

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

**CARLOS ARTUR ALEVATO LEAL**

**ESTUDO SOBRE O ROLETEAMENTO DO AÇO ABNT 4140 TEMPERADO E  
REVENIDO**

Belo Horizonte

2020

Carlos Artur Alevato Leal

**ESTUDO SOBRE O ROLETEAMENTO DO AÇO ABNT 4140 TEMPERADO E  
REVENIDO**

**Versão final**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica. Área de concentração: Engenharia de Manufatura e Materiais.

Orientador: Prof. Alexandre Mendes Abrão  
Universidade Federal de Minas Gerais

Coorientador: Prof. Paulo César de Matos  
Rodrigues

Belo Horizonte

2020

L435e

Leal, Carlos Artur Alevato.

Estudo sobre o roleteamento do aço ABNT 4140 temperado e revenido [recurso eletrônico] / Carlos Artur Alevato Leal. - 2020.

1 recurso online (177 f. : il., color.) : pdf

Orientador: Alexandre Mendes Abrão.

Coorientador: Paulo César de Matos Rodrigues.

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

Anexos e apêndices: f. 168-177.

Bibliografia: f. 159-167.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Aço - Teses. 3. Microestrutura - Teses. I. Abrão, Alexandre Mendes. II. Rodrigues, Paulo César de Matos. 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 SOBRE O ROLETEAMENTO DO AÇO ABNT 4140 TEMPERADO E REVENIDO "**

**CARLOS ARTUR ALEVATO LEAL**

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. Paulo Cesar de Matos Rodrigues (coorientador-Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Marcelo Araújo Câmara (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Frederico de Castro Magalhaes (Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG), Dr. Gilmar Cordeiro da Silva (Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais/PUC-Minas) e Dr. Carlos Eiji Hirata Ventura (Universidade Federal de São Carlos/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 04 de dezembro de 2020.

Por:



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Mendes Abrao, Professor do Magistério Superior**, em 08/01/2021, às 10:57, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Paulo Cesar de Matos Rodrigues, Professor do Magistério Superior**, em 09/01/2021, às 04:47, 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 11/01/2021, às 21:29, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcelo Araujo Camara, Professor do Magistério Superior**, em 13/01/2021, 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 **Frederico de Castro Magalhaes, Professor do Magistério Superior**, em 13/01/2021, às 18:18, 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 **Gilmar Cordeiro da Silva, Usuário Externo**, em 14/01/2021, às 10:27, 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?](https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0)

[acao=documento\\_conferir&id\\_orgao\\_acesso\\_externo=0](https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0), informando o código verificador **0507973** e o código CRC **7B2BC5D2**.

## **AGRADECIMENTOS**

Aos meus pais, esposa, filha, irmã e sobrinho pela compreensão e apoio incondicional.

Ao professor Alexandre Mendes Abrão, pela dedicação, orientação e ensinamentos, proporcionando minha evolução profissional e pessoal.

Ao professor Paulo César de Matos Rodrigues, Departamento de Engenharia Mecânica da UFMG, pelo apoio e coorientação.

Aos colegas de laboratório, em especial, Anderson Júnior dos Santos, Augusto Moura Martins, Diogo Azevedo de Oliveira e Poliana Santos Souza pelas incontáveis ajudas e conselhos.

Ao programa BRAGECRIM (CAPES/DFG processo No.: 029/14), pelo apoio e incentivo à realização deste trabalho.

À empresa Combustol Minas Tratamento Térmico Ltda (Contagem, MG), pelo apoio à realização do tratamento térmico dos corpos de prova.

Ao Sr. Walter Magenschab, diretor da FEMAT Representações Eireli (São Paulo, SP), pelo apoio à realização dos ensaios de roleteamento.

Ao professor Lecino Caldeira, Departamento de Metalurgia do Campus Juiz de Fora do IF do Sudeste de Minas Gerais, pela realização das imagens com microscópio eletrônico de varredura.

A Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, pela ajuda na realização da microscopia eletrônica de varredura.

Ao Centro de Microscopia da UFMG, pela realização da difração de elétrons retroespalhados.

Ao Sr. Fernando de Souza Mansur, pelos conselhos e apoio em toda minha jornada profissional.

## RESUMO

O roleteamento é uma operação que consiste na deformação plástica de uma superfície pela passagem de esferas, roletes ou pontas arredondadas sob pressão constante contra o material. Esta operação, considerada um tratamento mecânico superficial, surgiu como alternativa ao jateamento com granalha (*shot peening*) e busca, principalmente, a indução de tensão residual compressiva na superfície com melhora na qualidade superficial. Desde as últimas décadas, esse tratamento tem sido aplicado em diversas áreas da indústria, como aeronáutica e automobilística, mas ainda necessita de análises aprofundadas sobre seus efeitos na vida em fadiga mecânica e na microestrutura dos mais diversos materiais. Neste trabalho, foram avaliadas as influências dos parâmetros de roleteamento pressão, velocidade (tangente à superfície da peça) e avanço sobre a integridade superficial, a vida em fadiga mecânica por flexão rotativa, temperatura de roleteamento, microestrutura e microdureza do aço ABNT 4140 temperado e revenido (39 HRC). Dentre os parâmetros analisados, a pressão de roleteamento ( $P_r$ ) foi estatisticamente significativa sobre o desvio aritmético médio ( $R_a$ ), altura máxima do pico ( $R_p$ ), profundidade máxima do vale ( $R_v$ ) e a vida em fadiga mecânica. A velocidade de roleteamento ( $V_r$ ) foi estatisticamente significativa para  $R_a$  e  $R_v$ . Já o avanço de roleteamento ( $f_r$ ) afetou estatisticamente os parâmetros  $R_a$  e  $R_v$ . O roleteamento elevou a vida em fadiga mecânica em quase todas as condições testadas, atingindo incremento de mais de 400% quando comparados aos corpos de prova não roleteados. A temperatura durante o roleteamento não atingiu valores considerados relevantes para promover mudança da microestrutura. A microestrutura apresentou uma região com escoamento plástico abaixo da superfície roleteada, sendo que a maior pressão (300 bar) produziu uma fina camada branca na superfície. A difração de elétrons retroespalhados indicou a presença de matriz ferrítica e de tamanho de grão na ordem de 3  $\mu\text{m}$ . A maior pressão de roleteamento também aumentou a microdureza até 45  $\mu\text{m}$  de profundidade.

Palavras chaves: Roleteamento. Aço ABNT 4140 temperado e revenido. Integridade superficial. Vida em fadiga. Temperatura de roleteamento. Microestrutura.

## ABSTRACT

The deep rolling is an operation that consists of the plastic deformation of a surface through the passage of balls, rollers or rounded tips under constant pressure against the material. This operation, considered a mechanical surface treatment, emerged as an alternative to shot peening and seeks, mainly, the induction of compressive residual stress on the surface with improvement in the surface quality. Since the last decades, this treatment has been applied to several areas of industry, but further research is required on the influence of this operation on the fatigue life and microstructure alterations of various materials. In this work, the influence of the deep rolling parameters pressure, speed (tangent to the surface) and feed on the surface integrity, mechanical fatigue life by rotating flexion, rolling temperature, microstructure and microhardness of quenched and tempered AISI 4140 steel (39 HRC) is investigated. The results indicated that deep rolling pressure ( $P_r$ ) is statistically significant on the arithmetic mean deviation ( $R_a$ ), maximum peak height ( $R_p$ ), maximum valley depth ( $R_v$ ) and mechanical fatigue life. Deep rolling speed ( $V_r$ ) is statistically significant on  $R_a$  and  $R_v$  and deep rolling feed ( $f_r$ ) on  $R_a$  and  $R_v$ . Deep rolling increases the fatigue life under almost all conditions tested, reaching in some condition improvements of more than 400% when compared to the non-rolled workpiece. The temperature during the deep rolling did not reach values considered relevant for changing the workpiece microstructure. The microstructure presents a region with plastic flow below the rolled surface, with the highest pressure (300 bar) producing a thin white layer on the surface. The electron back scattered diffraction indicated the presence of a ferritic matrix and grain size approximately of 3  $\mu\text{m}$ . The highest deep rolling pressure increased microhardness up to 45  $\mu\text{m}$  in depth.

Keywords: Deep rolling. Hardened AISI 4140 steel. Surface integrity. Fatigue life. Rolling temperature. Microstructure.

## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 – a) Representação da deformação elástica de uma esfera (aspereza) pressionada contra um plano (ferramenta) e b) a distribuição da tensão normal (pressão de contato) na esfera (aspereza).....	24
FIGURA 2.2– Exemplo de roleteamento interno.....	27
FIGURA 2.3 – Conceito da ferramenta híbrida.....	28
FIGURA 2.4 – Ferramenta híbrida para operação de fresamento e roleteamento: a) vista frontal e b) vista superior.....	28
FIGURA 2.5 – Ferramentas com aplicação de pressão: a) hidrostático, b) mola e rolamento, c) mola, rolamento e esfera, d) mola e dois roletes, e) mola e três esferas e f) parafuso e esfera.....	29
FIGURA 2.6 – Parâmetros que influenciam os resultados do roleteamento.....	32
FIGURA 2.7 – a) Esquema de funcionamento e b) efeito do roleteamento na qualidade superficial.....	33
FIGURA 2.8 – Variação da rugosidade em função do avanço de roleteamento: a) Ra e b) Rt.....	34
FIGURA 2.9 – Efeitos da pressão e do número de passes do roleteamento sobre Ra e Rt.....	37
FIGURA 2.10 – Sobreposição da superfície roleteada: a) $u = 0\%$ e b) $u = 50\%$ .....	38
FIGURA 2.11 – Topografia superficial: a) roleteamento com $F_r$ de 200 N, avanço de 0,085 mm/volta e diâmetro do rolete de 6 mm e b) sem roleteamento (apenas retificado).....	39
FIGURA 2.12 – Efeito da velocidade e força de roleteamento sobre a rugosidade final para avanço constante de 0,02 mm/volta.....	41
FIGURA 2.13 – Efeitos principais dos parâmetros de roleteamento sobre a microdureza da superfície (linha tracejada representa o valor médio da microdureza obtida após os experimentos): a) velocidade, b) avanço, c) força e d) número de passes.....	43
FIGURA 2.14 – Efeito dos parâmetros de roleteamento sobre a dureza superficial: a) velocidade, b) avanço, c) força e d) número de passes.....	44
FIGURA 2.15 – Efeito dos parâmetros de roleteamento sobre a dureza superficial.....	45
FIGURA 2.16 – Evolução da perda de massa em função do tempo de contato.....	46
FIGURA 2.17 – Efeito do torneamento e do roleteamento sobre o aço AISI D3: a) perfil de dureza e b) perfil do teor de austenita.....	48

