Burnishing Tool. *Procedia Manufacturing*. Vol. 10. p. 208 – 217. 2017.

SIMON, J.; GEGNER, J. Finite Element Analysis of Two-step Deep Rolling of Bearing Steel for Expansion and Equalization of Compressive Residual Stress Profiles. *Bearing World Journal*. Vol. 5. p. 93-99. 2020.

SKALSKI, K.; MORAWSKI, A.; PRZYBYLSKI, W. Analysis of contact elastic-plastic strains during the process of burnishing. *Int. J. Mech. Sci.* Vol. 37, N° 5, p. 461-472. 1995.

SZABÓ, B.; BABUSKA, I. *Introduction to Finite Element Analysis: Formulation, Verification and Validation*. 1st Ed. John Wiley & Sons, Ltd. 2011.

TAO, N. R.; Wang, Z.B.; Tong W.P.; Sui M.L.; Lu J.; Lu K. An investigation of surface nanocrystallization mechanism in Fe induced by surface mechanical attrition treatment. *Acta Materialia*. Vol. 50. p. 4603–4616. 2002.

TAYLOR, D.; CLANCY, O. M. *The Fatigue Performance of Machined Surfaces*. *Fatigue Fract. Engng. Mater. Strud.* Vol. 14, No. 2/3, p. 329-336. 1991.

TRAVIESO-RODRÍGUEZ, J.A.; JEREZ-MESA, R.; GÓMEZ-GRAS, G.; LLUMÀ-FUENTES, J.; CASADESÚS-FARRÀS, O.; MADUENO-GUERRERO, M. Hardening effect and fatigue behavior enhancement through ball burnishing on AISI 1038. *Journal of Materials Research and Technology* Vol. 8. Issue 6. p. 5639–5646. 2019.

TSUJI, N.; TANAKA, S.; TAKASUGI, T. Evaluation of surface-modified Ti–6Al–4V alloy by combination of plasma-carburizing and deep-rolling. *Materials Science and Engineering* Vol. A 488. p.139–145. 2008.

UDDIN, M.S.; HALL, C.; HOOPER, R.; CHARRAULT, E. MURPHY, P.; SANTOS, V. Finite Element Analysis of Surface Integrity in Deep Ball-Burnishing of a Biodegradable AZ31B Mg Alloy. *Metals*. Vol. 8, p.136. 2018.

WAGNER, L. Mechanical surface treatments on titanium, aluminum and magnesium alloys. *Materials Science and Engineering*. Vol. A263 p.210–216. 1999.

WAGNER, L.; MHAEDE, M.; WOLLMANN, M.; ALTENBERGER, I.; SANO, Y. Surface layer properties and fatigue behavior in Al 7075-T73 and Ti-6Al-4V Comparing results after laser peening; shot peening and ball-burnishing. *International Journal of Structural Integrity*. Vol. 2 No. 2. p. 185-199. 2011.

WEBSTER, G. A.; EZELIO, A. N. Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes. *International Journal of Fatigue*. vol.23. p. S375–S383. 2001.

WHITEHOUSE, D. *Surfaces and their Measurement*. Hermes Penton Science. 395 p. 2002.

WIELKI, N.; HEINZ, N.; MEYER, D. Characterizing the Local Material Properties of Different Fe–C–Cr-Steels by Using Deep Rolled Single Tracks. *Materials*. Vol. 13. p.4987 2020.

WITHERS, P. J. Residual stress and its role in failure. *Rep. Prog. Phys.* Vol. 70. p. 2211–2264. 2007.

WONG, C. C.; HARTAWAN, A.; TEO, W. K. Deep Cold Rolling of Features on Aero-Engine Components. *Procedia CIRP*. Vol. 13. p. 350 – 354. 2014.

YEN, Y. C.; SARTKULVANICH, P.; ALTAN, T. Finite Element Modeling of Roller Burnishing Process. *CIRP Annals*. Vol. 54. Issue 1. p. 237-240. 2005.

YU, X.; WANG, L. Effect of various parameters on the surface roughness of an aluminium alloy burnished with a spherical surfaced polycrystalline diamond tool. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 39. p. 459–469. 1999.

ZHANG, P.; LINDEMANN, J.; DING, W.J.; LEYENS, C. Effect of roller burnishing on fatigue properties of the hot-rolled Mg–12Gd–3Y magnesium alloy. *Materials Chemistry and Physics*. Vol. 124 p. 835–840. 2010.

ZHANG, P.; LINDEMANN, J. Effect of roller burnishing on the high cycle fatigue performance of the high-strength wrought magnesium alloy AZ80. *Scripta Materialia*. Vol. 52. p. 1011–1015 2005.

ZHANG, T.; BUGTAI, N.; MARINESCU, I. D. Burnishing of aerospace alloy: A theoretical–experimental approach. *Journal of Manufacturing Systems*. Vol. 37. p. 472 - 478. 2015.

ZHOU, Y.; CHU, Z.; ZANG, S.; SUN, J.; YANG, L.; GAO, J. Effect of surface integrity on fatigue life of 7075-T6 aluminum alloy by combination of fine turning with hydrostatic deep rolling. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*. Vol. 23. Issue 1. N°41: 2023.

APÊNDICE A

Quadro A.1: Relatório da análise química (continua).



Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais - LAMAT
 Acreditado pela Coordenação Geral de Acreditação - CGCRE
 Accredited by General Coordination for Accreditation - CGCRE

Análise Química por Espectrometria Ótica - Base Ferro
 Chemical Analysis by Optical Spectrometry - Iron Base

Relatório / Report nº 973/2019




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 4140 - Tempera e revenimento

Elementos Elements	Concentração Concentration	Unidade Unit	Elementos Elements	Concentração Concentration	Unidade Unit
Carbono (C)	0,3925	%	Chumbo (Pb)	0,0015	%
Silício (Si)	0,2419	%	Estanho (Sn)	0,0066	%
Manganês (Mn)	0,8021	%	Arsênio (As)	0,0026	%
Fósforo (P)	0,0247	%	Zircônio (Zr)	ND	%
Enxofre (S)	0,0155	%	Bismuto (Bi)	ND	%
Cromo (Cr)	0,9645	%	Cálcio (Ca)	0,0016	%
Molibdênio (Mo)	0,1969	%	Cério (Ce)	ND	%
Níquel (Ni)	0,0254	%	Antimônio (Sb)	ND	%
Alumínio (Al Total)	0,0333	%	Selênio (Se)	ND	%
Cobalto (Co)	0,0044	%	Tântalo (Ta)	ND	%
Cobre (Cu)	0,1519	%	Boro (B)	0,0006	%
Nióbio (Nb)	0,0023	%	Zinco (Zn)	ND	%
Titânio (Ti)	0,0018	%	Lantânio (La)	ND	%
Vanádio (V)	0,0060	%	Nitrogênio (N)	0,0105	%
Tungstênio (W)	ND	%	Ferro (Fe) Balanço	97,0948	%

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.

Quadro A.1: Relatório da análise química (conclusão)




Relatório / Report nº 973/2019

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 t	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	01/02/19	Analista Analyst	Responsável Responsible
Realização / Achievement	04/02/19	Patrícia Resende Laboratorista-CRQ 02102194-2ºR	
Emissão / Emission	04/02/19		Patrícia Resende Laboratorista-CRQ 02102194-2ºR
Responsável Técnico LAMAT: João Pousa Alves Filho, CREA-MG 0000168139D Technical Responsible LAMAT: João Pousa Alves Filho, CREA-MG 0000168139D			

SENAI Itaúna CETEF Marcelino Corradi
Rua Lília Antunes, 99 - Bairro: Nogueira Machado - CEP: 35680-270
Itaúna - MG - Fone: (37) 3249-2400
Página 2 de 2

APÊNDICE B

Tabela B.1: Planejamento fatorial (continua).

StdOrder	RunOrder	PtType	Blocks	Rugosidade - Avanço (f) [mm/rev]	Avanço Rol (fr) [mm/rev]	Pressão (P) [bar]
40	1	1	1	0,15	0,09	100
56	2	1	1	0,10	0,06	150
74	3	1	1	0,20	0,06	150
59	4	1	1	0,10	0,09	150
30	5	1	1	0,10	0,06	200
9	6	1	1	0,10	0,12	200
90	7	1	1	0,10	0,12	200
38	8	1	1	0,15	0,06	150
33	9	1	1	0,10	0,09	200
76	10	1	1	0,20	0,09	100
41	11	1	1	0,15	0,09	150
6	12	1	1	0,10	0,09	200
29	13	1	1	0,10	0,06	150
58	14	1	1	0,10	0,09	100
44	15	1	1	0,15	0,12	150
5	16	1	1	0,10	0,09	150
71	17	1	1	0,15	0,12	150
85	18	1	1	0,10	0,09	100
16	19	1	1	0,15	0,12	100
36	20	1	1	0,10	0,12	200
49	21	1	1	0,20	0,09	100
51	22	1	1	0,20	0,09	200
50	23	1	1	0,20	0,09	150
62	24	1	1	0,10	0,12	150
88	25	1	1	0,10	0,12	100
47	26	1	1	0,20	0,06	150
37	27	1	1	0,15	0,06	100
52	28	1	1	0,20	0,12	100
102	29	1	1	0,20	0,06	200
32	30	1	1	0,10	0,09	150
95	31	1	1	0,15	0,09	150
13	32	1	1	0,15	0,09	100
14	33	1	1	0,15	0,09	150
81	34	1	1	0,20	0,12	200
55	35	1	1	0,10	0,06	100
54	36	1	1	0,20	0,12	200
77	37	1	1	0,20	0,09	150
68	38	1	1	0,15	0,09	150
7	39	1	1	0,10	0,12	100
70	40	1	1	0,15	0,12	100
78	41	1	1	0,20	0,09	200
21	42	1	1	0,20	0,06	200
35	43	1	1	0,10	0,12	150
17	44	1	1	0,15	0,12	150
93	45	1	1	0,15	0,06	200
69	46	1	1	0,15	0,09	200
24	47	1	1	0,20	0,09	200
64	48	1	1	0,15	0,06	100

Tabela B.1: Planejamento fatorial (continuação).

StdOrder	RunOrder	PtType	Blocks	Rugosidade - Avanço (f) [mm/rev]	Avanço Rol (fr) [mm/rev]	Pressão (P) [bar]
84	49	1	1	0,10	0,06	200
79	50	1	1	0,20	0,12	100
87	51	1	1	0,10	0,09	200
19	52	1	1	0,20	0,06	100
99	53	1	1	0,15	0,12	200
15	54	1	1	0,15	0,09	200
31	55	1	1	0,10	0,09	100
98	56	1	1	0,15	0,12	150
46	57	1	1	0,20	0,06	100
4	58	1	1	0,10	0,09	100
26	59	1	1	0,20	0,12	150
65	60	1	1	0,15	0,06	150
27	61	1	1	0,20	0,12	200
97	62	1	1	0,15	0,12	100
94	63	1	1	0,15	0,09	100
34	64	1	1	0,10	0,12	100
22	65	1	1	0,20	0,09	100
2	66	1	1	0,10	0,06	150
10	67	1	1	0,15	0,06	100
104	68	1	1	0,20	0,09	150
45	69	1	1	0,15	0,12	200
66	70	1	1	0,15	0,06	200
42	71	1	1	0,15	0,09	200
63	72	1	1	0,10	0,12	200
25	73	1	1	0,20	0,12	100
80	74	1	1	0,20	0,12	150
106	75	1	1	0,20	0,12	100
105	76	1	1	0,20	0,09	200
48	77	1	1	0,20	0,06	200
23	78	1	1	0,20	0,09	150
1	79	1	1	0,10	0,06	100
108	80	1	1	0,20	0,12	200
8	81	1	1	0,10	0,12	150
107	82	1	1	0,20	0,12	150
101	83	1	1	0,20	0,06	150
53	84	1	1	0,20	0,12	150
18	85	1	1	0,15	0,12	200
39	86	1	1	0,15	0,06	200
73	87	1	1	0,20	0,06	100
103	88	1	1	0,20	0,09	100
28	89	1	1	0,10	0,06	100
86	90	1	1	0,10	0,09	150
57	91	1	1	0,10	0,06	200
60	92	1	1	0,10	0,09	200
61	93	1	1	0,10	0,12	100
3	94	1	1	0,10	0,06	200
43	95	1	1	0,15	0,12	100
20	96	1	1	0,20	0,06	150

Tabela B.1: Planejamento fatorial (conclusão).

StdOrder	RunOrder	PtType	Blocks	Rugosidade - Avanço (f) [mm/rev]	Avanço Rol (fr) [mm/rev]	Pressão (P) [bar]
91	97	1	1	0,15	0,06	100
11	98	1	1	0,15	0,06	150
82	99	1	1	0,10	0,06	100
83	100	1	1	0,10	0,06	150
96	101	1	1	0,15	0,09	200
72	102	1	1	0,15	0,12	200
100	103	1	1	0,20	0,06	100
67	104	1	1	0,15	0,09	100
75	105	1	1	0,20	0,06	200
92	106	1	1	0,15	0,06	150
12	107	1	1	0,15	0,06	200
89	108	1	1	0,10	0,12	150

Tabela B.2: Valores medidos para as amostras roleteadas (continua).

StdOrder	RunOrder	Ra [μm]	Rt [μm]	Rq [μm]	Rp [μm]	Rv [μm]	Rz [μm]	Rvk [μm]	Rk [μm]	Rpk [μm]	Fadiga
40	1	0,0629	0,481	0,0774	0,187	0,197	0,384	0,0846	0,195	0,0799	55200
56	2	0,0643	0,647	0,0799	0,243	0,234	0,477	0,076	0,205	0,0747	33500
74	3	0,0833	0,614	0,103	0,273	0,22	0,492	0,0969	0,237	0,101	55100
59	4	0,0686	0,579	0,0862	0,219	0,236	0,455	0,0932	0,244	0,0741	43000
30	5	0,108	1,26	0,138	0,246	0,531	0,878	0,148	0,346	0,127	28700
9	6	0,172	1,01	0,202	0,433	0,413	0,846	0,086	0,572	0,147	46400
90	7	0,184	0,896	0,21	0,463	0,359	0,822	0,0593	0,538	0,151	26000
38	8	0,0661	0,577	0,0833	0,211	0,215	0,426	0,0728	0,192	0,0984	48300
33	9	0,128	1,22	0,161	0,499	0,42	0,919	0,18	0,415	0,151	25600
76	10	0,103	1,61	0,131	0,341	0,336	0,676	0,291	0,351	0,135	48900
41	11	0,107	0,764	0,134	0,316	0,325	0,641	0,101	0,328	0,152	46400
6	12	0,117	0,772	0,143	0,335	0,319	0,654	0,12	0,36	0,145	31500
29	13	0,0781	0,742	0,0988	0,258	0,286	0,544	0,114	0,239	0,122	45700
58	14	0,137	1,34	0,168	0,37	0,611	0,981	0,188	0,41	0,12	27100
44	15	0,139	1,18	0,168	0,347	0,441	0,787	0,151	0,428	0,155	24300
5	16	0,0897	0,762	0,111	0,304	0,294	0,599	0,0908	0,293	0,0947	66200
71	17	0,13	0,818	0,156	0,341	0,361	0,701	0,1	0,426	0,118	46000
85	18	0,0997	1,38	0,122	0,234	0,327	0,561	0,215	0,294	0,0694	25900
16	19	0,134	1,2	0,168	0,362	0,445	0,806	0,273	0,407	0,179	41900
36	20	0,16	0,814	0,188	0,382	0,353	0,735	0,0571	0,521	0,151	36800
49	21	0,143	0,781	0,169	0,304	0,326	0,63	0,206	0,398	0,0782	69900
51	22	0,163	1,1	0,196	0,36	0,372	0,732	0,224	0,452	0,149	70400
50	23	0,108	0,786	0,131	0,275	0,353	0,628	0,144	0,334	0,0738	34300
62	24	0,113	0,792	0,138	0,329	0,305	0,634	0,106	0,396	0,0953	52200
88	25	0,14	1,27	0,183	0,407	0,611	1,02	0,315	0,377	0,146	16900
47	26	0,0999	0,817	0,122	0,294	0,328	0,622	0,126	0,296	0,116	52800
37	27	0,0688	0,445	0,0819	0,182	0,195	0,377	0,0746	0,21	0,0647	52500
52	28	0,115	0,953	0,138	0,288	0,336	0,623	0,212	0,338	0,101	87500
102	29	0,0865	0,709	0,111	0,247	0,342	0,589	0,148	0,307	0,161	55300
32	30	0,086	0,713	0,107	0,299	0,296	0,595	0,086	0,28	0,1	80400
95	31	0,12	1,44	0,153	0,444	0,443	0,887	0,143	0,37	0,206	20700
13	32	0,0893	0,616	0,109	0,226	0,296	0,521	0,118	0,277	0,0764	36300
14	33	0,124	1,04	0,152	0,434	0,376	0,521	0,179	0,336	0,212	44400
81	34	0,203	1,31	0,241	0,508	0,515	1,02	0,148	0,706	0,147	44700
55	35	0,0751	0,582	0,0953	0,231	0,248	0,48	0,114	0,192	0,104	38500
54	36	0,192	1,15	0,226	0,453	0,455	0,908	0,197	0,642	0,121	99100
77	37	0,155	1,49	0,19	0,442	0,7	1,14	0,316	0,537	0,16	45500
68	38	0,0958	0,9	0,122	0,304	0,281	0,585	0,206	0,276	0,115	33500
7	39	0,113	0,896	0,145	0,36	0,334	0,694	0,153	0,339	0,14	43900
70	40	0,141	1,08	0,176	0,38	0,635	1,01	0,182	0,462	0,125	24600
78	41	0,176	1,21	0,21	0,425	0,462	0,887	0,23	0,503	0,129	94200
21	42	0,101	0,902	0,125	0,351	0,256	0,607	0,0981	0,35	0,13	70800
35	43	0,118	0,761	0,142	0,329	0,271	0,6	0,0706	0,409	0,127	44500
17	44	0,13	0,933	0,158	0,423	0,362	0,785	0,11	0,435	0,139	50500
93	45	0,0727	0,857	0,0942	0,339	0,243	0,582	0,0972	0,213	0,103	33000
69	46	0,0872	0,625	0,105	0,258	0,26	0,517	0,0699	0,3	0,0777	47900
24	47	0,129	0,884	0,159	0,378	0,357	0,735	0,121	0,412	0,163	63900
64	48	0,0619	0,412	0,0722	0,155	0,164	0,319	0,0592	0,197	0,0698	58600
84	49	0,0823	0,644	0,103	0,282	0,225	0,507	0,106	0,285	0,108	42600
79	50	0,147	1,09	0,176	0,38	0,375	0,756	0,179	0,461	0,16	99100
87	51	0,0769	0,568	0,0938	0,254	0,224	0,478	0,0773	0,245	0,081	56100
19	52	0,103	0,939	0,135	0,22	0,411	0,631	0,362	0,222	0,071	43800
99	53	0,135	0,931	0,16	0,394	0,327	0,721	0,075	0,432	0,114	59700
15	54	0,071	0,797	0,0906	0,197	0,256	0,453	0,0961	0,214	0,146	23800
31	55	0,0453	0,334	0,0559	0,179	0,155	0,334	0,0425	0,138	0,0534	36200