FIGURA 2.18 – a) perfil de dureza e b) teor de austenita retida após torneamento, roleteamento e roleteamento criogênico.....	49
FIGURA 2.19 – Efeitos do roleteamento sobre a microestrutura do aço AISI 1060 recozido: a) torneado, b) $P_r = 50$ bar e $n_r = 1$ , c) $P_r = 100$ bar e $n_r = 1$ , d) $P_r = 200$ bar e $n_r = 1$ , e) $P_r = 100$ bar e $n_r = 3$ e f) $P_r = 200$ bar e $n_r = 3$ .....	50
FIGURA 2.20 – Microscopia ótica da seção transversal após roleteamento. ....	51
FIGURA 2.21 – Teor de martensita- $\alpha'$ em função da profundidade abaixo da superfície após roleteamento e jateamento. ....	52
FIGURA 2.22 – Microestrutura próxima à superfície do aço AISI 304 após roleteamento e exposição térmica a: a) 25 °C, b) 450 °C, c) 600 °C e d) 650 °C.....	54
FIGURA 2.23 – Representação da distribuição da tensão residual total ao longo de alguns grãos em um policristal e a sua separação nos três tipos de tensão residual. ....	56
FIGURA 2.24 – Efeito da pressão de roleteamento e do número de passes sobre a tensão residual axial de um aço AISI 1060 temperado e revenido. ....	57
FIGURA 2.25 – Efeito dos parâmetros de roleteamento sobre a tensão residual em um aço AISI 1060 com recozimento pleno.....	58
FIGURA 2.26 – Tensões residuais do aço AISI 1045 após a) torneamento, b) roleteamento com $P_r = 10$ MPa e c) roleteamento com $P_r = 20$ MPa.....	59
FIGURA 2.27 – Dependência térmica (7 minutos de revenimento em cada temperatura) e mecânica (após 2000 ciclos) do relaxamento a) da tensão residual de compressão e b) do encruamento para o AISI 304 roleteado. ....	60
FIGURA 2.28 – Perfil da tensão residual em função do diâmetro da esfera. ....	61
FIGURA 2.29 – Influência dos parâmetros de roleteamento sobre a tensão residual em três materiais diferentes: a) pressão, b) diâmetro, c) sobreposição e d) velocidade.....	62
FIGURA 2.30 – Vida em fadiga após o torneamento, o jateamento e o roleteamento: a) alumínio e b) latão. ....	65
FIGURA 2.31 – Vida em fadiga: a) a 25 e 450 °C do material com e sem roleteamento, b) de baixo ciclo a 25, 250 e 450 °C do material original, do <i>laser shock peening</i> e do roleteado...	67
FIGURA 2.32 – a) Nucleação da trinca por fadiga na subsuperfície da liga de titânio $\alpha+\beta$ roleteada com rolete e b) esquema do perfil de tensão residual abaixo da superfície. ....	68
FIGURA 2.33 – Dados de fadiga por flexão de 4 pontos para alto ciclo. ....	70
FIGURA 2.34 – Fratura do aço AISI 1060: a) apenas torneado (60211 ciclos), b) $P_r = 200$ e $n_r = 1$ (354159 ciclos) e c) $P_r=200$ e $n_r = 2$ (119471 ciclos). ....	72

FIGURA 3.1 – Fluxograma das etapas adotadas neste estudo. ....	75
FIGURA 3.2 – a) Máquina de tração e b) pinças utilizadas no ensaio de tração. ....	77
FIGURA 3.3 – Montagem do equipamento de roletear no torno. ....	78
FIGURA 3.4 – Ferramenta de roletear acoplada a torre do torno. ....	79
FIGURA 3.5 – Perfilômetro para medição de rugosidade e perfilometria da superfície. ....	79
FIGURA 3.6 – Máquina de fadiga mecânica por flexão rotativa modelo RBF-200. ....	80
FIGURA 3.7 – Microscópio eletrônico de varredura utilizado na análise das fraturas. ....	80
FIGURA 3.8 – Microscópio ótico, câmera e fonte externa utilizados na MO. ....	81
FIGURA 3.9 – Microscópio de força atômica utilizado na nanoindentação e topografia. ....	81
FIGURA 3.10 – MEV utilizado na visualização das superfícies e no EDS da esfera. ....	82
FIGURA 3.11 – Detector de EBSD. ....	82
FIGURA 3.12 – Equipamento para medição de microdureza. ....	83
FIGURA 3.13 – Dimensões nominais (mm) dos corpos de prova para ensaio de tração. ....	84
FIGURA 3.14 – a) Dimensões nominais (mm) e b) usinagem de acabamento dos corpos de provas para ensaios de fadiga mecânica. ....	85
FIGURA 3.15 – Dimensões nominais (mm) dos corpos de prova utilizados na medição de temperatura. ....	86
FIGURA 3.16 – a) Operação de fresamento a seco e b) furação dos corpos de prova utilizados na medição de temperatura. ....	87
FIGURA 3.17 – Procedimento para centralização da ferramenta de roletear. ....	89
FIGURA 3.18 – a) Digrama esquemático do sistema de aquisição e comunicação e b) sistema real de medição de temperatura. ....	93
FIGURA 3.19 – Montagem para medição de temperatura de roleteamento. ....	95
FIGURA 3.20 – a) Deformação elasto-plástica com carga máxima, b) deformação plástica após descarregamento e c) carga-descarga durante a nanoindentação. ....	96
FIGURA 3.21 – a) Esquema para ilustrar a área criada e b) amostra preparada para o ensaio de microdureza. ....	99
FIGURA 4.1 – Curvas tensão-deformação verdadeira transformadas do aço ABNT 4140 endurecido até a tensão máxima. ....	100
FIGURA 4.2 – Curva tensão-deformação verdadeira de 7% de deformação até tensão máxima. .....	101
FIGURA 4.3 – Variação de Ra com a pressão de roleteamento. ....	103
FIGURA 4.4 - Variação de Ra com a velocidade de roleteamento. ....	103

FIGURA 4.5 - Variação de Ra com o avanço de roleteamento. ....	104
FIGURA 4.6– Gráfico de probabilidade normal para Ra.....	105
FIGURA 4.7 – Gráficos de resíduos padronizados de Ra: a) gráfico de probabilidade normal, b) resíduos versus ajustes, c) histograma e d) resíduos versus ordem.....	106
FIGURA 4.8 – Gráficos de efeitos principais para os valores médios de Ra.....	108
FIGURA 4.9 – Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times V_r$ ) para valores médios de Ra. ....	109
FIGURA 4.10 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $V_r \times f_r$ ) para valores médios de Ra. ....	109
FIGURA 4.11 - Variação de Rp e Rv com a pressão de roleteamento. ....	110
FIGURA 4.12 - Variação de Rp e Rv com a velocidade de roleteamento. ....	111
FIGURA 4.13 - Variação de Rp e Rv com o avanço de roleteamento.....	112
FIGURA 4.14 – Gráfico de efeito principal para valores médios de Rp. ....	113
FIGURA 4.15 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times V_r$ ) para valores médios de Rp. ....	114
FIGURA 4.16 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times f_r$ ) para valores médios de Rp. ....	115
FIGURA 4.17 - Gráfico de efeitos principais para valores médios de Rv. ....	117
FIGURA 4.18 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times V_r$ ) para valores médios de Rv. ....	117
FIGURA 4.19 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times f_r$ ) para valores médios de Rv. ....	118
FIGURA 4.20 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $V_r \times f_r$ ) para valores médios de Rv. ....	119
FIGURA 4.21 – Topografia da superfície de um corpo de prova apenas torneado. ....	120
FIGURA 4.22 - Topografia da superfície roleteada sob $P_r = 100$ bar, $V_r = 20$ m/min e $f_r = 0,06$ mm/volta.....	121
FIGURA 4.23 - Topografia da superfície roleteada sob $P_r = 300$ bar, $V_r = 40$ m/min e $f_r = 0,12$ mm/volta.....	122
FIGURA 4.24 – Variação da vida em fadiga com a pressão de roleteamento.....	124
FIGURA 4.25 - Variação da vida em fadiga com a velocidade de roleteamento. ....	124
FIGURA 4.26 - Variação da vida em fadiga com o avanço de roleteamento. ....	125
FIGURA 4.27 – Efeito da pressão de roleteamento sobre o número de ciclos. ....	127



FIGURA 4.28 – Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times f_r$ ) sobre o número de ciclos.	127
FIGURA 4.29 - Superfície roleteada ( $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta) próxima a fratura: a) $P_r = 100$ bar (95900 ciclos), b) $P_r = 200$ bar (115700 ciclos) e c) $P_r = 300$ bar (48900 ciclos).	128
FIGURA 4.30 - Fratura: a) torneado (34900 ciclos) e roleteado ( $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta) sob b) $P_r = 100$ bar (98100 ciclos), c) $P_r = 200$ bar (115700 ciclos) e d) $P_r = 300$ bar (67300 ciclos).	129
FIGURA 4.31 – Seção transversal do corpo de prova utilizado para medição de temperatura durante o roleteamento.	130
FIGURA 4.32 – Temperatura durante dois passes do torneamento a seco de acabamento.	132
FIGURA 4.33 - Curvas de temperatura em função da pressão de roleteamento ( $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta).	133
FIGURA 4.34 - Curvas de temperatura em função do avanço de roleteamento ( $P_r = 200$ bar e $V_r = 30$ m/min).	134
FIGURA 4.35 - Curvas de temperatura em função velocidade de roleteamento ( $P_r = 200$ bar e $f_r = 0,09$ mm/volta).	135
FIGURA 4.36 - Microscopia ótica das superfícies: a) torneada, b) roleteada com $P_r = 100$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta, c) roleteada com $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta, e d) roleteada com $P_r = 300$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta.	137
FIGURA 4.37 - Microscopia de força atômica e perfil das superfícies roleteadas: a) $P_r = 100$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta, b) $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta, e c) $P_r = 300$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta.	138
FIGURA 4.38 – Presença de marcas em forma de arco (interior dos círculos ou elipses pretos) no corpo de prova roleteado com $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta.	139
FIGURA 4.39 – Dados de carregamento-penetração durante a nanoindentação em função da presença de tensões residuais.	140
FIGURA 4.40 - Exemplos de curvas carga-descarga encontradas durante a nanoindentação com carga de 2 mN para o mesmo corpo de prova.	141
FIGURA 4.41 - Microscopia eletrônica por varredura das superfícies: a) torneada, b) roleteada com $P_r = 100$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta, c) roleteada com $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta, e d) roleteada com $P_r = 300$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta.	142

FIGURA 4.42 - Seção transversal dos corpos de prova: a) torneado, b) roleteado com $P_r = 100$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta, c) roleteada com $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta, e d) roleteada com $P_r = 300$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta.....	143
FIGURA 4.43 - Seção transversal roleteada com $P_r = 300$ bar $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta: a) ampliação de x10000 e b) ampliação de x20000. ....	144
FIGURA 4.44 - Seção transversal dos corpos de prova roleteados com a) $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,06$ mm/volta, b) $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,12$ mm/volta, c) $P_r = 200$ bar, $V_r = 20$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta e d) $P_r = 200$ bar, $V_r = 40$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta. ....	145
FIGURA 4.45 – Microscopia eletrônica por varredura de uma das esferas utilizadas no roleteamento. ....	146
FIGURA 4.46 – Análise por espectrometria por raios-X: a) linha e b) região central da esfera usada. ....	147
FIGURA 4.47 – Mapa químico de uma amostra roleteada com $P_r = 100$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ m/min: a) área analisada e b) distribuição dos principais elementos químicos encontrados. ....	148
FIGURA 4.48 – Distribuição de fases da amostra roleteada com $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,06$ m/volta. ....	149
FIGURA 4.49 – Contornos de grãos obtidos da amostra roleteada com $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,06$ m/volta. ....	150
FIGURA 4.50 – Direção cristalográfica no eixo z para uma amostra roleteada com $P_r = 200$ bar, $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,06$ m/volta. ....	151
FIGURA 4.51 – Microdureza [ $HV_{0,2}$ ] em função da profundidade para os corpos de prova usinado e roleteados com $P_r = 100$ e $P_r = 300$ bar ( $V_r = 30$ m/min e $f_r = 0,09$ mm/volta). ....	152
FIGURA A.1 – Dimensões em mm da ferramenta de roletear. ....	168
FIGURA B.1 - Gráfico de probabilidade normal para altura máxima do pico do perfil. ....	172
FIGURA B.2 Gráficos de resíduos padronizados de $R_p$ : a) gráfico de probabilidade normal, b) resíduos versus ajustes, c) histograma e d) resíduos versus ordem. ....	172
FIGURA B.3 - Gráfico de probabilidade normal para profundidade máximo do vale do perfil. ....	173
FIGURA B.4 - Gráficos de resíduos padronizados de $R_v$ : a) gráfico de probabilidade normal, b) resíduos versus ajustes, c) histograma e d) resíduos versus ordem.....	173
FIGURA C.1 - Gráfico de probabilidade normal para fadiga. ....	175

FIGURA C.2 - Gráficos de resíduos padronizados de fadiga mecânica: a) gráfico de probabilidade normal, b) resíduos versus ajustes, c) histograma e d) resíduos versus ordem.  
..... 176

## LISTA DE TABELAS E QUADROS

QUADRO 2.1 Principais características do roleteamento com esferas e com roletes. ....	26
QUADRO 2.2 Influência dos parâmetros de saída sobre a nucleação e a propagação de trincas em ligas de titânio. ....	64
TABELA 3. 1 Composição química dos corpos de prova obtido com Espectrometria de Emissão Ótica. ....	76
TABELA 3.2 Fatores variados no roleteamento e seus níveis. ....	89
TABELA 3.3 Coeficientes para termopares do tipo K. ....	94
TABELA 3.4 Fatores variados na medição de temperatura de roleteamento e seus níveis. ....	94
TABELA 3.5 Etapas do lixamento das amostras para metalografia e EBSD. ....	97
TABELA 3.6 Etapas do polimento fino das amostras para metalografia e EBSD. ....	97
TABELA 3.7 Detalhamento do polimento ultrafino para amostra de EBSD. ....	98
TABELA 4.1 Resumo dos ensaios de tração para o aço ABNT 4140 endurecido. ....	102
TABELA 4.2 Análise de variância para os dados de desvio aritmético médio ( $R_a$ ). ....	107
TABELA 4.3 Análise de variância para os dados de altura máxima do pico ( $R_p$ ). ....	113
TABELA 4.4 Análise de variância para os dados de profundidade máxima do vale ( $R_v$ ). ....	116
TABELA 4.5 Análise de variância para os dados de fadiga. ....	126
TABELA 4.6 Distância da superfície a ser roleteada e diâmetro do furo dos corpos de prova em função dos parâmetros de roleteamento utilizados na medição de temperatura. ....	131
TABELA 4.7 Rugosidade das áreas roleteadas obtidas por AFM. ....	139
TABELA 4.8 Distribuição de fases em um corpo de prova roleteado com $P_f = 200$ bar, $V_f = 30$ m/min e $f_r = 0,06$ m/volta. ....	149
TABELA 5.1: Efeitos principais dos parâmetros de entrada sobre a rugosidade e vida em fadiga. ....	154
QUADRO I.1 Pressão de roleteamento recomendadas em função da dureza do material. ....	168
TABELA A.1 Resultados de desvio aritmético do perfil. ....	169
TABELA A.2 Resultados de altura máxima do pico do perfil. ....	170
TABELA A.3 Resultados de profundidade máxima do vale do perfil. ....	171
TABELA C.1 Arranjo experimental e resultados dos ensaios de fadiga mecânica por flexão rotativa. ....	174
TABELA D. 1 Valores médios de dureza e erro máximo e mínimo encontrados na microdureza [ $HV_{0,2}$ ]. ....	177

## NOMENCLATURA

### Letras Latinas

$A$	área instantânea da menor seção transversal [mm <sup>2</sup> ]
$A_0$	área inicial da menor seção transversal [mm <sup>2</sup> ]
$A_c$	área de contato deformada plasticamente [nm <sup>2</sup> ]
$A_p$	área projetada deformada plasticamente [nm <sup>2</sup> ]
$A_{pml}$	área de contato projetada na carga máxima [nm <sup>2</sup> ]
$A_s$	área de contato na carga máxima [nm <sup>2</sup> ]
$a$	raio da área de contato [mm]
$D$	diâmetro da menor seção [m]
$d_e$	diâmetro da esfera [mm]
$E$	módulo de elasticidade [GPa]
$e$	deformação de engenharia [adimensional]
$E_v$	força eletromotriz fornecida pelo termopar [mV]
$F$	valor de F [adimensional]
$f$	avanço de torneamento [mm/volta]
$F_a$	força aplicada no ensaio de tração [N]
$f_a$	frequência de aquisição [Hz]
$F_r$	força de roleteamento [N]
$f_r$	avanço de roleteamento [mm/volta]
$GL$	grau de liberdade [adimensional]
$H$	dureza na nanoindentação [GPa]
$h$	profundidade do nanoindentador [nm]
$h_c$	profundidade de contato [nm]
$h_e$	espessura de corte [mm]
$h_f$	penetração final ou residual [nm]
$h_{máx}$	profundidade com carga máxima [nm]
$h_s$	profundidade de afundamento na nanoindentação [nm]
$k$	coeficiente de resistência [MPa]
$L$	carga durante a nanoindentação [μN]
$l$	comprimento instantâneo [mm]

$L_0$	comprimento de medida original [mm]
$l_0$	comprimento inicial [mm]
$L_a$	largura da área lixada [mm]
$L_{máx}$	carga máxima aplicada na nanoindentação [ $\mu\text{m}$ ]
$L_c$	comprimento paralelo [mm]
$l_f$	comprimento final [mm]
$M$	momento fletor [Nm]
$n$	coeficiente de encruamento [adimensional]
$n_a$	número de arestas [adimensional]
$n_r$	número de passes no roleteamento [adimensional]
$P_r$	pressão de roleteamento [bar]
$QM$	quadrado médio [indefinido]
$QM_{aj.}$	quadrado médio ajustado [indefinido]
$r_e$	raio da esfera [mm]
$R^2$	coeficiente de correlação [adimensional ou porcentagem]
$R^2_{aj.}$	coeficiente de correlação ajustado [adimensional ou porcentagem]
$R^2_{pred.}$	coeficiente de correlação predito [adimensional ou porcentagem]
$Ra$	desvio aritmético médio [ $\mu\text{m}$ ]
$r_a$	raio da amostra [mm]
$r_c$	raio de concordância [mm]
$Rp$	altura máxima do pico [ $\mu\text{m}$ ]
$r_p$	raio de ponta [mm]
$rot$	rotações por minuto [rpm]
$Rq$	desvio médio quadrático [ $\mu\text{m}$ ]
$Rt$	altura total [ $\mu\text{m}$ ]
$Rv$	profundidade máxima do vale [ $\mu\text{m}$ ]
$Rz$	altura máxima [ $\mu\text{m}$ ]
$S$	rigidez de contato elástica [ $\mu\text{N}/\text{nm}$ ]
$S_e$	tensão de engenharia [MPa]
$S_0$	área da seção transversal original do comprimento paralelo [ $\text{mm}^2$ ]
$Sa$	desvio aritmético médio de superfície [ $\mu\text{m}$ ]
$S_{padrão}$	desvio padrão [indefinido]

$SQ$	soma dos quadrados [indefinido]
$SQ_{aj.}$	soma dos quadrados ajustada [indefinido]
$T$	temperatura medida [ $^{\circ}C$ ]
$u$	sobreposição [%]
$V_r$	velocidade de roleteamento [m/min]
$w$	carregamento normal [N]
$x_c$	distância da esfera até aresta de corte [mm]
$z$	profundidade [mm]

### **Letras Gregas**

$\alpha$	nível de significância [%]
$\epsilon$	deformação verdadeira [adimensional]
$\sigma$	tensão verdadeira [MPa]
$\sigma_d$	tensão desejada no ensaio de fadiga [MPa]
$\sigma_e$	tensão de escoamento verdadeira [MPa]
$\sigma_{e0,2\%}$	tensão de escoamento verdadeira a 0,2% de deformação [MPa]
$\sigma_{m\acute{a}x}$	tensão verdadeira máxima [MPa]
$\sigma_r$	tensão residual [MPa]
$\nu$	coeficiente de Poisson [adimensional]
$\emptyset$	ângulo de inclinação [ $^{\circ}$ ]

# SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO</b> .....	<b>20</b>
<b>1.1 OBJETIVOS</b> .....	<b>22</b>
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	<b>23</b>
<b>2.1 ROLETEAMENTO</b> .....	<b>23</b>
2.1.1 <i>Tipos de ferramentas para roleteamento</i> .....	25
2.1.2 <i>Aplicações do roleteamento</i> .....	29
<b>2.2 PARÂMETROS DE ROLETEAMENTO</b> .....	<b>31</b>
2.2.1 <i>Efeito do roleteamento sobre a qualidade superficial</i> .....	33
2.2.2 <i>Efeito do roleteamento sobre a dureza</i> .....	41
2.2.3 <i>Efeito do roleteamento sobre a microestrutura</i> .....	47
2.2.4 <i>Efeito do roleteamento sobre as tensões residuais</i> .....	54
2.2.5 <i>Efeito do roleteamento sobre a resistência à fadiga mecânica</i> .....	62
<b>2.3 CONSIDERAÇÕES PARCIAIS</b> .....	<b>72</b>
<b>3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL</b> .....	<b>75</b>
<b>3.1 MATERIAIS</b> .....	<b>75</b>
<b>3.2 EQUIPAMENTOS</b> .....	<b>77</b>
<b>3.3 MÉTODOS</b> .....	<b>83</b>
3.3.1 <i>Usinagem de desbaste</i> .....	83
3.3.2 <i>Tratamento térmico</i> .....	84
3.3.3 <i>Usinagem de acabamento</i> .....	84
3.3.4 <i>Ensaio de tração</i> .....	87
3.3.5 <i>Roleteamento</i> .....	89
3.3.6 <i>Rugosidade e topografia</i> .....	90
3.3.7 <i>Fadiga mecânica por flexão rotativa</i> .....	91
3.3.8 <i>Medição de temperatura durante roleteamento</i> .....	92
3.3.9 <i>Microscopia ótica, microscopia de força atômica e nanoindentação</i> .....	95
3.3.10 <i>Microscopia eletrônica de varredura</i> .....	97
3.3.11 <i>Perfil de microdureza</i> .....	98
<b>4 RESULTADOS</b> .....	<b>100</b>
<b>4.1 ENSAIO DE TRAÇÃO</b> .....	<b>100</b>
<b>4.2 RUGOSIDADE E TOPOGRAFIA</b> .....	<b>102</b>
4.2.1 <i>Desvio aritmético médio do perfil</i> .....	102



4.2.2	<i>Altura máxima do perfil</i>	110
4.2.3	<i>Topografia da superfície</i>	119
<b>4.3</b>	<b>FADIGA MECÂNICA POR FLEXÃO ROTATIVA</b>	<b>122</b>
<b>4.4</b>	<b>TEMPERATURA DE ROLETEAMENTO</b>	<b>130</b>
<b>4.5</b>	<b>MICROSCOPIA ÓTICA, MICROSCOPIA DE FORÇA ATÔMICA E NANOINDENTAÇÃO</b>	<b>136</b>
4.5.1	<i>Microscopia ótica</i>	136
4.5.2	<i>Microscopia de força atômica</i>	137
4.5.3	<i>Nanoindentação</i>	139
<b>4.6</b>	<b>MICROSCOPIA ELETRÔNICA DE VARREDURA</b>	<b>141</b>
4.6.1	<i>Análise da superfície</i>	141
4.6.2	<i>Análise metalográfica</i>	142
4.6.3	<i>Espectrometria por energia dispersiva</i>	146
4.6.4	<i>Difração de elétrons retroespalhados</i>	148
<b>4.7</b>	<b>PERFIL DE MICRODUREZA</b>	<b>151</b>
<b>5</b>	<b>ANÁLISE DOS RESULTADOS</b>	<b>153</b>
<b>6</b>	<b>CONCLUSÃO</b>	<b>155</b>
<b>7</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>158</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>159</b>
	<b>ANEXO I: INFORMAÇÕES DO EQUIPAMENTO DE ROLETEAR</b>	<b>168</b>
	<b>APÊNDICE A: RESULTADOS DE RUGOSIDADE</b>	<b>169</b>
	<b>APÊNDICE B: RESULTADOS ESTATÍSTICOS PARA ALTURA MÁXIMA DO PICO E PROFUNDIDADE MÁXIMA DO VALE</b>	<b>172</b>
	<b>APÊNDICE C: RESULTADOS ESTATÍSTICOS PARA FADIGA MECÂNICA POR FLEXÃO ROTATIVA</b>	<b>174</b>
	<b>APÊNDICE D: RESULTADOS DA MICRODUREZA</b>	<b>177</b>

## 1 INTRODUÇÃO

Em um mundo cada vez mais competitivo e dependente da tecnologia, a confiabilidade dos mais diversos tipos de equipamentos se torna fundamental para uma empresa se consolidar no mercado em que atua. Para melhorar o desempenho desses equipamentos, diversos processos de fabricação são desenvolvidos ou aprimorados em busca de maior durabilidade e qualidade de componentes mecânicos.

A conformação mecânica é um dos processos de fabricação mais importantes, no qual a deformação plástica é utilizada para mudar a forma e dimensões de diversos materiais metálicos, ou seja, a aplicação de tensões superiores ao limite de escoamento do material. Este processo conserva o volume e a massa do material e pode ser aplicado sob diferentes temperaturas (trabalho a frio, a morno ou a quente). O martelamento é uma operação de conformação bastante antiga, havendo indícios de sua utilização na fabricação de capacetes de ouro 2700 anos antes de Cristo. Outros fatos históricos, como as Cruzadas, também comprovaram a utilização dessa operação em tempos remotos, porém a utilização do martelamento nessas ocasiões tinha como objetivo moldar e endurecer a superfície de ferramentas ou armamentos, e não induzir intencionalmente tensões residuais de compressão para aumentar a resistência à fadiga mecânica desses materiais. Além disso, a laminação, outra operação de conformação mecânica, foi empregada em conjunto com o martelamento na cunhagem de moedas na França em 1553. Posteriormente, a laminação substituiu o martelamento na produção de materiais primários, tornando-se um dos métodos mais importantes de conformação mecânica (BUSH *et al.*, 1962). Após 1929 diversos estudos mostraram que superfícies laminadas à frio apresentaram significativa melhora na resistência à fadiga mecânica em comparação a superfícies apenas polidas.

O desenvolvimento dos processos de fabricação estimulou a aplicação de técnicas de tratamento mecânico superficial. Devido à competitividade do mercado, estas técnicas têm recebido muita atenção desde o século passado em pesquisas científicas que buscam aprimorar o desempenho de componentes mecânicos. O jateamento com granalha é um tratamento mecânico superficial que surgiu no fim da década de 1920 para aumentar a dureza superficial e a vida em fadiga quando comparado a peças sem esse tratamento. Essa operação foi utilizada na fabricação de molas e componentes de motores pela General Motors na década de 1940 (SCHULZE, 2006). O jateamento com granalha consiste em direcionar um fluxo de material

abrasivo sob alta velocidade contra uma superfície. O meio propulsor pode ser ar comprimido ou água e o abrasivo, em geral sob a forma granulada, pode ser metálico ou não metálico (minerais, sintéticos ou orgânicos). Alguns objetivos dessa operação são: tornar a superfície rugosa, dar forma à superfície, remover contaminantes ou encruar a superfície, elevando a dureza e a resistência à fadiga mecânica e induzindo tensões residuais de compressão. Além disso, segundo Schulze (2006), desde a década de 1970, uma técnica com o uso de *laser* vem sendo desenvolvida, sendo chamada de *laser shock peening* (LSP). Esta técnica não utiliza abrasivos e sim pulsos *laser* com duração de nanossegundos para induzir elevadas pressões instantâneas na superfície, atingindo profundidades de até um milímetro. Essas explosões são criadas pela ablação (remoção por vaporização) do material próxima à superfície após absorção da radiação intensa de laser, pois as camadas de átomos vaporizados formam um plasma que se expande na atmosfera circundante criando assim uma onda de choque dentro da peça. Essa onda causa deformação plástica quando a sua pressão ultrapassa a tensão de escoamento do material. Dependendo do tipo de ablação (direta ou confinada) e da intensidade da pressão, pode-se gerar tensões residuais compressivas ou trativas na região afetada pelo *laser* (SCHULZE, 2006).

O jateamento com granalha, entretanto, apresenta algumas desvantagens, como alta rugosidade e dificuldade no controle de parâmetros de entrada (intensidade, direção e tamanho dos abrasivos), o que dificulta a repetição de um padrão no tratamento superficial. Já o LSP apresenta custos mais elevados devido ao tempo, tecnologia e energia empregados. Por isso, outro tratamento mecânico superficial, denominado roleteamento, tem sido proposto por pesquisadores desde a década de 1960. O roleteamento é uma operação realizada através do movimento relativo entre ferramenta (ponta arredondada ou rolete ou esfera) e peça. Segundo Schulze (2006), geralmente o roleteamento envolve a rolagem da ferramenta contra a peça repetidamente a uma pressão definida e constante, originando assim uma deformação plástica crescente na região próxima à superfície. Esta operação permite um maior controle no tratamento superficial, pois os parâmetros de entrada são ajustados facilmente e estáveis.

Os estudos apresentados no capítulo 2 deste trabalho indicam que o roleteamento é usado para produzir baixos valores de rugosidade com pequenas variações nas dimensões (menores que 10  $\mu\text{m}$ ) e sem alterar a geometria da peça, além de melhorar a resistência à fadiga mecânica devido à indução de tensões residuais compressivas na superfície e elevar a dureza superficial. Entretanto, o roleteamento ainda carece de estudos aprofundados sobre: temperatura durante a operação, mudanças na direção cristalográfica da microestrutura e melhor compreensão dos efeitos dos parâmetros de entrada sobre a vida em fadiga mecânica de componentes mecânicos.

Um dos materiais que ainda necessita de estudos sobre os efeitos do roleteamento é o aço ABNT 4140. Este aço apresenta boa resistência mecânica e é amplamente utilizado na fabricação de diversos componentes sujeitos a carregamentos cíclicos nas indústrias agrícola, automobilística e de máquinas. Pelos motivos citados anteriormente, é importante compreender a influência do roleteamento sobre a qualidade superficial, microdureza, textura cristalográfica e resistência à fadiga mecânica desse aço, uma vez que a maioria das falhas mecânicas ocorridas em equipamentos é ocasionada por fadiga mecânica ou térmica.