Tabela B.2: Valores medidos para as amostras roleteadas (conclusão).

StdOrder	RunOrder	Ra [μm]	Rt [μm]	Rq [μm]	Rp [μm]	Rv [μm]	Rz [μm]	Rvk [μm]	Rk [μm]	Rpk [μm]	Fadiga
98	56	0,148	1,14	0,184	0,396	0,404	0,8	0,111	0,45	0,196	24800
46	57	0,105	0,823	0,129	0,355	0,304	0,659	0,142	0,305	0,113	82200
4	58	0,0877	0,792	0,108	0,242	0,292	0,534	0,21	0,382	0,112	43500
26	59	0,148	0,983	0,182	0,452	0,4	0,852	0,126	0,477	0,184	54100
65	60	0,0918	0,635	0,108	0,259	0,247	0,506	0,0802	0,288	0,111	43300
27	61	0,227	1,26	0,273	0,596	0,455	1,05	0,2	0,614	0,237	44400
97	62	0,0968	0,586	0,117	0,273	0,197	0,471	0,066	0,308	0,0921	31100
94	63	0,0512	0,441	0,0647	0,184	0,187	0,371	0,0603	0,155	0,0655	36700
34	64	0,0899	0,618	0,111	0,247	0,266	0,513	0,141	0,284	0,0826	33400
22	65	0,117	0,794	0,138	0,25	0,322	0,572	0,168	0,35	0,104	85200
2	66	0,072	0,911	0,0895	0,254	0,199	0,453	0,106	0,223	0,161	42600
10	67	0,0854	0,764	0,101	0,233	0,289	0,522	0,0883	0,262	0,11	27300
104	68	0,118	1,5	0,152	0,398	0,631	1,03	0,183	0,365	0,123	27800
45	69	0,139	1,7	0,195	0,368	1,25	1,62	0,43	0,429	0,118	54700
66	70	0,0661	0,651	0,0831	0,225	0,177	0,403	0,0901	0,196	0,0748	33300
42	71	0,0957	1,38	0,127	0,307	0,461	0,768	0,178	0,301	0,0975	43600
63	72	0,14	0,912	0,163	0,393	0,373	0,766	0,0873	0,498	0,109	34500
25	73	0,0992	0,649	0,132	0,268	0,381	0,649	0,185	0,281	0,0844	45000
80	74	0,133	0,875	0,158	0,327	0,335	0,662	0,107	0,481	0,125	94000
106	75	0,113	1,06	0,139	0,309	0,377	0,686	0,211	0,357	0,14	43500
105	76	0,0946	0,626	0,114	0,265	0,253	0,517	0,068	0,307	0,103	70300
48	77	0,0873	0,778	0,111	0,322	0,338	0,66	0,112	0,254	0,117	46400
23	78	0,156	1,82	0,195	0,579	0,718	1,3	0,222	0,408	0,237	23400
1	79	0,0628	0,527	0,0757	0,202	0,159	0,361	0,137	0,146	0,0806	55200
108	80	0,142	0,867	0,169	0,394	0,355	0,749	0,143	0,464	0,111	87200
8	81	0,11	0,678	0,131	0,297	0,28	0,577	0,0619	0,381	0,0919	35200
107	82	0,119	0,686	0,141	0,292	0,287	0,578	0,0783	0,422	0,0761	67100
101	83	0,0978	0,667	0,122	0,223	0,337	0,56	0,145	0,294	0,0519	50000
53	84	0,166	1,22	0,201	0,438	0,453	0,891	0,18	0,565	0,144	70400
18	85	0,148	0,952	0,175	0,397	0,362	0,758	0,102	0,495	0,134	50200
39	86	0,0931	1,04	0,118	0,487	0,262	0,749	0,111	0,301	0,142	20500
73	87	0,132	0,974	0,152	0,31	0,316	0,625	0,306	0,326	0,176	63600
103	88	0,104	1,44	0,136	0,294	0,438	0,732	0,192	0,339	0,0651	41300
28	89	0,13	1,01	0,179	0,359	0,398	0,757	0,277	0,341	0,195	47500
86	90	0,122	1,2	0,153	0,427	0,412	0,839	0,279	0,321	0,12	30100
57	91	0,078	0,493	0,0958	0,211	0,269	0,48	0,0982	0,235	0,0629	19100
60	92	0,097	1,08	0,126	0,571	0,292	0,863	0,113	0,321	0,138	37100
61	93	0,0843	0,929	0,107	0,239	0,475	0,715	0,12	0,269	0,0873	25700
3	94	0,0875	0,744	0,109	0,29	0,329	0,618	0,145	0,277	0,0911	21200
43	95	0,117	0,78	0,142	0,353	0,318	0,671	0,0995	0,36	0,135	44900
20	96	0,0747	0,756	0,0913	0,27	0,214	0,484	0,129	0,296	0,111	80200
91	97	0,0865	1,26	0,107	0,159	0,432	0,591	0,131	0,265	0,0425	49500
11	98	0,0644	0,601	0,0805	0,195	0,244	0,439	0,0751	0,215	0,131	40900
82	99	0,131	0,888	0,163	0,235	0,653	0,888	0,215	0,258	0,0771	19800
83	100	0,0875	0,764	0,108	0,122	0,377	0,499	0,116	0,249	0,176	27200
96	101	0,103	0,914	0,127	0,337	0,332	0,668	0,118	0,345	0,164	48500
72	102	0,172	1,46	0,206	0,489	0,516	1,01	0,158	0,588	0,124	35200
100	103	0,143	1,68	0,18	0,404	0,223	0,626	1,04	0,445	0,158	57100
67	104	0,0772	0,501	0,0909	0,189	0,213	0,402	0,0888	0,231	0,0616	83400
75	105	0,0753	0,654	0,0951	0,248	0,299	0,547	0,0971	0,251	0,134	57200
92	106	0,0689	0,498	0,0836	0,194	0,213	0,407	0,0695	0,211	0,0772	77900
12	107	0,0923	0,739	0,115	0,274	0,29	0,563	0,121	0,289	0,0996	56700
89	108	0,106	0,713	0,125	0,276	0,29	0,565	0,0834	0,376	0,114	28400

Tabela B.3: Valores medidos para as amostras torneadas.

Rugosidade - Avanço (f) [mm/rev]	Ra [μm]	Rt [μm]	Rq [μm]	Rp [μm]	Rv [μm]	Rz [μm]	Rvk [μm]	Rk [μm]	Rpk [μm]	Fadiga
0,1	0,42	5,37	0,54	1,69	1,22	2,93	0,779	1,11	0,793	24600
0,1	0,505	5,59	0,665	2,27	1,21	3,49	0,456	1,4	0,795	23000
0,1	0,563	3,44	0,691	1,6	1,44	3,04	0,455	1,82	0,646	21800
0,1	0,686	5,03	0,807	1,57	2,28	3,85	0,789	2,37	0,42	22700
0,15	0,847	4,63	1	2,35	1,71	4,05	0,457	2,31	1,08	21300
0,15	0,806	4,75	0,943	2,17	1,63	3,8	0,586	2,22	1,14	22100
0,15	0,837	4,52	0,984	2,15	1,74	3,9	0,566	2,32	1,01	23400
0,15	0,729	5,99	0,874	2,02	1,72	3,75	0,838	1,98	0,961	25800
0,2	1,13	7,36	1,35	3,02	2,73	5,76	1,09	3,31	1,21	17300
0,2	1,4	7,25	1,64	3,57	2,54	6,11	0,741	3,5	1,97	16200
0,2	1,22	6,76	1,44	3,05	2,83	5,88	0,56	4,16	1,05	21000
0,2	0,942	5,67	1,11	2,74	1,68	4,43	0,607	2,42	1,52	20000

APÊNDICE C

A ANOVA considera que a distribuição de probabilidade dos dados pode ser aproximada pela distribuição normal e que os mesmos possuem variância constante. Para verificar a validade do modelo é necessária a análise dos resíduos, que define se as considerações necessárias para a ANOVA são válidas para esse conjunto de dados. Os gráficos de resíduos para os valores de rugosidade após torneamento são apresentados na Figura C.1.

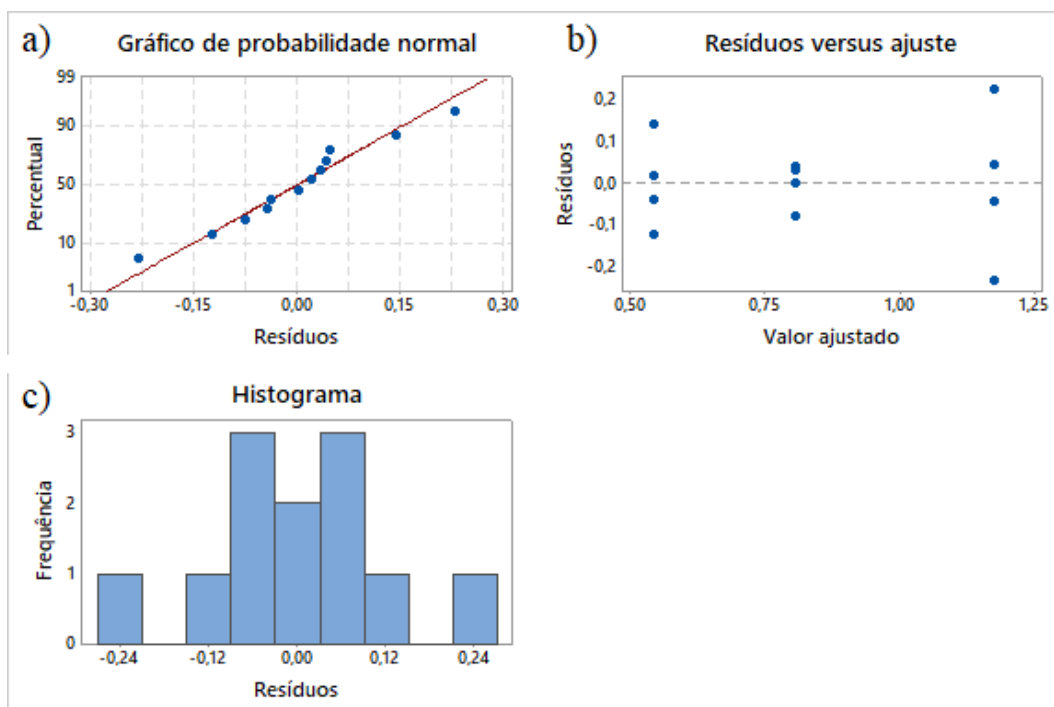


Figura C.1: Gráfico de resíduos para Ra: a) probabilidade normal, b) resíduos versus ajuste e c) histograma.

Na Figura C.1a é apresentado o gráfico de probabilidade normal, utilizado para a verificação da normalidade dos dados, ou seja, para dados normais os pontos devem estar próximos da reta indicada e não devem apresentar curvatura acentuada. Já o gráfico de resíduos versus ajuste (Figura C.1b) avalia a variância dos dados. Para dados de variância constante não existe nenhuma tendência de aumento ou diminuição das distâncias dos pontos até a linha do zero quando o valor ajustado é ampliado, além dos pontos não estarem simétricos em relação a linha do zero. Ainda considerando a normalidade, o histograma (Figura C.1c) deve apresentar um comportamento simétrico, com geometria próxima a uma distribuição de probabilidade normal gaussiana.

A aproximação do gráfico de normalidade de uma reta e a geometria do histograma ainda não são suficientes para a confirmação do caráter normal dos dados. Para isto é necessário realizar o teste de Anderson-Darling, que fornece duas possíveis respostas: os dados seguem uma distribuição específica (hipótese nula) ou os dados não seguem uma distribuição específica (hipótese alternativa). Novamente deve ser avaliado o p-valor. Caso esse seja igual ou inferior a α , descarta-se a hipótese nula e considera-se que os dados não seguem uma distribuição normal. O resultado do teste de Anderson-Darling realizado para os dados das amostras torneadas está indicado na Figura C.2, onde pode-se observar que o p-valor é 0,691, permitindo que a hipótese nula seja aceita e confirmando a distribuição normal dos dados.