## 1.1 Objetivos

O objetivo geral deste trabalho é avaliar a influência da pressão (100 a 300 bar), velocidade (20 a 50 m/min) e avanço de roleteamento (0,03 a 015 mm/volta) sobre as características e comportamento do aço ABNT 4140 temperado e revenido (39 HRC).

Mais especificamente, pretende-se:

- analisar a qualidade superficial e a vida em fadiga mecânica por flexão rotativa em função dos parâmetros de roleteamento;
- avaliar a influência da temperatura de roleteamento sobre mudanças microestruturais na região superficial;
- avaliar qualitativamente a superfície roleteada (presença de deformação plástica, escamas e pontos de corrosão);
- analisar a composição química da esfera de roletear;
- avaliar a tensão residual induzida pelo roleteamento;
- caracterizar a microestrutura (tamanho de grão, orientação cristalográfica e as fases presentes) do material roleteado;
- comparar os perfis de microdureza do material roleteado e não roleteado.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nesta seção são abordados conceitos referentes à operação de roleteamento e sua influência sobre qualidade superficial, dureza e microdureza, microestrutura, tensão residual e vida em fadiga de diversos materiais metálicos.

### 2.1 Roleteamento

O roleteamento não envolve retirada de material e sim deformação plástica na superfície da peça, por isso, é uma operação enquadrada dentro do processo de fabricação por conformação mecânica. Como seus efeitos ocorrem na superfície e na região imediatamente abaixo dela, essa operação é classificada como um tratamento mecânico superficial.

O princípio básico do roleteamento é criar uma pressão na zona de contato entre ferramenta e peça, causando um estado triaxial de tensões que muda com a profundidade e que depende da geometria desse contato. Quando a tensão equivalente excede a tensão de escoamento do material, deformações plásticas locais ocorrem, induzindo tensões residuais e encruamento próximos à superfície roleteada. Esta deformação plástica pode gerar um aumento de temperatura na região de contato, mas esse efeito ainda não foi examinado nas pesquisas publicadas. Além disso, o uso de lubrificante e refrigerante também pode influenciar a temperatura da operação, mas este tema também ainda não foi estudado (SCHULZE, 2006).

Os primeiros modelos desenvolvidos para descrição teórica do roleteamento se basearam na teoria de Hertz de 1881, sendo possível calcular a distribuição de tensões induzidas pela pressão Hertziana nas áreas de contato. Estes modelos trabalham apenas com o comportamento elástico do material e, portanto, não são capazes de prever a distribuição de tensão residual. Porém, permitem inferir sobre a posição da tensão máxima e do gradiente de tensão equivalente em torno desse valor máximo de acordo com a mudança na área de contato (SCHULZE, 2006).

Um exemplo da aplicação da teoria de Hertz citado por Hutchings (1992) consiste no roleteamento de apenas uma aspereza ou protuberância na superfície da peça. Neste exemplo, a ferramenta é representada por um plano, pois esta apresenta maior dimensão em relação à protuberância. Para simplificação do modelo analítico, considera-se que a aspereza da superfície é suave e apresenta um formato aproximadamente esférico como representado na FIG. 2.1(a). Sob deformação elástica, quando a esfera de um material elástico é pressionada

contra um plano sob um carregamento normal ( $w$ ), o contato entre os dois corpos formará uma área circular de raio  $a$ , obtida pela EQ. 2.1. Para esta equação é necessário conhecer o raio da esfera ( $r_e$ ) e determinar o módulo elástico combinado ( $E$ ), que depende do módulo de Young (ou de elasticidade) da esfera ( $E_1$ ) e do plano ( $E_2$ ) e do coeficiente de Poisson da esfera ( $\nu_1$ ) e do plano ( $\nu_2$ ), como representado na EQ. 2.2. A área de contato ( $\pi a^2$ ) entre a esfera e o plano é dada pela EQ. 2.3. Portanto, para a deformação puramente elástica, a área de contato é proporcional a  $w^{2/3}$  e a pressão média (tensão normal) sobre a área de contato é  $w/\pi a^2$ , variando com  $w^{1/3}$ . A tensão não é uniforme sob a área de contato, mas é máxima no centro da área e cai para zero nas bordas, como mostrado na FIG. 2.1(b). A pressão máxima é 1,5 vezes maior do que a pressão média. Esta análise permite relacionar a força aplicada na superfície da peça com a pressão de roleteamento ( $P_r$ ) ou força de roleteamento ( $F_r$ ) através da área de contato entre ferramenta e aspereza (peça). Porém, nessa análise não foi considerado a deformação plástica que ocorre com o aumento do carregamento normal.

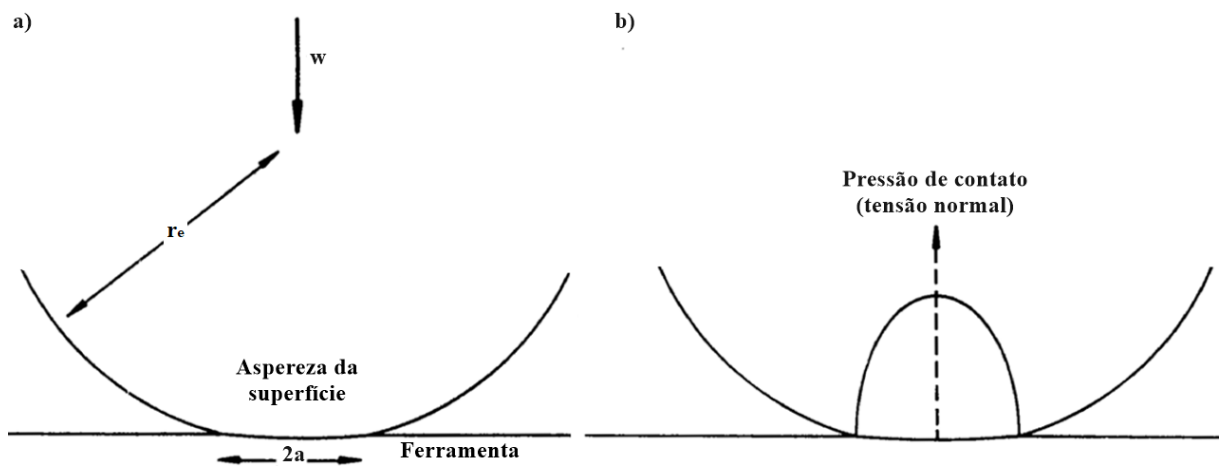


FIGURA 2.1 – a) Representação da deformação elástica de uma esfera (aspereza) pressionada contra um plano (ferramenta) e b) a distribuição da tensão normal (pressão de contato) na esfera (aspereza).

Fonte – Adaptado de HUTCHINGS, 1992, p. 15

$$a = \left( \frac{3wr_e}{4E} \right)^{1/3} \quad (2.1)$$

$$\frac{1}{E} = \frac{(1-\nu_1^2)}{E_1} + \frac{(1-\nu_2^2)}{E_2} \quad (2.2)$$

$$\pi a^2 \approx 0,83\pi \left( \frac{wr_e}{E} \right)^{2/3} \quad (2.3)$$

Calcular a força de roleteamento é fundamental para o dimensionamento dos equipamentos envolvidos nesta operação. Luo *et al.* (2006) utilizaram a teoria de Hertz associada a modelos analíticos de contato elástico-plástico e de impacto elástico-plástico para prever as forças tridimensionais atuantes durante o roleteamento. O modelo desenvolvido utilizou diversas informações sobre ferramenta e peça, incluindo dados sobre a rugosidade (altura das asperezas), as propriedades mecânicas, as propriedades físicas e os parâmetros de roleteamento. Os valores calculados foram comparados com os experimentais e os resultados mostraram que tanto a evolução da força experimental quanto a evolução de força simulada, para os três componentes ( $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$ ) da força de roleteamento, cresceram de forma aproximadamente exponencial com a profundidade do material deformado pelo roleteamento. Os valores das forças experimentais foram maiores que os simulados, pois o modelo analítico não considerou a força de avanço e nem outras forças de interferência (atrito, por exemplo) na operação de roleteamento.

A teoria de Hertz também pode ser utilizada para estimar a rugosidade após o roleteamento de uma superfície. Bouzid, Tsoumarev e Saï (2003) utilizaram o modelo de Hertz para contato normal de dois sólidos elásticos e estimaram os valores da altura total do perfil ( $R_t$ ) e do desvio aritmético médio ( $R_a$ ). A estimativa apresentou uma boa correlação com os dados experimentais de  $R_t$ , mas os autores ressaltaram a importância de considerar a deformação plástica existente na peça e sugeriram o uso do método de elementos finitos para tal consideração. O estudo realizado por Korzynski (2007), também baseado na teoria de Hertz, procurou desenvolver um modelo teórico bidimensional que relaciona  $F_r$  com o valor de rugosidade após a deformação plástica causada pelo roleteamento. Este modelo foi validado com dados experimentais e esses mostraram que a menor rugosidade foi obtida para aplicação de forças entre 110-150 N, enquanto o modelo teórico indicou forças entre 120-130 N.

Outras teorias e modelos numéricos e analíticos são propostos por pesquisadores para descrever ou analisar os efeitos do roleteamento. Contudo, esses modelos ainda necessitam de aprimoramentos para representar quantitativamente os efeitos do roleteamento sobre o encruamento (deformação plástica) do material e sobre as tensões residuais nas regiões próximas a superfície da peça.

### 2.1.1 Tipos de ferramentas para roleteamento

Os equipamentos de roleteamento geralmente são utilizados em máquinas operatrizes, como tornos e centros de usinagem, de forma a reduzir custos e tempo e facilitar a operação

após a usinagem de peças. O roleteamento pode ser realizado em diferentes superfícies. Em geral, superfícies planas ou com geometrias assimétricas ou complexas são roleteadas em centros de usinagem e peças de revolução, em tornos. Além disso, quando o roleteamento é feito com lubrificação, utiliza-se o mesmo fluido de corte usado na usinagem.

As ferramentas de roletear podem ser de três tipos: ponta arredondada, rolete ou esfera, sendo esta última de maior espectro de aplicação. As pontas arredondadas não possuem movimento livre em torno do seu centro ou eixo, ou seja, a operação é realizada apenas por deslizamento, o que promove maior desgaste da ferramenta e exige o uso de lubrificantes durante a operação. Por isso, o uso de roletes e esferas é majoritário em pesquisas e na indústria. Entretanto, o movimento relativo entre esfera ou rolete e a peça não é de rolamento puro, pois apresenta algum escorregamento devido à deformação plástica produzida na superfície da peça. Sobre o contato ferramenta/peça, uma das primeiras pesquisas com uso de modelos matemáticos foi realizada por Skalski, Morawski e Przybylski (1995). Neste trabalho vários modelos matemáticos foram gerados usando método dos elementos finitos e os resultados foram usados na análise das deformações no contato ferramenta/peça, considerando o efeito *stick-slip*. Os autores concluíram que a simulação numérica contribuiu para uma melhor compreensão da influência da geometria e das propriedades da peça no roleteamento.

O QUADRO 2.1 mostra as principais diferenças entre roletes e esferas na operação de roleteamento. O uso de esferas é recomendado para reduzir esforços por atrito no roleteamento, porém o seu uso é limitado pela carga (pressão) e pelo avanço aplicado na operação. Em geral, para peças esbeltas e com simetria axial o roleteamento é executado por três esferas defasadas em 120° ao redor do eixo de rotação da peça. Enquanto peças sem simetria axial, como elementos planos ou com geometria complexa, o roleteamento pode ser realizado com uma esfera ou rolete que se move ao longo da superfície da peça (DELGADO *et al.*, 2016).

QUADRO 2.1

Principais características do roleteamento com esferas e com roletes.

<b>Esferas</b>	<b>Roletes</b>
<b>Carga radial baixa</b>	Carga radial alta
<b>Baixo avanço</b>	Elevado avanço
<b>Atrito de rolamento</b>	Atrito de deslizamento
<b>Deslizamento quase ausente</b>	Alto deslizamento devido à maior linha de contato

FONTE – Adaptado de MURTHY e KOTIVEERACHARI, 1981, p. 178



De um modo geral, o roleteamento é realizado em superfícies externas, mas é possível, com ferramentas especiais como a representada na FIG. 2.2, roletear superfícies internas, tais como furos, paredes internas de tubos e canais. Quanto à geometria das peças, ferramentas podem ser desenvolvidas para cada formato específico. Um exemplo disto é mostrado por Wong, Hartawan e Teo (2014), que desenvolveram três ferramentas para roleteamento de componentes aeronáuticos com características geométricas diferentes. As três ferramentas desenvolvidas induziram tensões residuais de compressão entre -300 a -700 MPa a profundidades de até 1 mm.

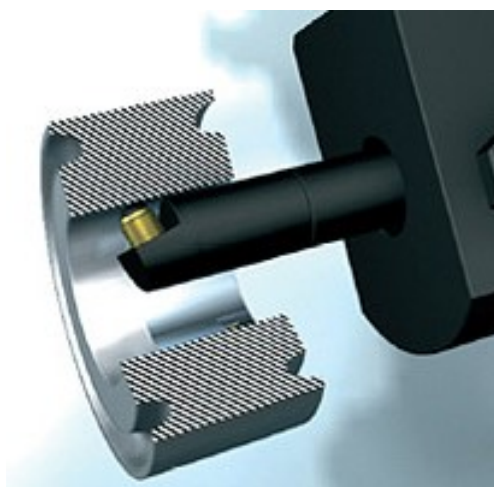


FIGURA 2.2– Exemplo de roleteamento interno.  
FONTE - ECOROLL, s.d.

Ferramentas híbridas para usinagem e roleteamento simultâneos podem ser desenvolvidas para reduzir os ciclos de fabricação. Um exemplo é apresentado por Maiß, Denkena e Grove (2016), que propuseram uma ferramenta híbrida de torneamento e roleteamento simultâneos para o tratamento mecânico superficial de anéis internos de mancais de rolamento (aço AISI 52100 com dureza de 62 HRC). A FIG. 2.3 representa essa ferramenta esquematicamente e indica a espessura de corte ( $h_e$ ), o raio de ponta ( $r_p$ ) da ferramenta, o ângulo de inclinação ( $\phi$ ) do roleteamento e a distância da esfera até a aresta de corte ( $x_c$ ). Os resultados mostraram melhora na qualidade superficial dos anéis, porém mais estudos deverão ser realizados para avaliar tensões residuais e dureza resultantes. Outra ferramenta híbrida desenvolvida para torner e roletear ao mesmo tempo foi apresentada por Axinte e Gindy (2004). Os resultados mostraram que a ferramenta híbrida permitiu reduzir a rugosidade e aumentar a dureza superficial.

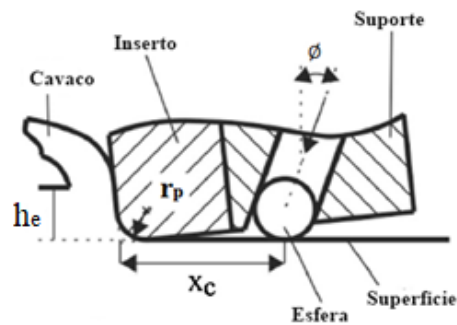


FIGURA 2.3 – Conceito da ferramenta híbrida.  
 FONTE – Adaptado de MAIB, DENKENA e GROVE, 2016, p. 213

Uma ferramenta híbrida para fresamento e roleteamento foi desenvolvida por Segawa, Sasahara e Tsutsumi (2004). Ela foi aplicada a uma liga de alumínio (7075-T651) usada em estruturas aeronáuticas. A fresa de topo de aço rápido apresenta um pino de metal duro no centro para realizar o roleteamento. Esse pino foi projetado 0,1 mm a partir das arestas de corte da fresa, como mostrado na FIG. 2.4. Os resultados mostraram que a ferramenta induziu tensão residual de compressão de -100 MPa na operação a seco e -200 MPa com fluido de corte, sendo que a superfície original estava com tensão residual entre -8 e 100 MPa. O fluido de corte contribuiu para diminuir a adesão de alumínio sobre o pino de metal duro. Além disso, a máxima tensão residual de compressão foi obtida a uma profundidade de 0,05 mm. A desvantagem dessa ferramenta foi o aumento considerável da força passiva em relação a uma fresa convencional, sendo 90% do aumento da força passiva atribuído ao pino usado no roleteamento. Além disso, outros tipos de ferramentas de roletear e suas aplicações foram apresentados por Murthy e Kotiveerachari (1981), que também avaliaram a precisão e a rugosidade previstas para cada ferramenta.

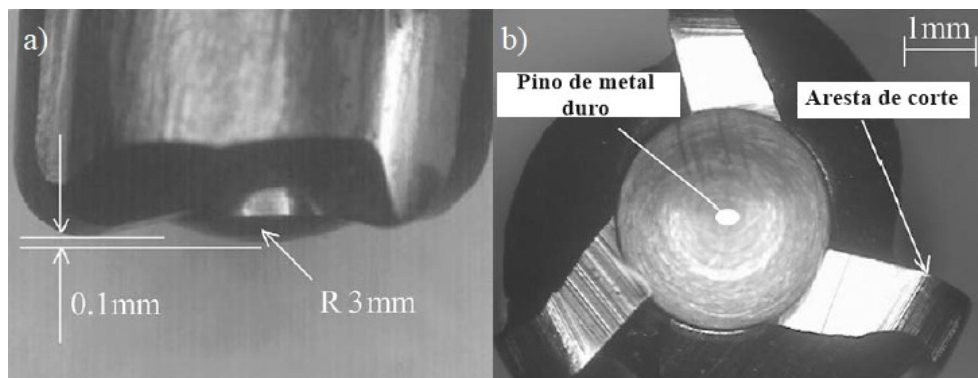


FIGURA 2.4 – Ferramenta híbrida para operação de fresamento e roleteamento: a) vista frontal e b) vista superior.

FONTE – Adaptado de SEGAWA, SASAHARA e TSUTSUMI, 2004, p. 1216

A pressão de roleteamento pode ser aplicada por meio de ferramentas hidrostáticas ou mecanicamente tensionadas (SCHULZE, 2006). A duas maneiras permitem manter a pressão constante durante toda operação, garantindo uniformidade da deformação plástica na superfície, ao contrário do jateamento. A aplicação hidrostática ocorre por meio da pressurização de um fluido, como mostrado na FIG. 2.5(a). Já a tensão mecânica pode ser realizada por mola, como nas FIG. 2.5(b) a 2.5(e), ou parafuso, como exemplificado na FIG. 2.5(f). Segundo Abrão *et al.* (2014b), o método hidrostático é provavelmente o mais usual, pois, além de possuir menor número de elementos em contato (reduzindo o desgaste), permite que o fluido atue também como lubrificante no roleteamento.

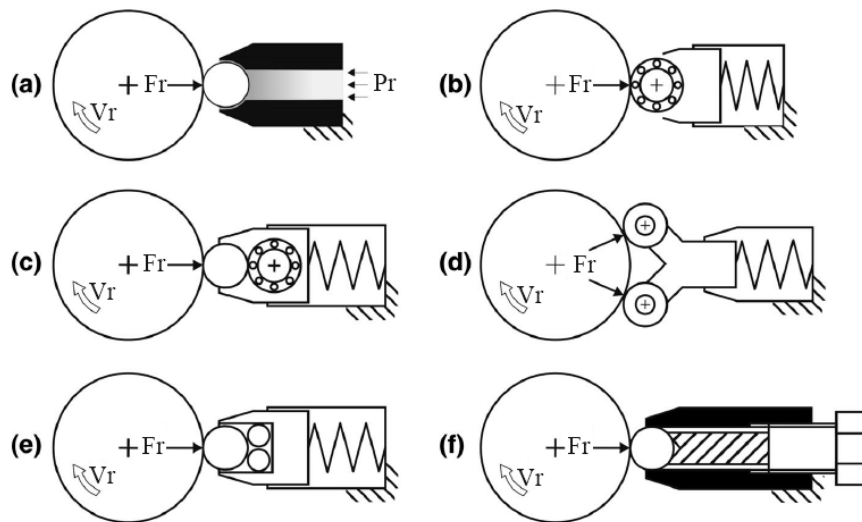


FIGURA 2.5 – Ferramentas com aplicação de pressão: a) hidrostático, b) mola e rolamento, c) mola, rolamento e esfera, d) mola e dois roletes, e) mola e três esferas e f) parafuso e esfera.  
 FONTE – Adaptado de ABRÃO *et al.*, 2014b, p. 552

### 2.1.2 Aplicações do roleteamento

O roleteamento é aplicado em diversas áreas da engenharia mecânica, sendo utilizado em componentes tais como: virabrequins, peças rosqueadas, eixos escalonados ou não, furos, etc. Na indústria automotiva, o roleteamento é notoriamente usado na fabricação de eixos virabrequim, principalmente em superfícies com filetes, melhorando a resistência à fadiga mecânica desse componente. Além disso, o roleteamento pode ser benéfico para diversos tipos de materiais e componentes aplicados no ramo automotivo (MATLOCK *et al.*, 2005).