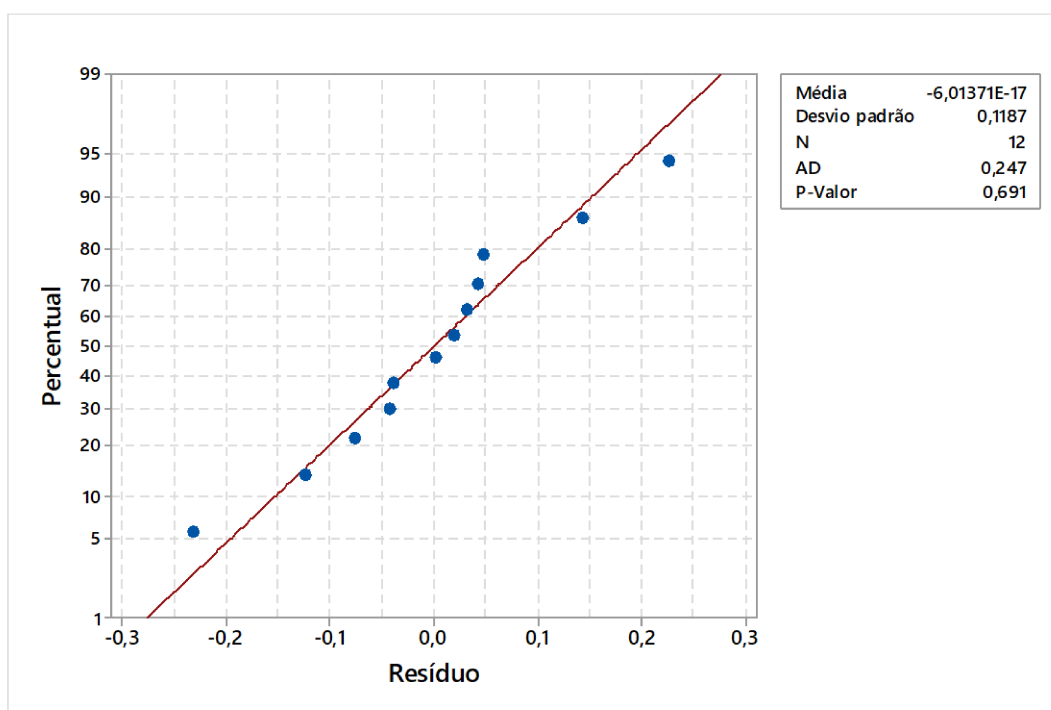


Figura C.2: Teste de normalidade para os resíduos de Ra das amostras torneadas.

Considerando os resíduos para os dados das amostras roleteados (Figura C.3), assume-se que os resíduos seguem uma distribuição normal, já que os pontos se mantêm próximos à reta (Figura C.3a). A Figura C.3b indica que não existe uma tendência clara de afastamento ou aproximação dos pontos em relação ao zero com a ampliação do valor ajustado e nem uma simetria em relação a linha do zero, sugerindo que a variância é constante. O histograma mostrado na Figura C.3c também parece indicar uma normalidade dos dados, pois o gráfico possui uma geometria simétrica próxima a de uma distribuição de probabilidade normal. No

caso da Figura C.3d, não existe nenhuma tendência de aumento ou diminuição com a ordem de observação (pontos aleatoriamente espaçados).

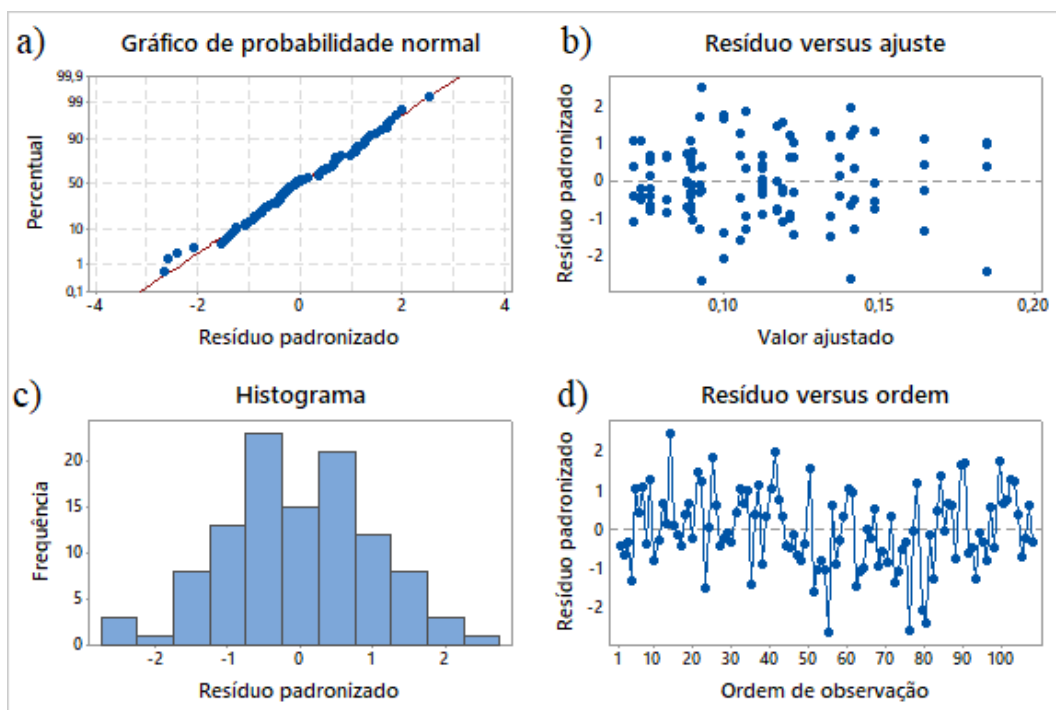


Figura C.3: Gráfico de resíduos para Ra: a) probabilidade normal, b) resíduos versus ajuste, c) histograma e d) resíduos versus ordem.

Ainda é necessário realizar o teste de Anderson-Darling para confirmar ou não a normalidade dos dados por meio do p-valor indicado (Figura C.4) Como nesse caso o p-valor é superior ao nível de significância, pode-se afirmar que os resíduos seguem uma distribuição normal. Essa constatação juntamente com as considerações feitas para a Figura C.3 permitem prosseguir com a análise dos dados.

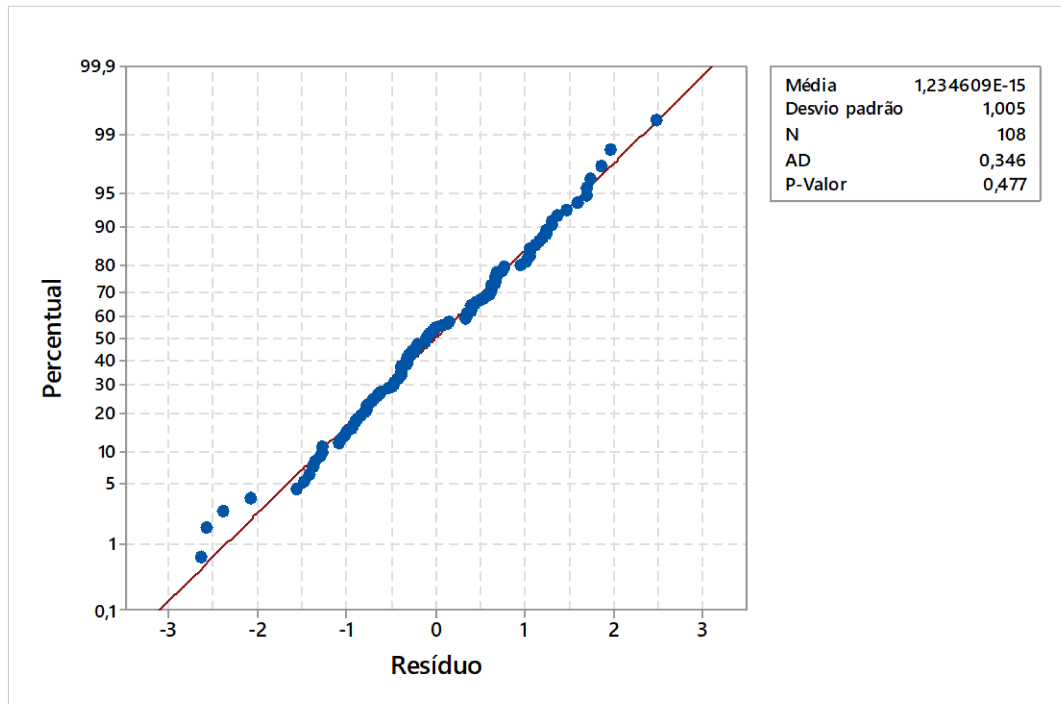


Figura C.4: Teste de normalidade para os resíduos de Ra.

Para o parâmetro Rp, a análise de resíduos indicou que os mesmos apresentavam uma distribuição normal (Figuras C.5 e C.6), com o teste de Anderson-Darling indicando um p-valor igual a 0,734, indicando a possibilidade de análise dos demais dados obtidos.

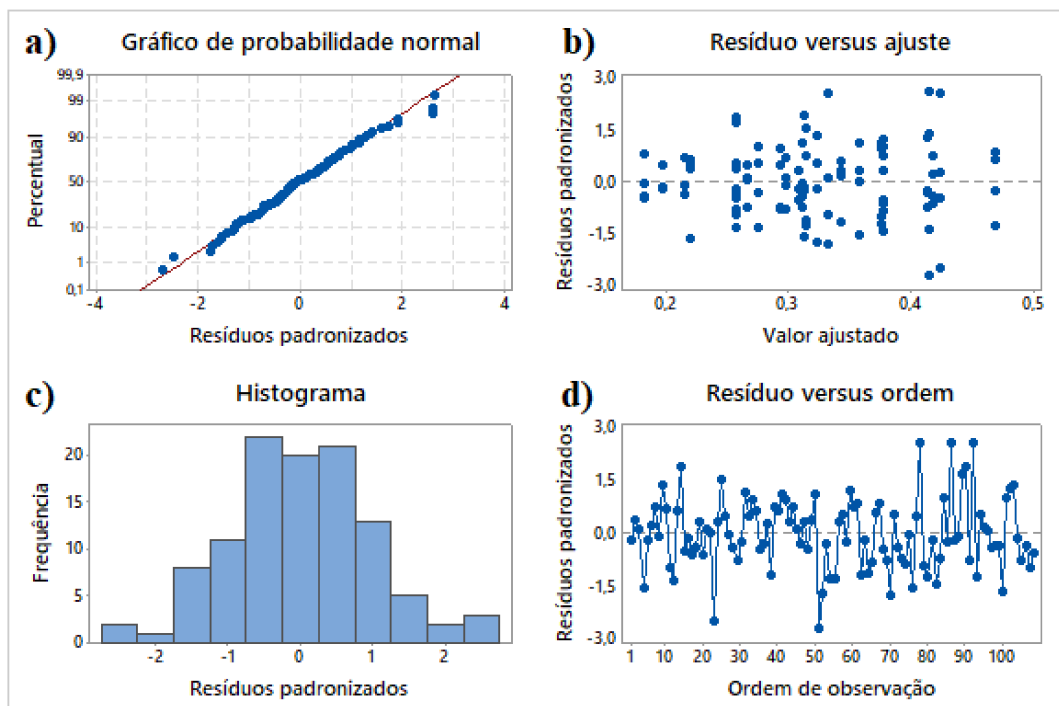


Figura C.5: Gráfico de resíduos para Rp: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.

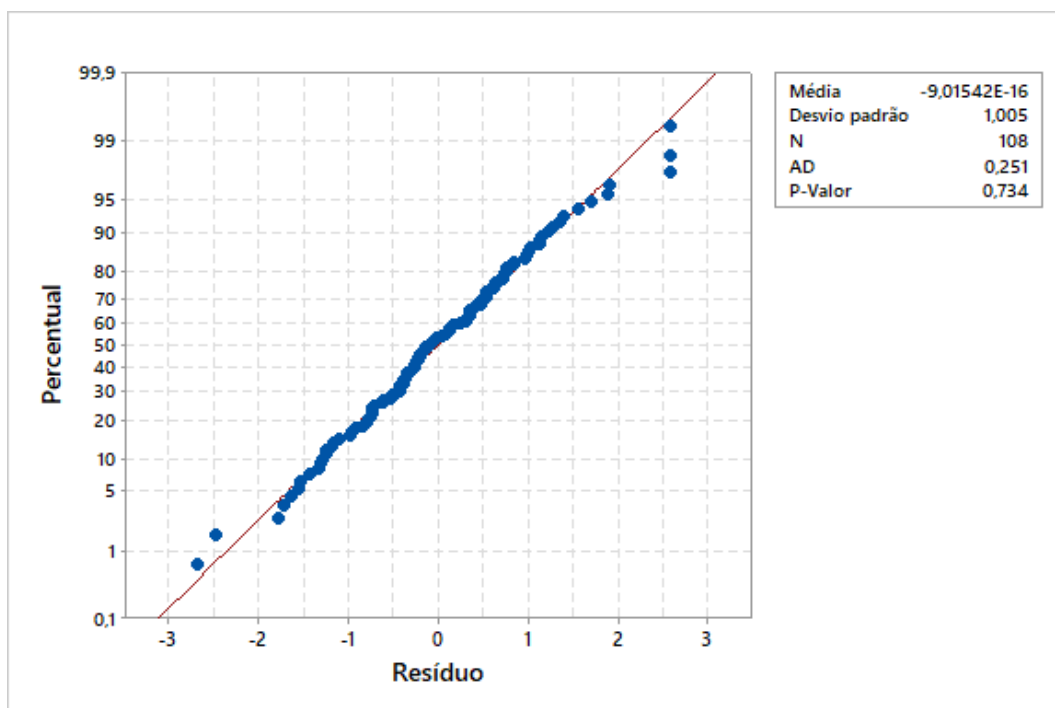


Figura C.6: Teste de normalidade para os resíduos de Rp.

Para o parâmetro R_v , a análise de resíduos indicou que os mesmos inicialmente não apresentavam uma distribuição normal (Figuras C.7 e C.8) apresentando um p-valor menor que 0,005 no teste de Anderson-Darling. Neste caso foi necessária a utilização de uma transformada para a correção dos dados. Após a realização da transformada Box-Cox, os resíduos apresentaram uma distribuição normal (Figuras C.9 e C.10), indicando um p-valor de 0,081 e possibilitando análises posteriores.

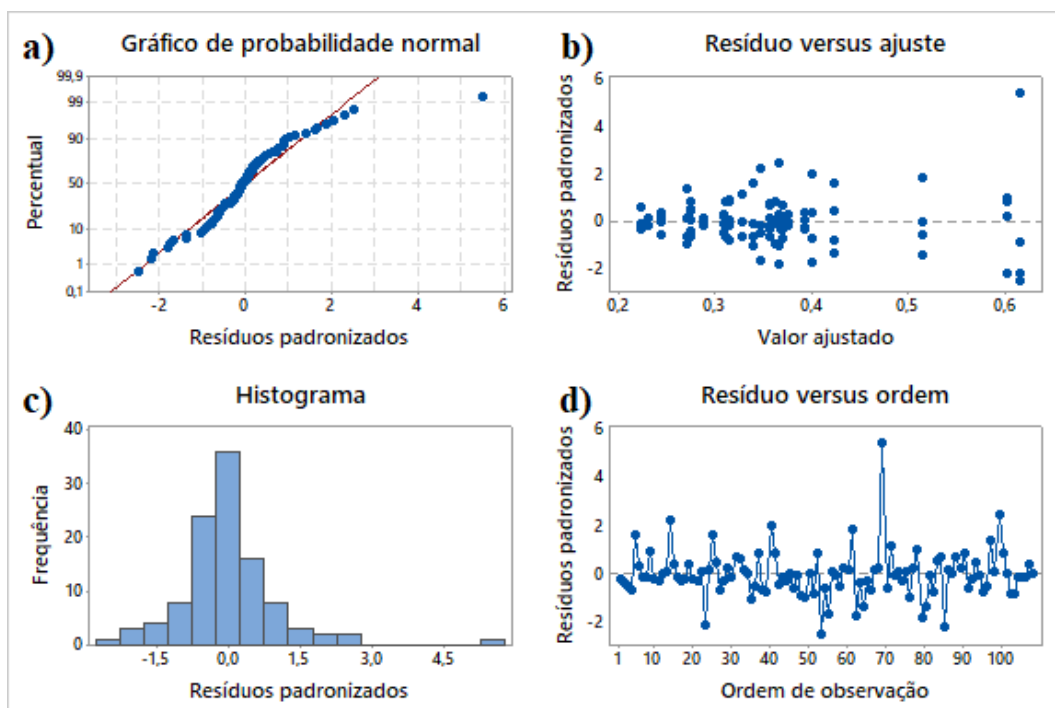


Figura C.7: Gráfico de resíduos para Rv antes da transformada: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.