Com o intuito de melhorar a montagem de componentes, Ramamoorthy e Radhakrishnan (1992) investigaram o uso do roleteamento na montagem com interferência (25  $\mu\text{m}$ ) de um eixo de aço médio carbono em uma luva de aço macio. O roleteamento a seco foi

aplicado apenas no eixo e somente a força de roleteamento foi variada. A montagem foi realizada com o resfriamento do eixo em nitrogênio líquido. Os resultados mostraram que o roleteamento aumentou a resistência axial da montagem quando comparado com a montagem do eixo não roleteado, porém a variação da força de roleteamento, dentro do intervalo testado, não apresentou nenhuma influência clara sobre a resistência axial da montagem.

O roleteamento também pode ser usado na fabricação de rolamentos ou guias em substituição a tratamentos térmicos ou químicos, pois além do encruamento do material, a deformação plástica, localizada, causada pelo roleteamento pode induzir a transformação de austenita retida (metastável) presente na superfície do material em martensita, sendo esta uma fase de alta dureza (BRINKSMEIER *et al.*, 2008). O estudo realizado por Donhongprai e Juijerm (2018) sugere a introdução da operação de roleteamento juntamente com o tratamento térmico convencional (têmpera e duplo revenimento) para o aço inoxidável martensítico AISI 440C, especialmente após o primeiro revenimento, pois os resultados mostraram que assim a vida em fadiga foi mais longa.

Na indústria aeronáutica pode-se utilizar a operação de roleteamento para melhorar o acabamento e induzir tensões residuais de compressão em componentes com exigência de alta durabilidade e confiabilidade. Klocke *et al.* (2009) utilizaram o roleteamento em uma liga de níquel (Inconel 718) amplamente utilizada em componentes de motores aeronáuticos sujeitos a alta temperatura. O estudo se baseou nas geometrias e nas características de superfícies encontradas em lâminas e discos de turbinas. Para esse estudo foi confeccionada uma ferramenta específica que permitiu o roleteamento de paredes finas sem gerar modificação da geometria inicial da peça. Furos foram roleteados com uma ferramenta específica também. Além disso, foi realizado o roleteamento de superfícies curvas usando uma fresadora com quarto eixo. Os resultados mostraram que a pressão de roleteamento influenciou fortemente no valor e na profundidade da tensão residual de compressão na superfície. A espessura da peça influenciou principalmente a tensão residual próxima à superfície, sendo que para alguns parâmetros de roleteamento (pressões de 150 e 250 bar) foram encontradas tensões residuais de tração em peças com pequena espessura (1 mm). Por fim, a geometria da peça influenciou a área de contato e, conseqüentemente, alterou a intensidade e profundidade das tensões residuais induzidas pelo roleteamento.

O roleteamento também pode ser utilizado na área médica. Salahshoor e Guo (2011) propuseram o uso da operação em ligas de MgCa utilizadas em implantes biodegradáveis para fixação ortopédica. Os resultados mostraram que empregando parâmetros de roleteamento adequados (avanço de 0,06 mm/volta, velocidade de 50 mm/min, pressão de 6 MPa e dois

passes com padrão cruzado), a liga de MgCa foi roleteada com segurança, sem a indução de trincas e sem alteração microestrutural e com o aumento da profundidade da superfície endurecida e das tensões residuais de compressão próximas à superfície. Outro estudo para aplicação médica foi realizado por Schuh *et al.* (2007). Nesse trabalho o roleteamento substituiu o jateamento com granalha na fabricação de acoplamentos de liga de titânio (Ti6Al7Nb) usados em implantes de quadril, pois estudos anteriores apontavam que o jateamento ocasionava contaminação da superfície das hastes, podendo provocar o aumento da corrosão e do desgaste por abrasão da peça implantada. Os resultados mostraram que o roleteamento permitiu a produção de superfícies lisas e livres de partículas.

Por fim, existe a variante da operação de roleteamento combinada com vibração ou com ondas ultrassônicas, sendo chamadas de roleteamento vibratório ou ultrassônico, respectivamente. O roleteamento vibratório foi estudado na década de 1980, mas atualmente não está disponível comercialmente. Já o roleteamento ultrassônico tem sido estudado nos últimos anos e assim como o vibracional ainda não é utilizado comercialmente. Como o foco deste trabalho é relacionado diretamente ao roleteamento convencional por esferas, as duas variações citadas não foram abordadas.

## 2.2 Parâmetros de roleteamento

Os parâmetros de entrada e saída do roleteamento são fundamentais para a realização ou não da operação em uma linha de produção, pois implicam diretamente nos custos e nos tempos de fabricação. A FIG.2.6 resume as principais variáveis de entrada, que podem ser alocadas em quatro grupos principais: peça, ferramenta, método e dispositivo usado. Características da peça como topografia, homogeneidade do material, comportamento sob deformação elasto-plástica e forma geométrica são alguns pontos que devem ser considerados antes do roleteamento para selecionar o melhor método, ferramenta e dispositivo. Quanto à ferramenta, é necessário conhecer bem sua geometria, seu comportamento sob deformação elástica (a deformação plástica não deve ocorrer), topografia, precisão geométrica e circularidade. O método é um dos temas mais estudados no roleteamento e inclui geralmente velocidade ( $V_r$ ), número de passes ( $n_r$ ), avanço ( $f_r$ ), força ( $F_r$ ) ou pressão ( $P_r$ ) de roleteamento. Por fim, sobre o dispositivo de roletear deve ser considerada sua rigidez, acionamento, controle e ambiente (meio com ou sem fluido).

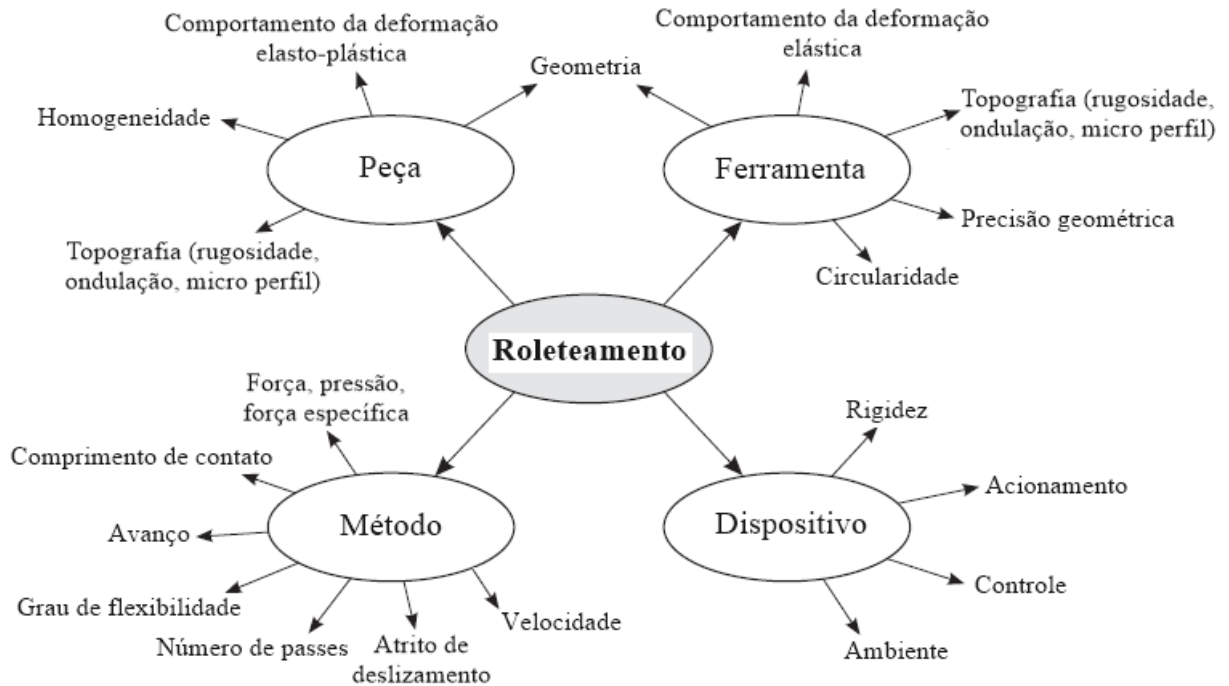


FIGURA 2.6 – Parâmetros que influenciam os resultados do roleteamento.  
 FONTE – Adaptado de SCHULZE, 2006, p. 18

Os parâmetros de saída do roleteamento são relacionados às mudanças obtidas nas regiões próximas à superfície da peça, tais como: qualidade superficial, dureza, microestrutura e tensões residuais. Essas mudanças podem alterar significativamente as propriedades mecânicas da peça, como por exemplo, resistência mecânica, resistência à fadiga mecânica e resistência à corrosão.

Nas últimas décadas, diversos estudos numéricos e experimentais foram realizados sobre o roleteamento na tentativa de relacionar os diversos parâmetros de entrada com os parâmetros de saída, tornando a operação mais eficiente e viável industrialmente. Balland *et al.* (2013) utilizaram um modelo numérico tridimensional para relacionar os mecanismos presentes no roleteamento com os parâmetros de saída. Os resultados da simulação numérica foram comparados com resultados experimentais e o modelo numérico proposto possibilitou apenas uma comparação qualitativa com algumas propriedades mecânicas da superfície do material. Os autores acreditam que os efeitos da operação de usinagem anterior ao roleteamento são complexos e seu conhecimento é fundamental para aprimorar o modelo numérico desenvolvido no estudo.

### 2.2.1 Efeito do roleteamento sobre a qualidade superficial

O acabamento é importante não apenas para a aparência da peça, mas também para sua resistência ao desgaste, capacidade de carga, resistência à corrosão e resistência à fadiga mecânica (LOH e TAM, 1988). Diversos estudos indicam que o roleteamento altera significativamente as características superficiais, induzindo superfícies com perfil plano e de baixa rugosidade, mas sem alterar a forma geométrica da peça. Além de ser benéfico para vida em fadiga, o baixo valor de rugosidade também melhora a resistência à corrosão do componente (AVILÉS *et al.*, 2013). A FIG. 2.7(a) ilustra o esquema de funcionamento do roleteamento e a FIG. 2.7(b) mostra o efeito causado pela deformação plástica da superfície.