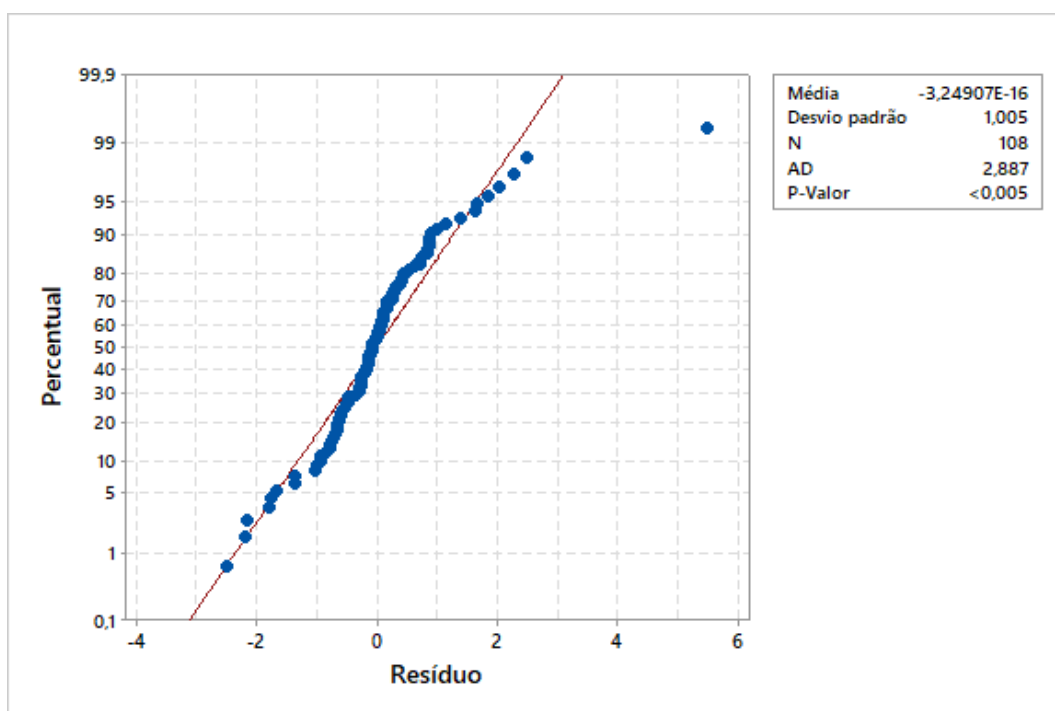


Figura C.8: Teste de normalidade antes da transformada para os resíduos de Rv.

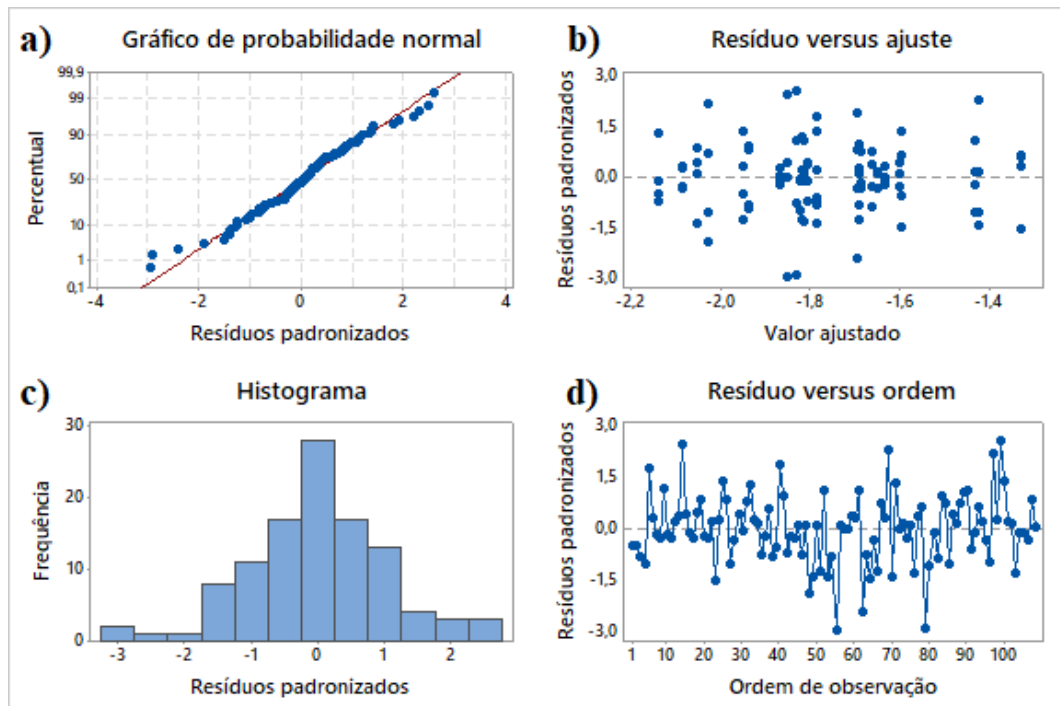


Figura C.9: Gráfico de resíduos para Rv depois da transformada: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.

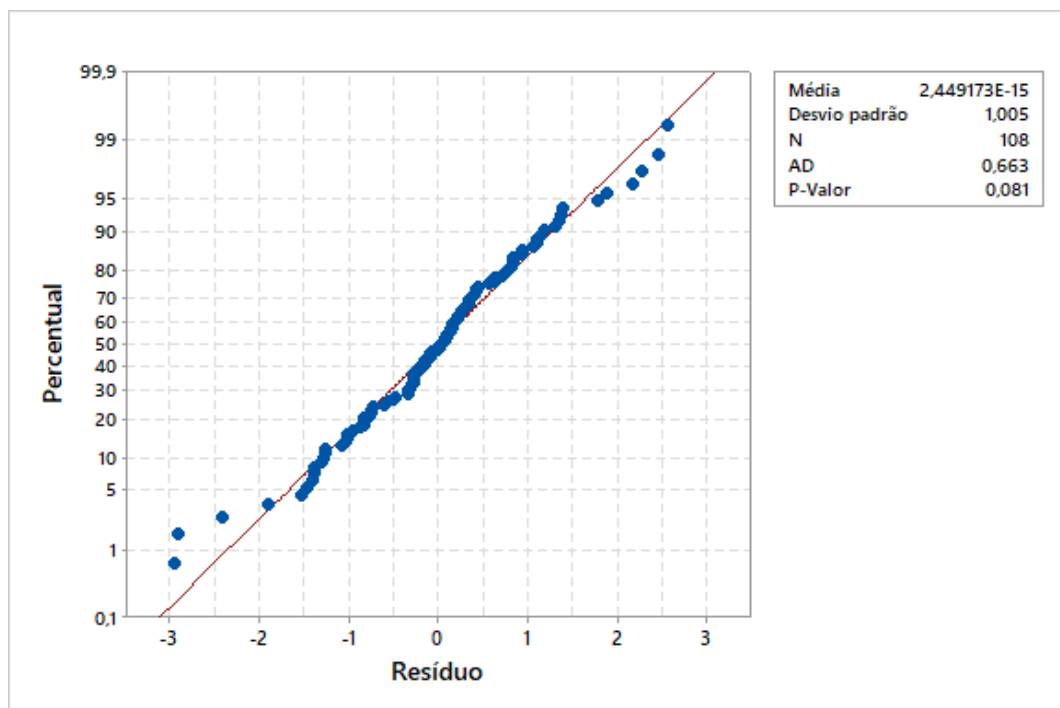


Figura C.10: Teste de normalidade depois da transformada para os resíduos de Rv.

Para o parâmetro Rpk foram observados resíduos normalizados, indicados pela geometria dos gráficos de resíduos mostrados na Figura C.11 e pelo p-valor apresentado no teste de Anderson-Darling (Figura C.12)

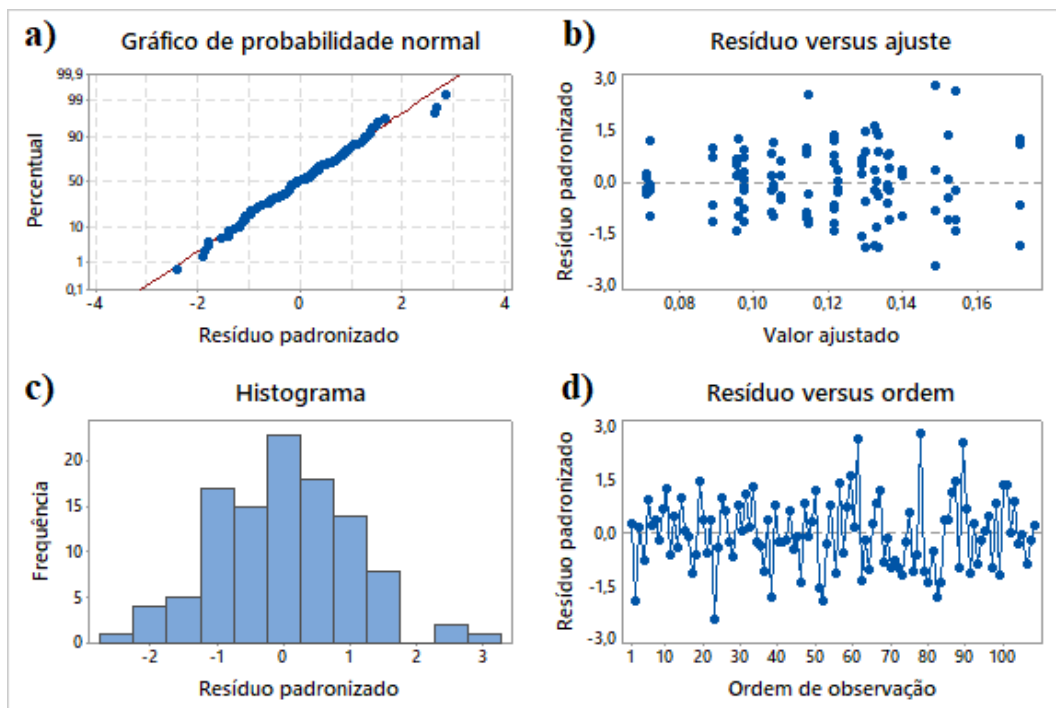


Figura C.11: Gráfico de resíduos para Rpk: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.

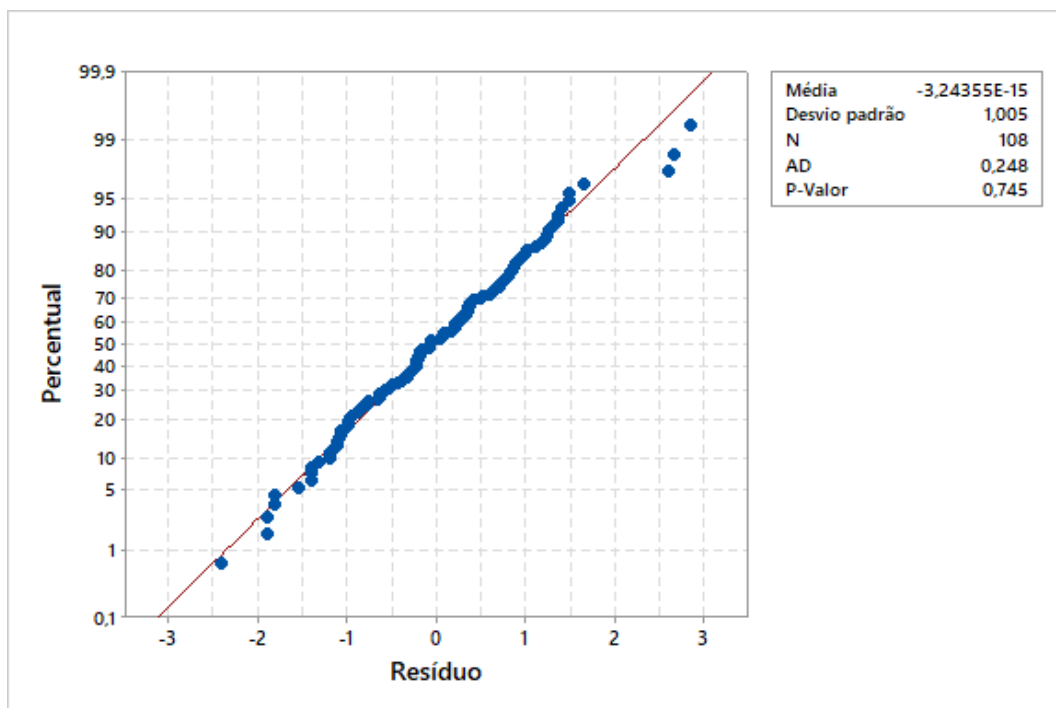


Figura C.12: Teste de normalidade para os resíduos de Rpk.

No caso do Rk a análise novamente indicou a normalidade dos resíduos, tanto pelas geometrias mostradas na Figura C.13 quanto pelo p-valor indicado na Figura C.14.

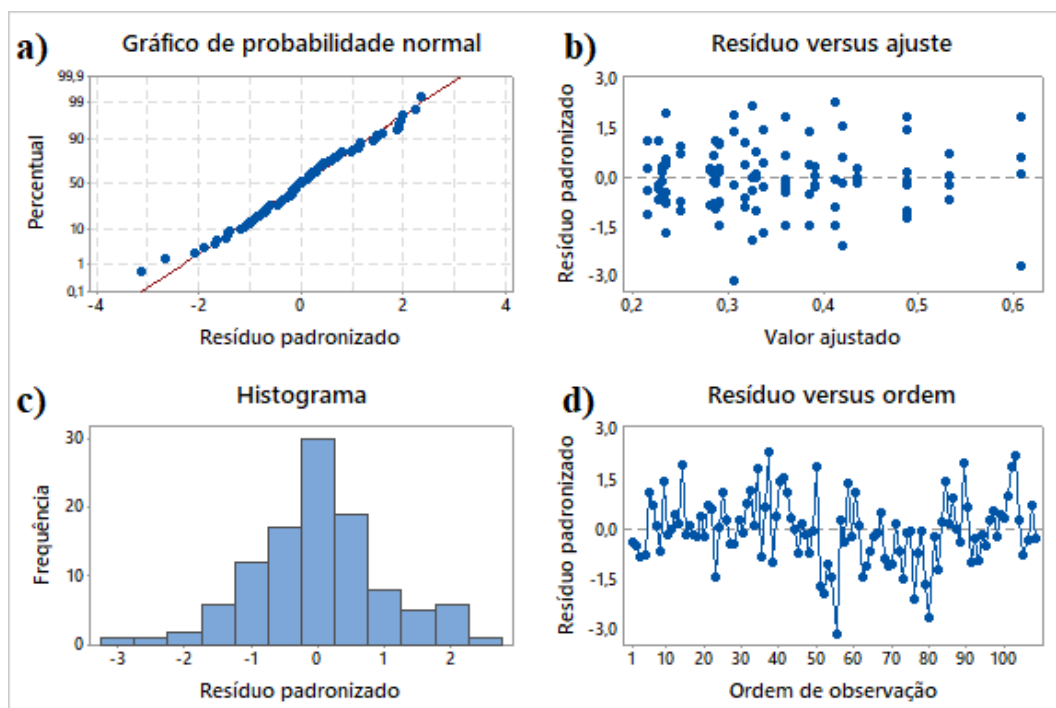


Figura C.13: Gráfico de resíduos para R_k : a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.

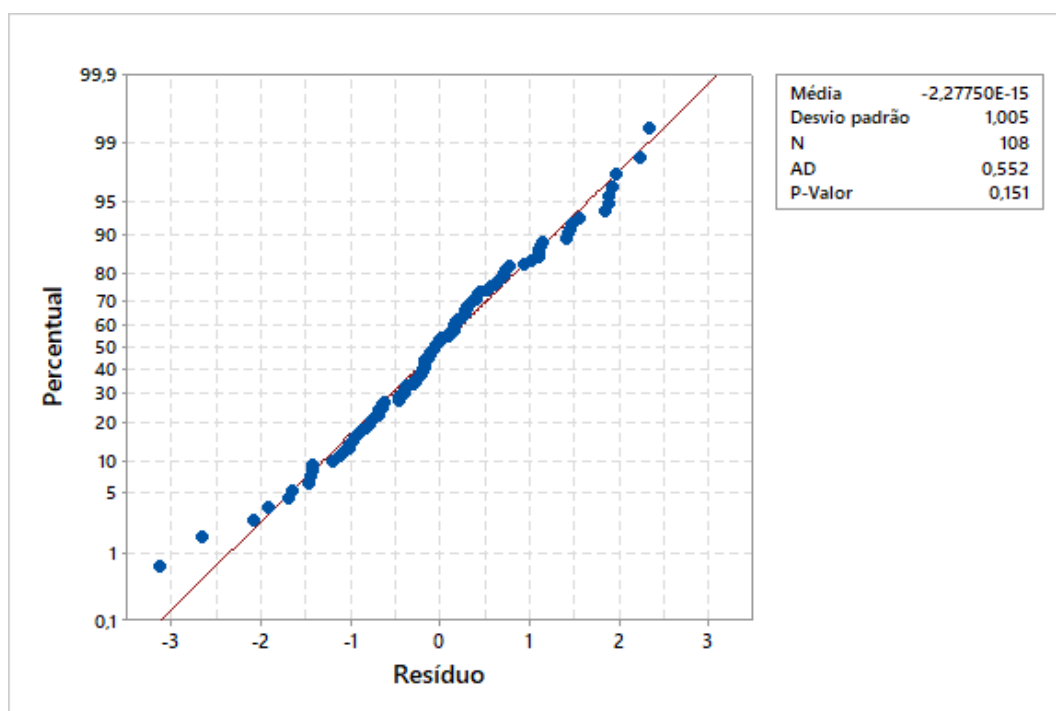


Figura C.14: Teste de normalidade para os resíduos de R_k .

Para o parâmetro R_{vk} não foi observada normalidade na primeira análise (Figuras C.15 e C.16), sendo necessária uma transformada de Box-Cox que indicou os resíduos mostrados nas Figuras C.17 e C.18.

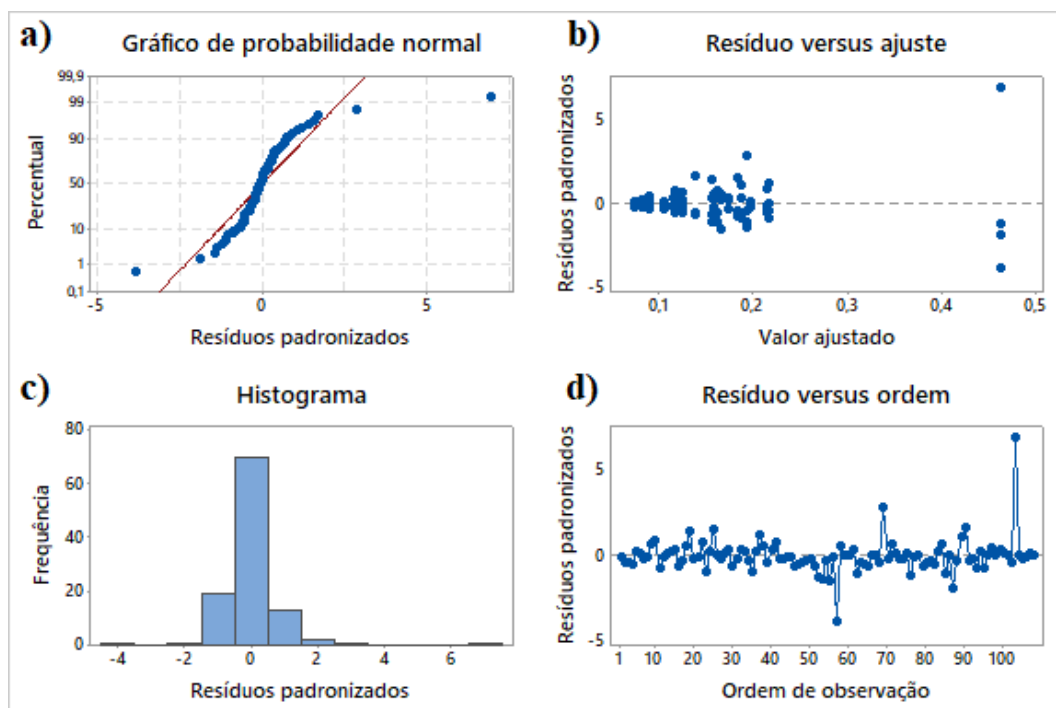


Figura C.15: Gráfico de resíduos para Rvk antes da transformada: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.

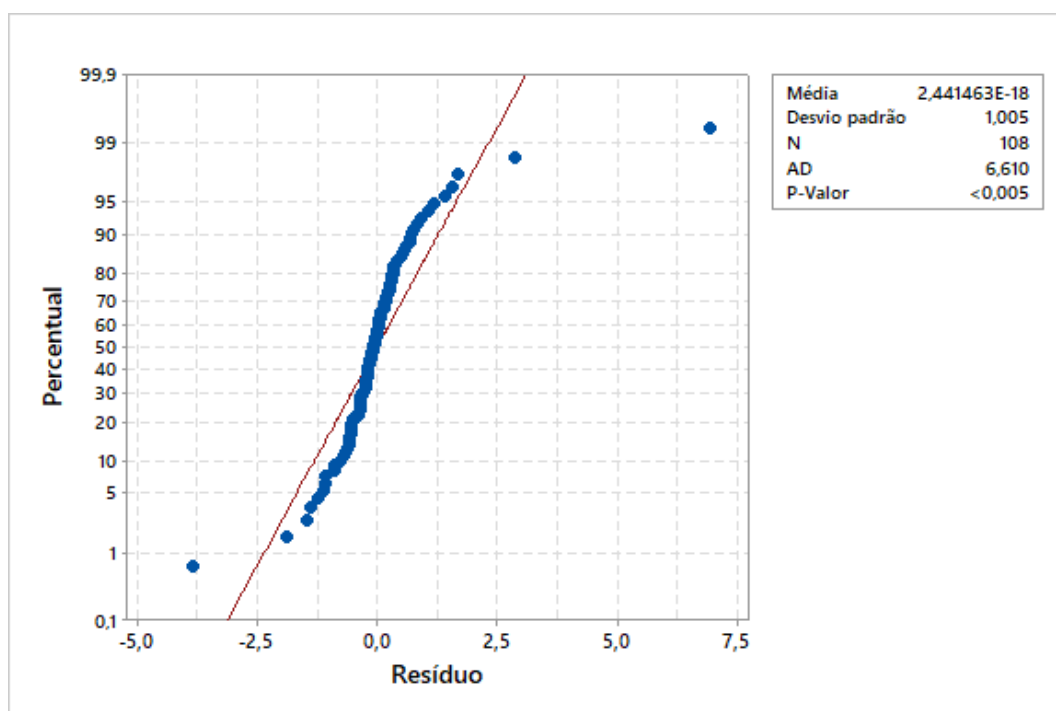


Figura C.16: Teste de normalidade antes da transformada para os resíduos de Rvk.

Com os dados das Figuras C.17 e C.18 pode-se confirmar a normalidade dos resíduos após a transformada, indicados pela geometria dos gráficos de resíduo e pelo p-valor de 0,166.

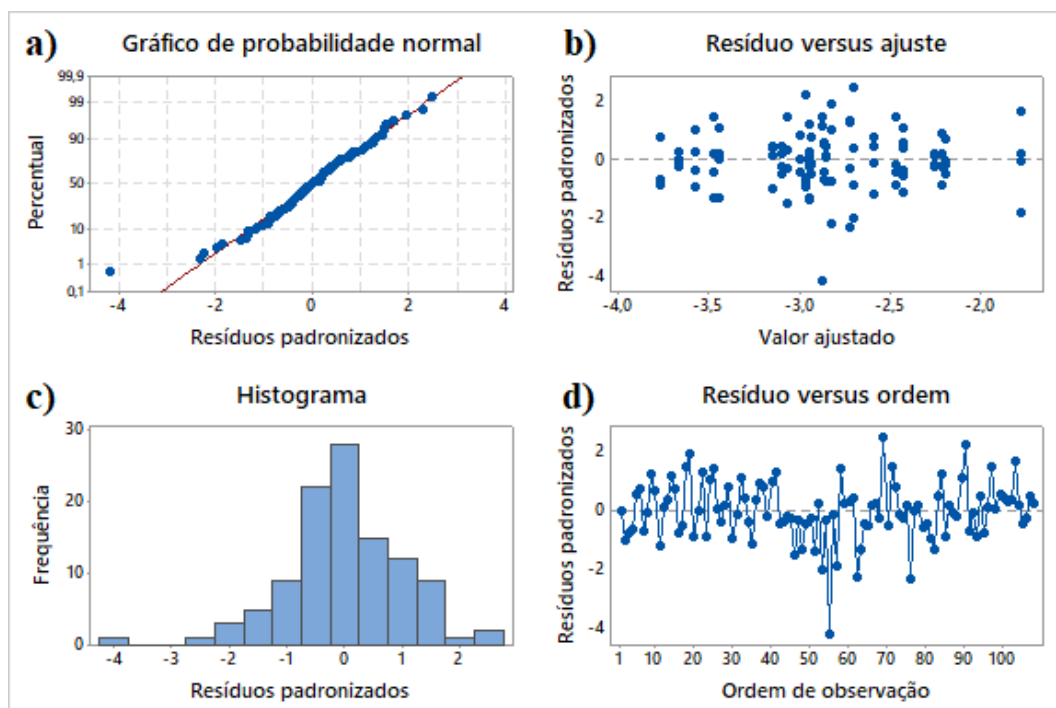


Figura C.17: Gráfico de resíduos para Rvk depois da transformada: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.

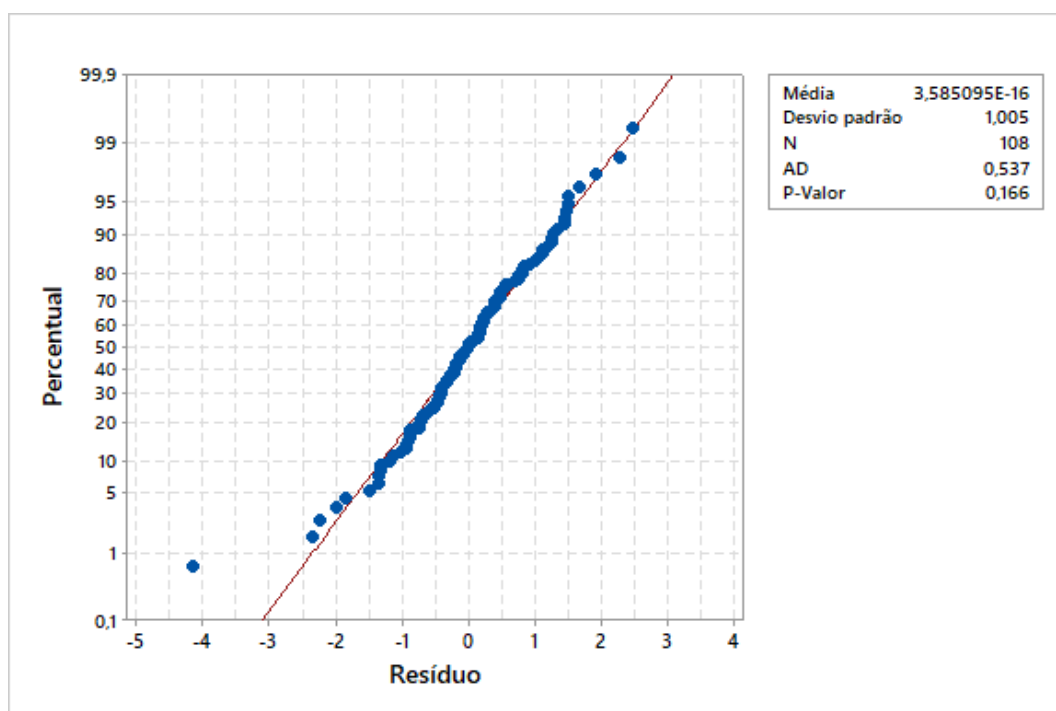


Figura C.18: Teste de normalidade depois da transformada para os resíduos de Rvk.

No caso dos resíduos para a fadiga observa-se na Figura C.19 que a geometria dos resíduos indica uma normalidade, confirmada pelo p-valor de 0,082 mostrado na Figura C.20. Esses dados permitem então a realização de análises posteriores.

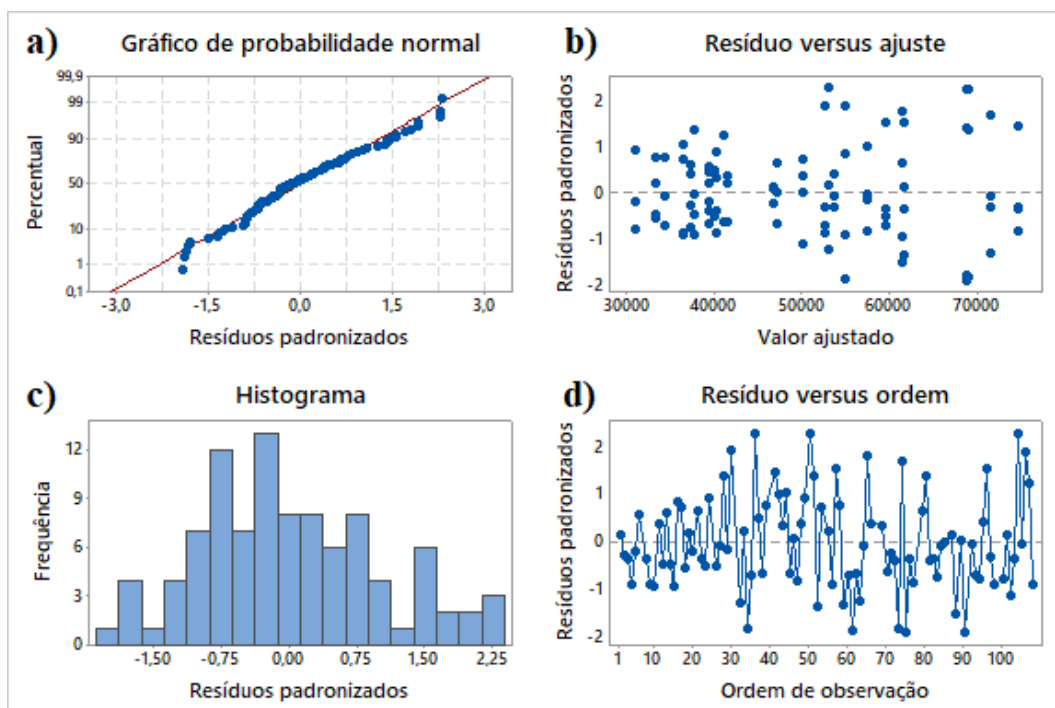


Figura C.19: Gráfico de resíduos para Fadiga: a) probabilidade normal b) resíduos versus ajuste c) histograma d) resíduos versus ordem.

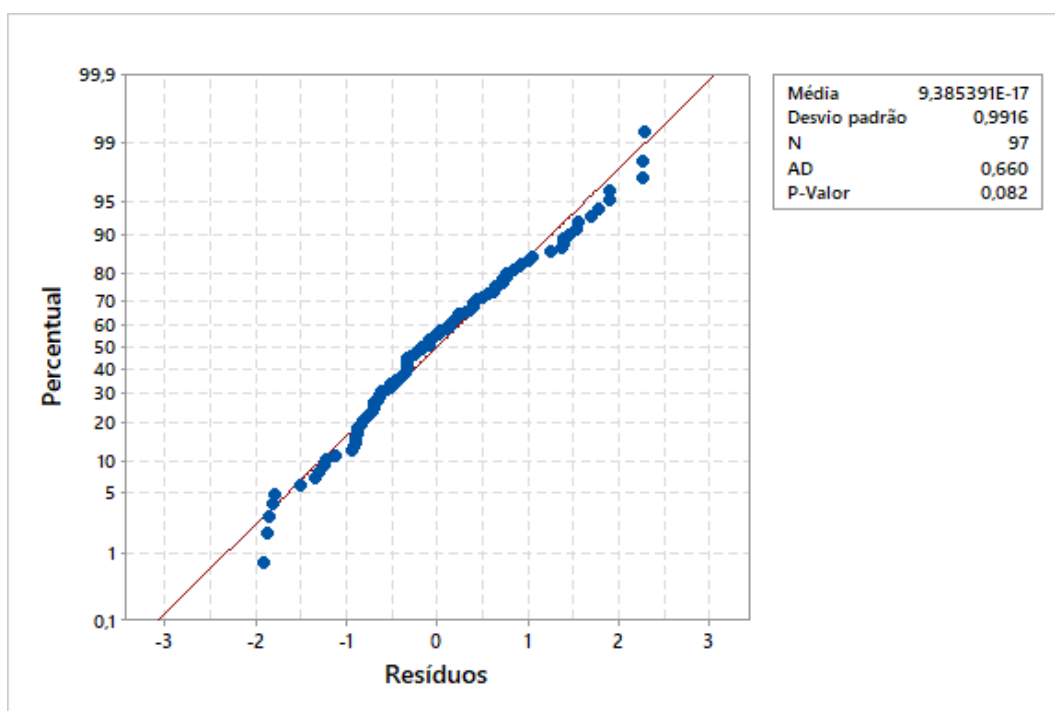
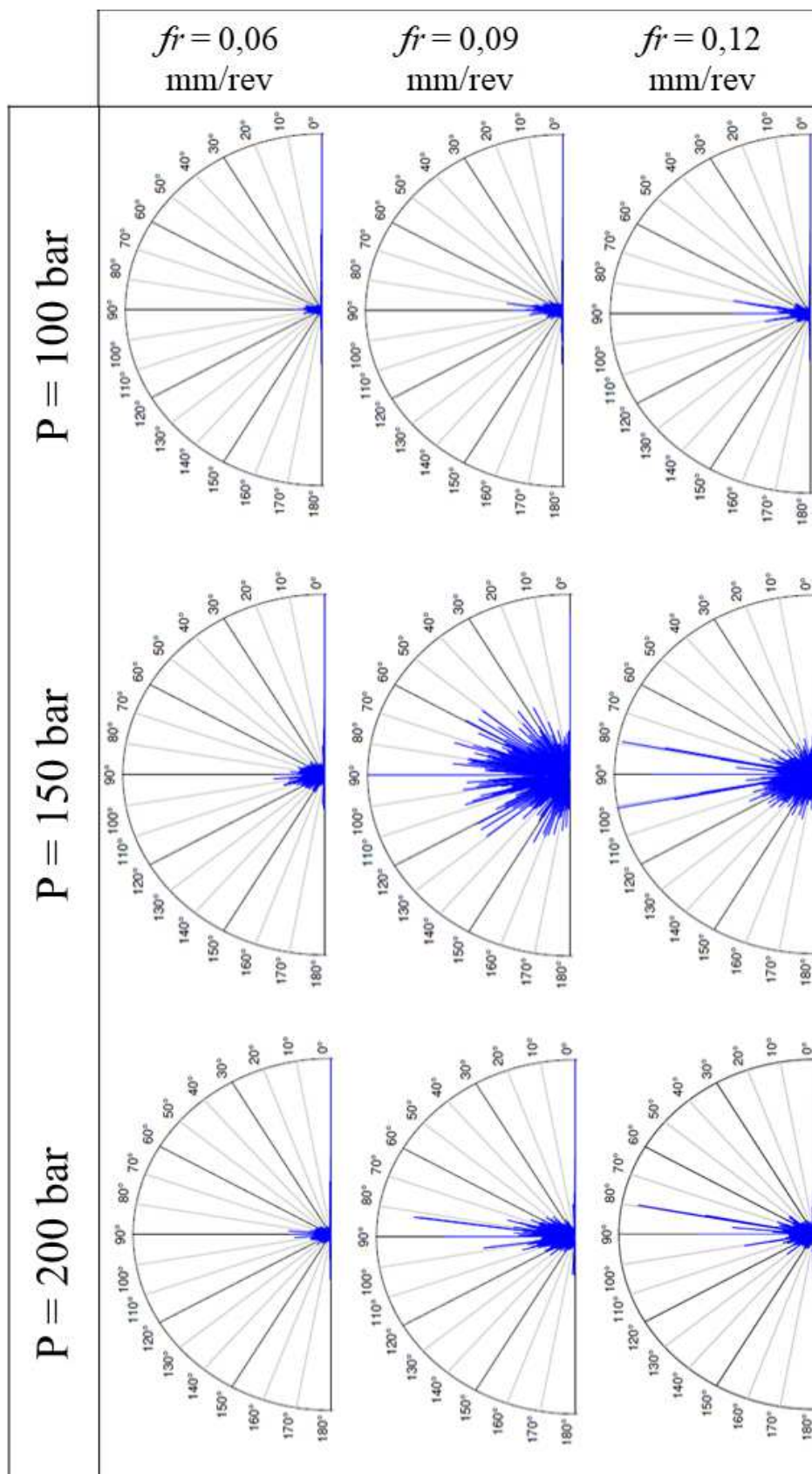


Figura C.20: Teste de normalidade para os resíduos da Fadiga.

APÊNDICE D

Figura D.1: Rosas morfológicas das amostras roleteadas para $R_a = 0,80 \mu\text{m}$

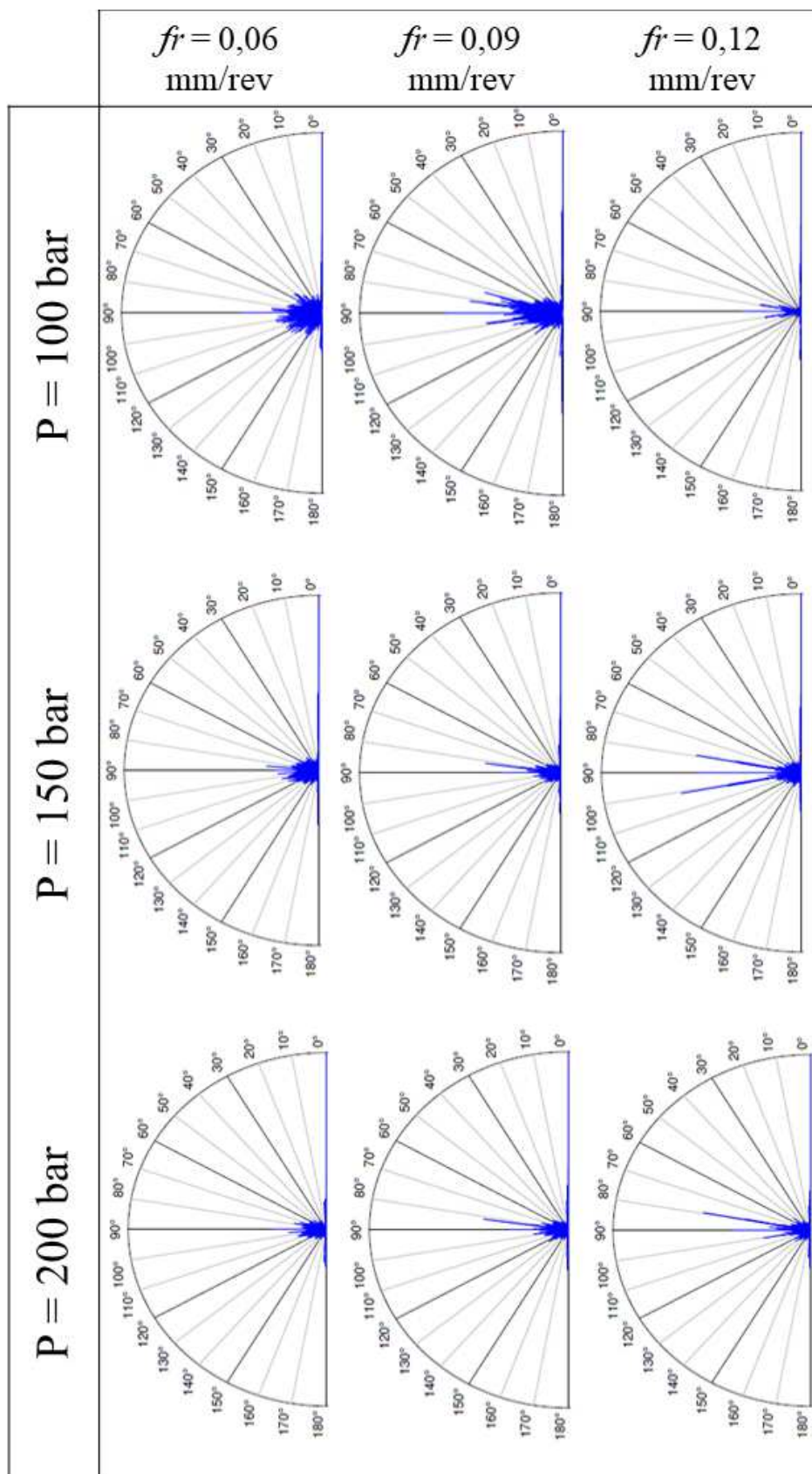


Figura D.2: Rosas morfológicas das amostras roleteadas para $R_a = 1,17 \mu\text{m}$

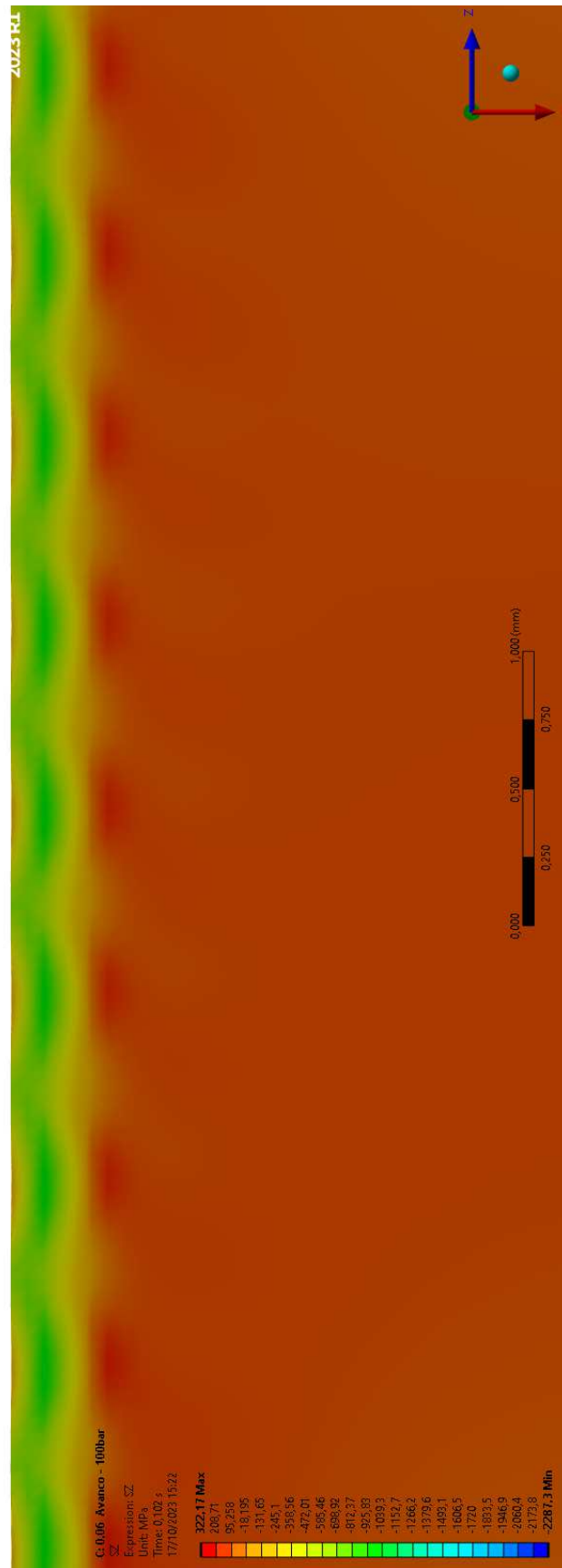


Figura E.2: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,06$ mm/rev e $P = 100$ bar

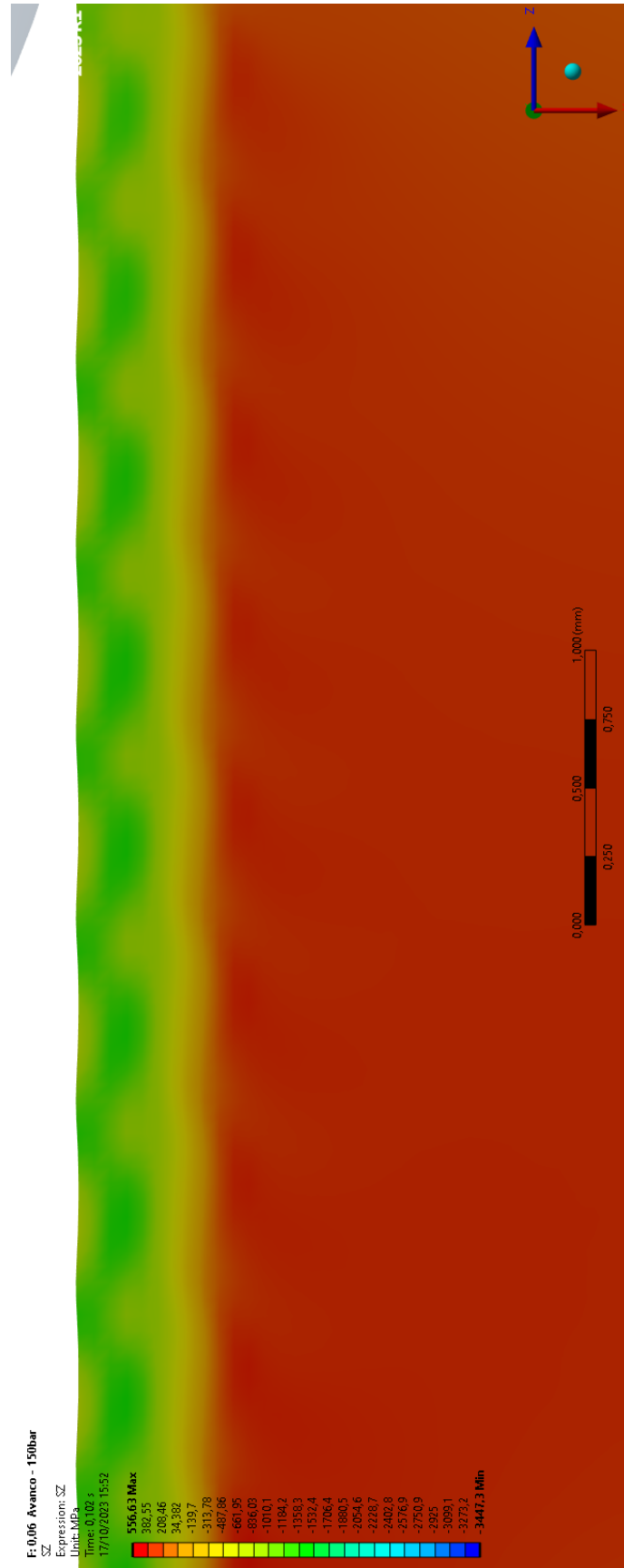


Figura E.4: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,06$ mm/rev e $P = 150$ bar

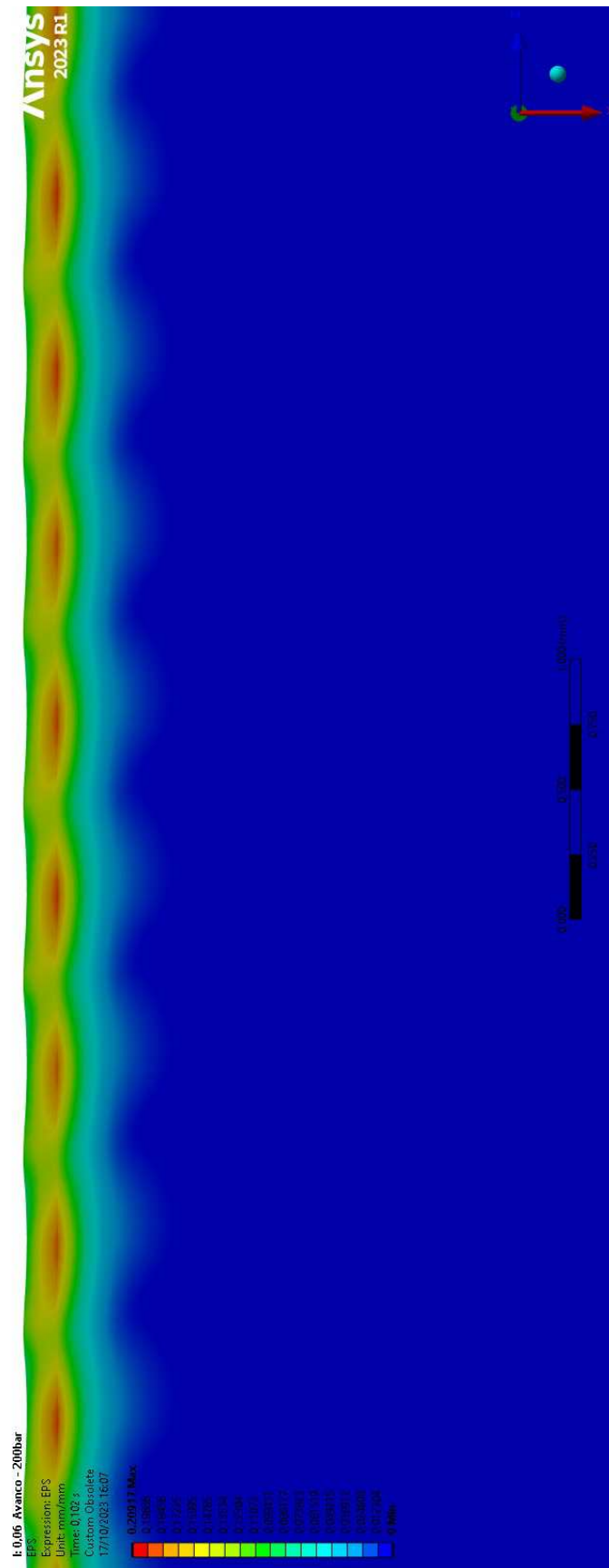


Figura E.5: Resultado de deformações para $f_r = 0,06$ mm/rev e $P = 200$ bar

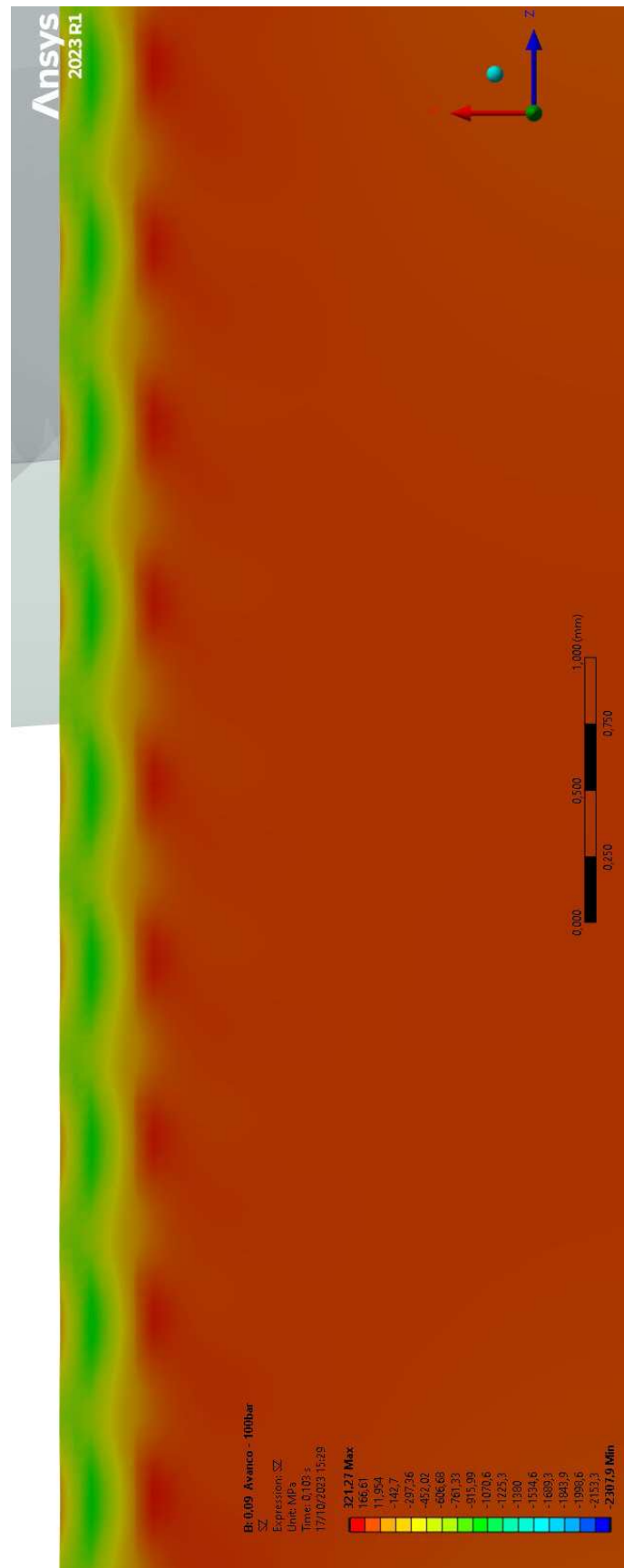


Figura E.8: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 100$ bar

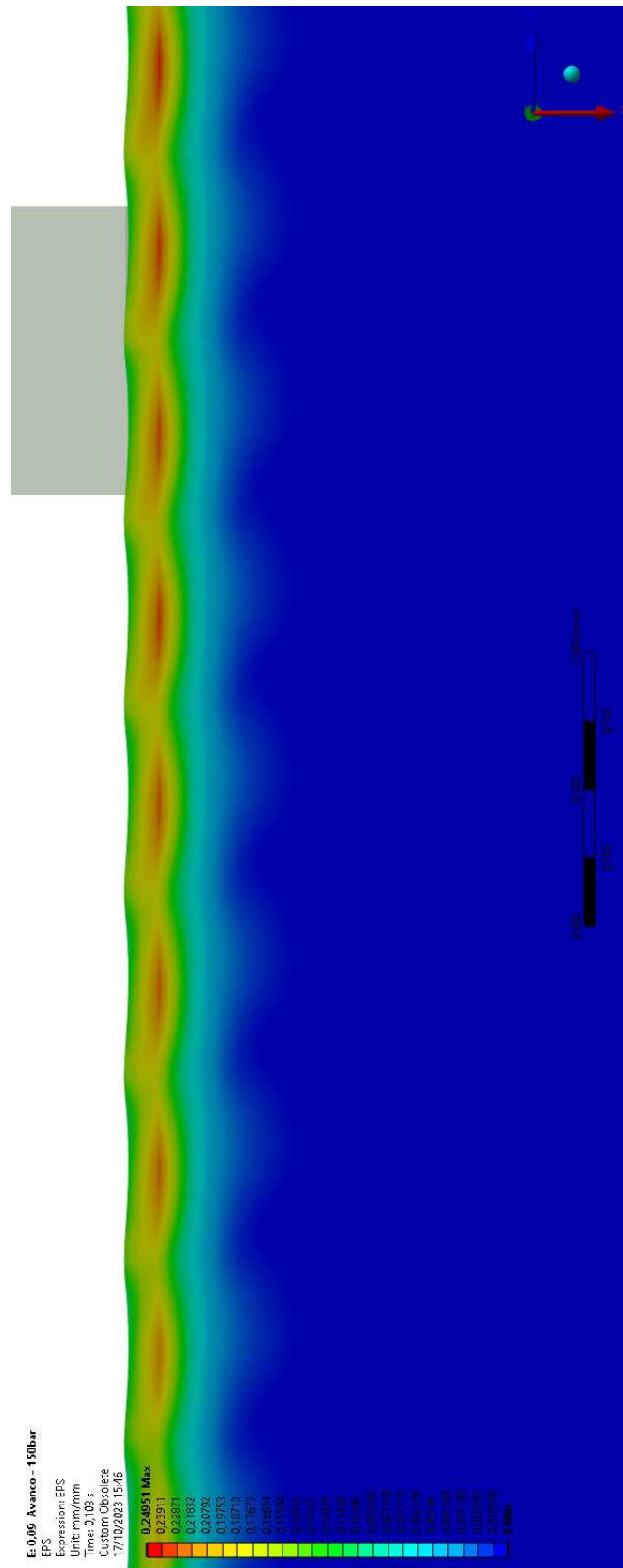


Figura E.9: Resultado de deformações para $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 150$ bar

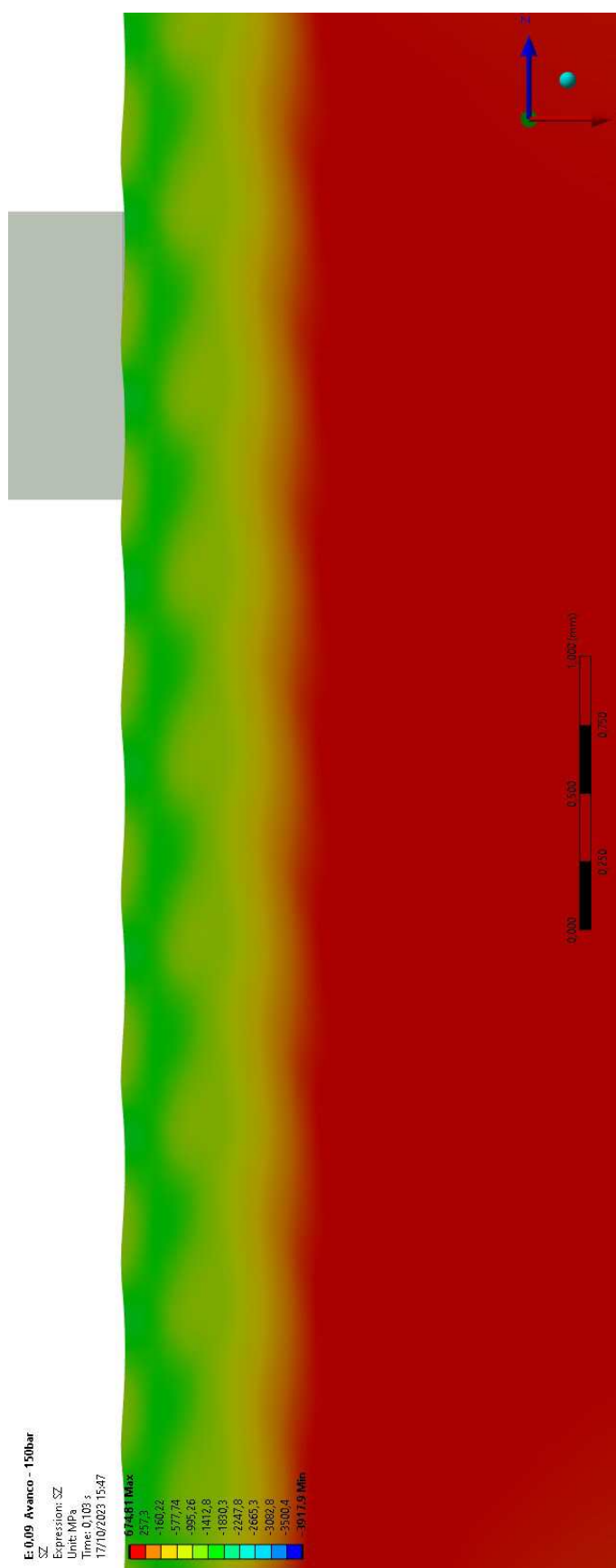


Figura E.10: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 150$ bar

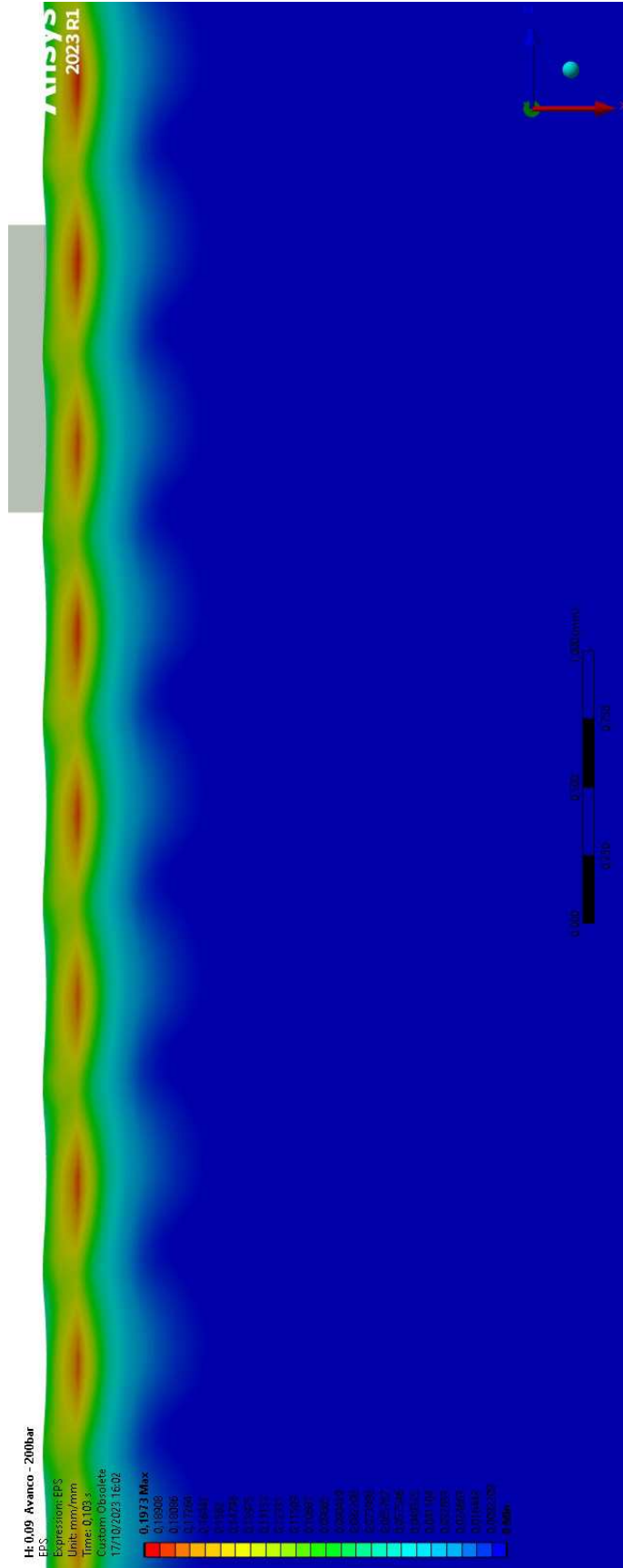


Figura E.11: Resultado de deformações para $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 200$ bar

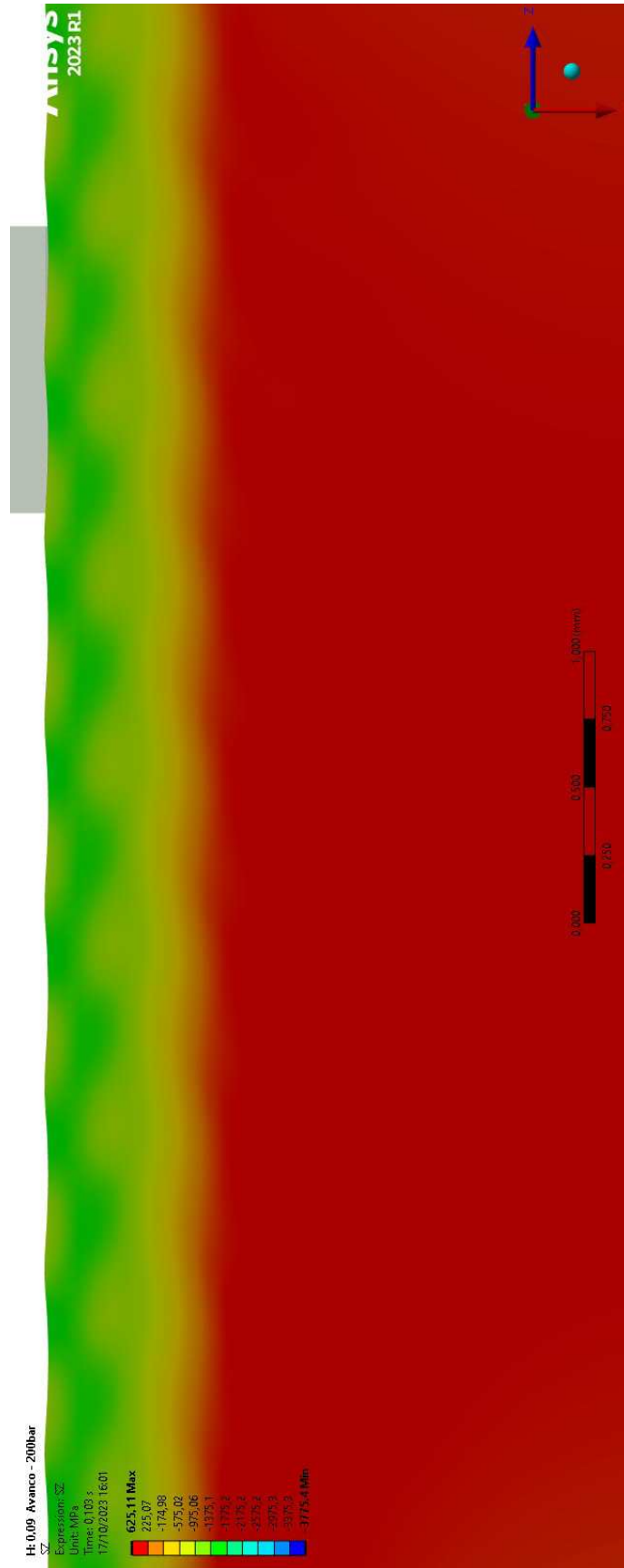


Figura E.12: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,09$ mm/rev e $P = 200$ bar

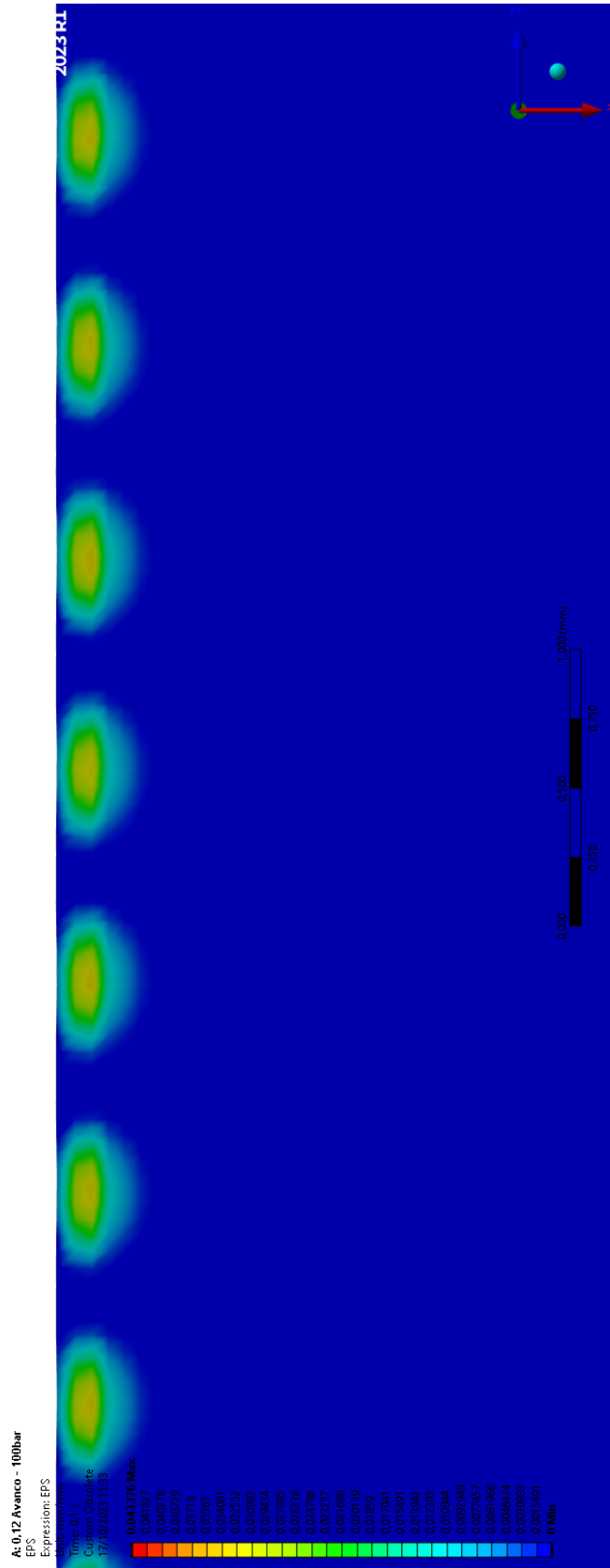


Figura E.13: Resultado de deformações para $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 100$ bar

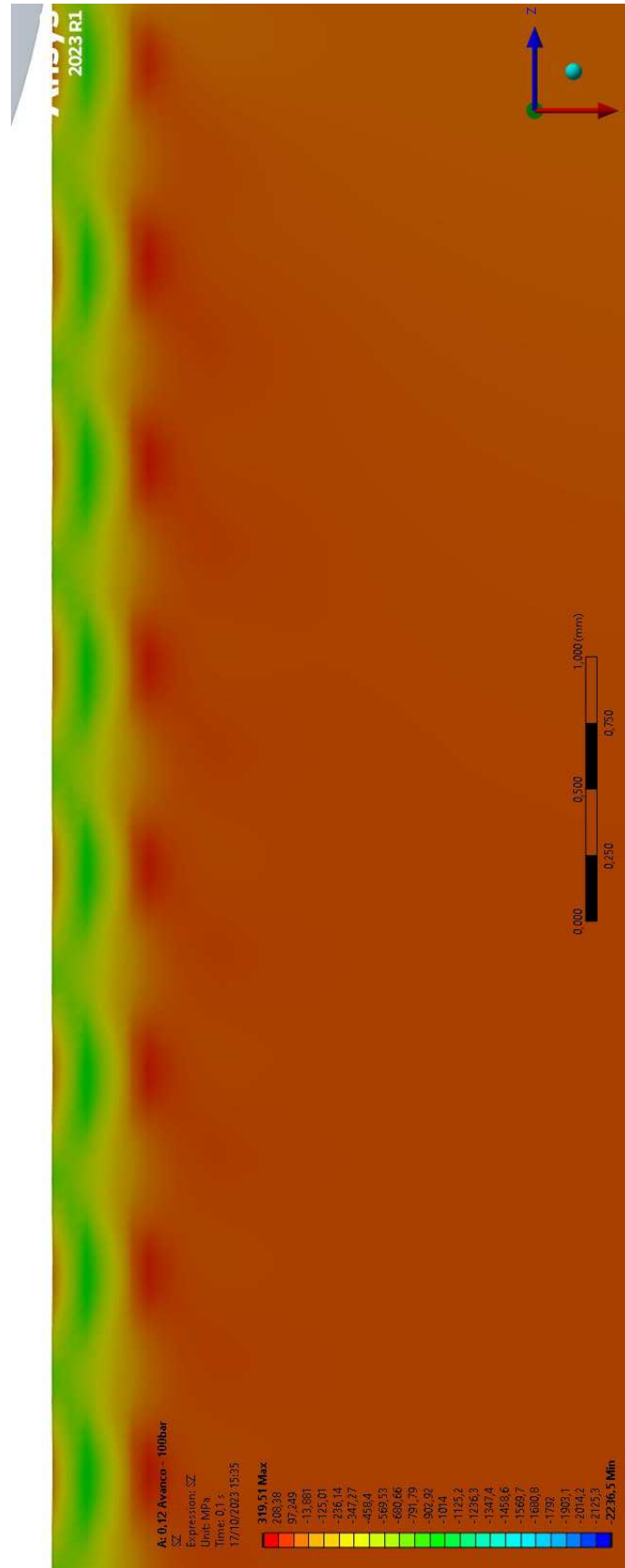


Figura E.14: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 100$ bar

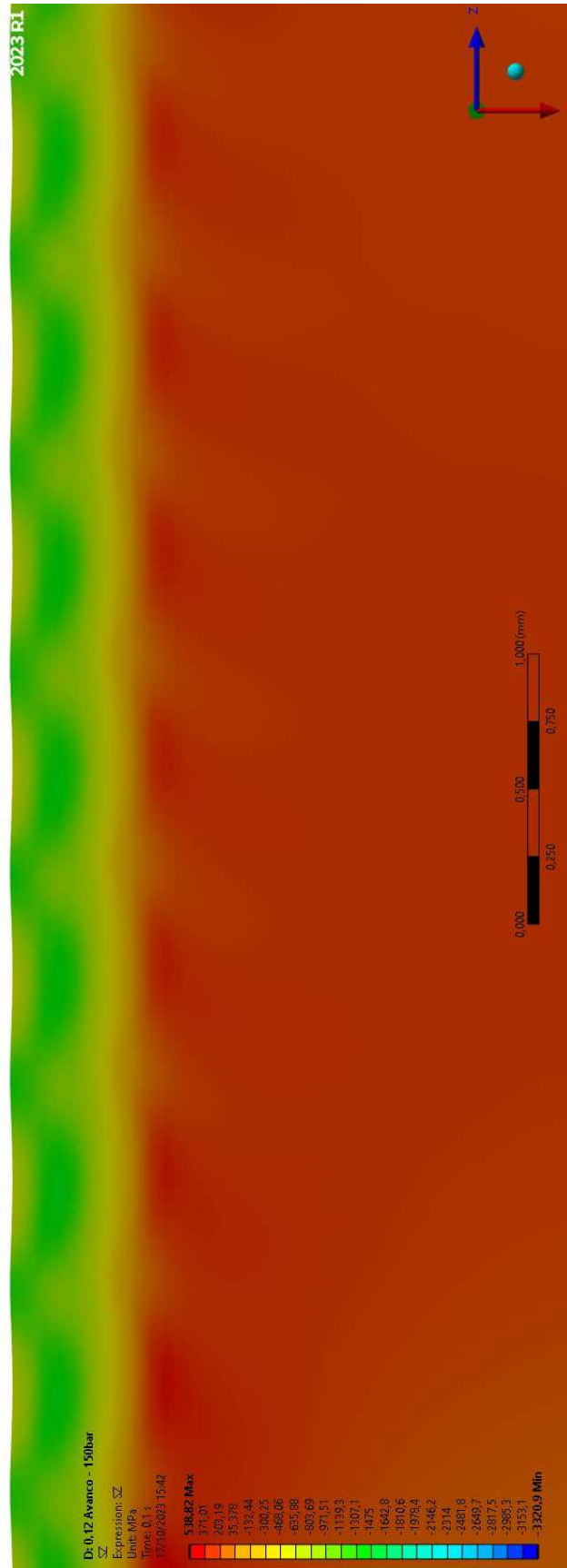


Figura E.16: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 150$ bar

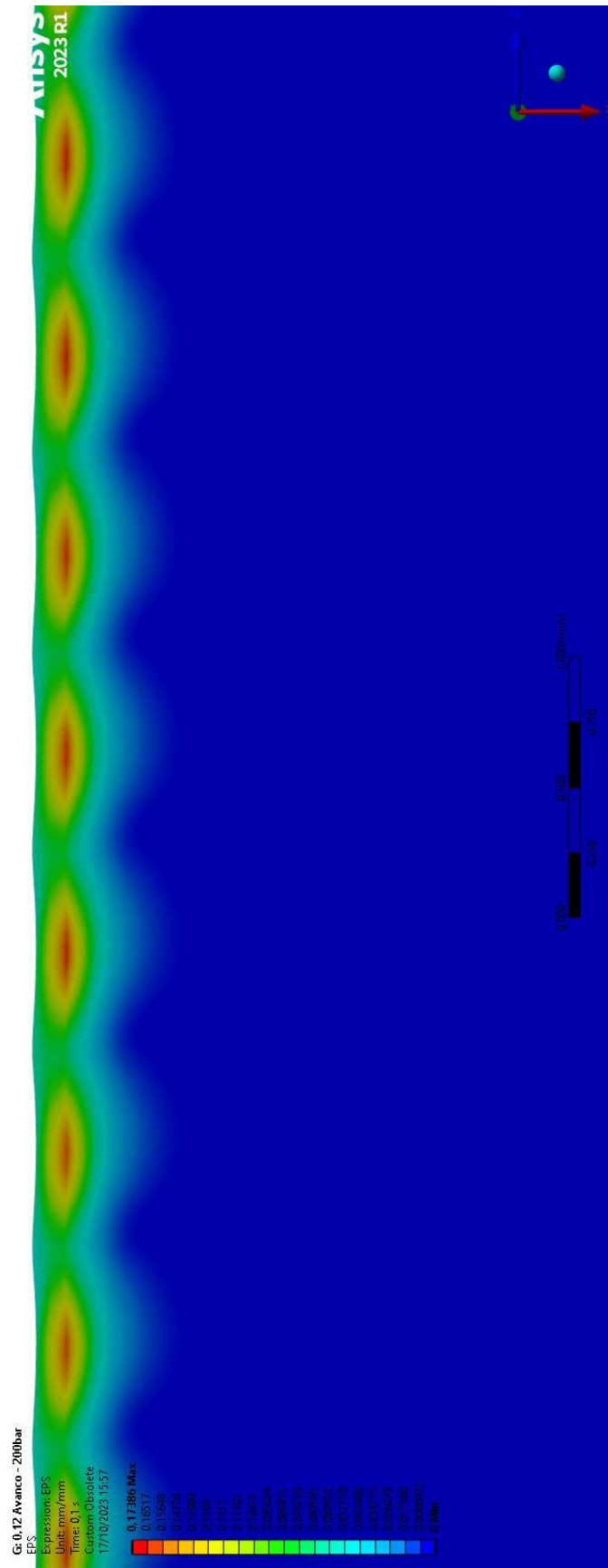


Figura E.17: Resultado de deformações para $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 200$ bar

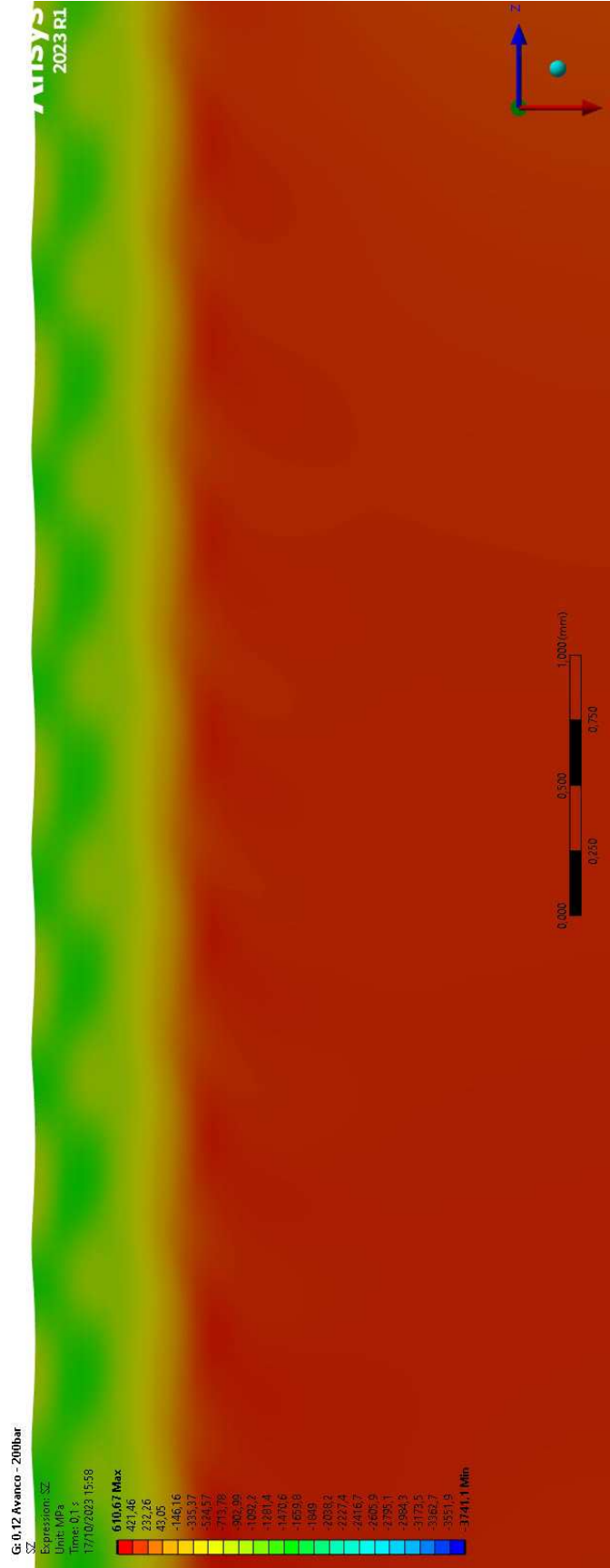


Figura E.18: Resultado de tensões residuais para $f_r = 0,12$ mm/rev e $P = 200$ bar