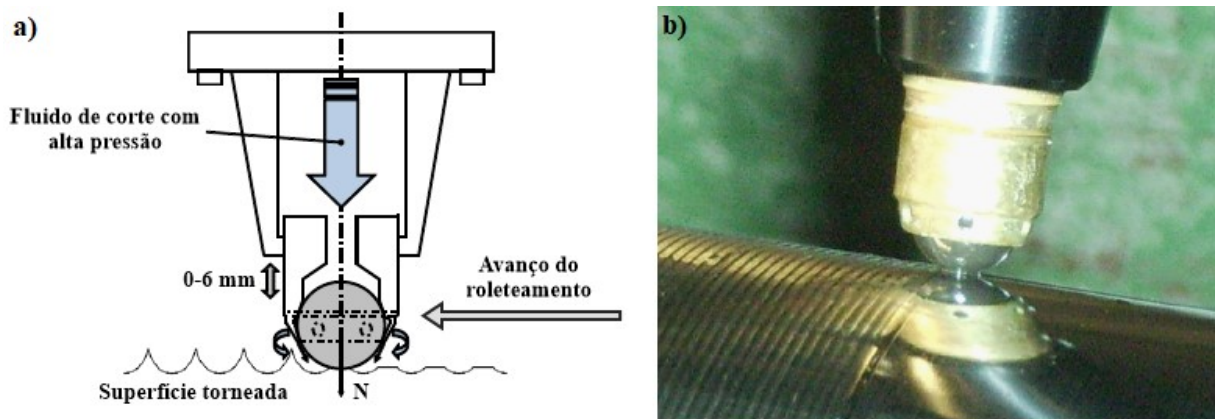


FIGURA 2.7 – a) Esquema de funcionamento e b) efeito do roleteamento na qualidade superficial.  
 FONTE – Adaptado de RODRÍGUEZ *et al.*, 2012, p. 2818.

López de Lacalle *et al.* (2005) avaliaram o uso do roleteamento para melhorar a superfície de moldes e matrizes utilizados em operações de injeção e de estampagem. Os autores testaram o roleteamento de diversos materiais, tais como aço AISI P20, aço temperado AISI H13 e ferro fundido globular GGG70. A boa qualidade da superfície obtida após a operação de roleteamento viabilizou o seu uso na fabricação de moldes e matrizes. Resultados semelhantes foram encontrados por Chen e Shiu (2002) após o roleteamento do aço AISI P20 utilizado em moldes para injeção de plástico na área automotiva e de eletrodomésticos. Nessa pesquisa foi avaliada a influência dos seguintes parâmetros de entrada: material da esfera, velocidade, força e avanço de roleteamento. O roleteamento com esfera de metal duro, velocidade de 200 m/min, força de 300 N e avanço de 0,04 mm/volta reduziu a rugosidade Ra (desvio aritmético médio) das amostras de 1  $\mu\text{m}$  para 0,07  $\mu\text{m}$ . Já no estudo realizado por Tekkaya *et al.* (2013), a operação de roleteamento melhorou o acabamento de ferramentas de estampagem revestidas com WC-12Co, mas a operação de retificação apresentou menores

valores de rugosidade, pois a operação de roleteamento não retirou material do revestimento. Por isso, a retificação foi a mais indicada para o acabamento de ferramentas revestidas para estampagem.

O uso de modelos matemáticos é comum na previsão dos efeitos do roleteamento sobre a rugosidade de uma peça. Magalhães *et al.* (2017) usaram modelos analíticos e compararam os resultados com dados experimentais obtidos no roleteamento do aço AISI 1060 com três tratamentos térmicos diferentes. Três modelos matemáticos, baseados em referências bibliográficas, apresentaram previsões dos valores de  $R_t$  (altura total do perfil) próximas aos dados experimentais para o número de passes igual a um. No entanto, o aumento do número de passes piorou a rugosidade e os modelos utilizados não detectaram tal comportamento.

Loh e Tam (1988) afirmam que a força e o avanço de roleteamento são os fatores mais influentes sobre a rugosidade de uma peça roleteada. A força de roleteamento determina o grau de deformação plástica que a superfície é submetida.

Bouزيد, Tsoumarev e Saï (2003) avaliaram a influência do avanço de roleteamento sobre a rugosidade (parâmetros  $R_a$  e  $R_t$ ) do aço AISI 1042 recozido. O roleteamento foi feito após o torneamento ou após o torneamento e a retificação do material. Após o torneamento foram obtidos  $R_a = 0,96 \mu\text{m}$  e  $R_t = 7,1 \mu\text{m}$  e após a retificação o valor de  $R_a$  foi de  $0,73 \mu\text{m}$  e o de  $R_t$  foi  $6,4 \mu\text{m}$ . O fluido utilizado no roleteamento foi o mesmo utilizado na usinagem do material. As FIG. 2.8(a) e 2.8(b) mostram respectivamente os valores de  $R_a$  e  $R_t$  em função dos avanços de roleteamento testados. Os valores de rugosidade aumentaram com a elevação do avanço de roleteamento, independentemente de o corpo de prova ter sido previamente torneado ou retificado. Porém, para qualquer valor de avanço a rugosidade após o roleteamento foi sempre menor para os corpos de prova retificados do que para os corpos de prova apenas torneados, evidenciando a importância da rugosidade inicial para o acabamento gerado pelo roleteamento.

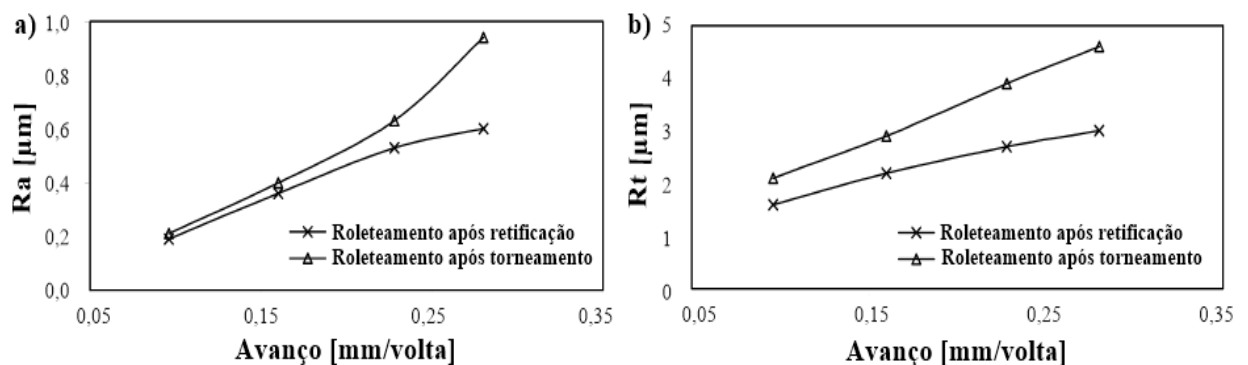


FIGURA 2.8 – Variação da rugosidade em função do avanço de roleteamento: a)  $R_a$  e b)  $R_t$ .

FONTE – Adaptado de BOUZID; TSOUMAREV; SAÏ, 2003, p. 121



O comportamento mostrado na FIG. 2.8 é similar ao encontrado nas operações de torneamento e fresamento, nas quais o aumento do avanço provoca o aumento da rugosidade da peça (MACHADO *et al.*, 2011). Porém, Loh e Tam (1988) afirmam que valores de avanço extremamente baixos pioram a rugosidade final, pois a esfera ou rolete pode passar sobre uma região já afetada pela trajetória anterior da ferramenta de roletear, ocasionando excessivo encruamento e, conseqüentemente, lascamento da camada superficial.

Morimoto (1986) desenvolveu uma ferramenta de roletear com aplicação da força por mola e avaliou a influência dos parâmetros de roleteamento sobre a rugosidade do aço ASTM 1038 recozido. Os resultados do perfil de Ra mostraram que a altura da linha média não foi alterada após o roleteamento. O uso de uma mola em relação ao uso de duas molas na aplicação de força foi benéfico para o acabamento das peças. A força de roleteamento influenciou consideravelmente a rugosidade da peça e a adição de 4 % de enxofre ao fluido lubrificante permitiu aumentar a força em até 75 N sem prejudicar a rugosidade. Esse comportamento indicou que a presença do filme de enxofre entre a esfera e a peça impediu o contato metálico, exceto para valores elevados de força. Já o aumento do número de passes contribuiu para reduzir ainda mais a rugosidade das peças roleteadas. A taxa de redução da rugosidade foi dependente do perfil e do valor da rugosidade anterior ao roleteamento. Foi percebido que para mais de dois passes, a força de roleteamento deveria ser diminuída a cada novo passe, pois mantendo a força e aumentando o número de passes ( $n_r$ ) ocorreram microsulcos na superfície da peça. A mudança no sentido do avanço com o aumento do número de passes não provocou alteração na rugosidade em relação aos testes com todos os avanços no mesmo sentido. Além disso, as ondulações da superfície não foram reduzidas pelo roleteamento. O aumento da velocidade gerou maior vibração no sistema ferramenta-peça, mas para ferramenta com suporte elástico (mola) foi possível atingir 400 m/min sem prejudicar a rugosidade final. Valores muito baixos ou muito altos do avanço de roleteamento prejudicaram o acabamento das peças, ou seja, indicaram a existência de um ponto ótimo. O uso de maior número de passes com progressiva redução da força foi mais efetivo na redução de Ra do que o roleteamento com um único passe e menores avanços.

Luca, Neagu-Ventzel e Marinescu (2005) avaliaram a influência do roleteamento sobre a superfície de um aço endurecido (59 HRC). Os quatro fatores considerados foram: pressão e avanço de roleteamento, avanço e raio de ponta do inserto utilizado no torneamento prévio. Para todos os casos analisados, o menor valor rugosidade final foi obtido com a maior pressão de roleteamento (38 MPa) e o menor valor de Ra no torneamento. Esse comportamento indica

a importância do torneamento prévio sobre a rugosidade gerada pelo roleteamento. Por fim, os menores valores de avanço de roleteamento testados produziram menores valores de Ra.

El-Axir (2000) avaliou a influência dos parâmetros de roleteamento (velocidade, força, avanço e número de passes) sobre a rugosidade final de um aço (0,20 % C; 0,30 % Si; 0,80 % Mg; 0,05 % P; 0,05 % S) com dureza de 220 HV. Observou-se que, em geral, para força de roleteamento baixa, número de passes baixo e qualquer valor de avanço, a rugosidade diminuiu com o aumento da velocidade de roleteamento. Contudo, o aumento da velocidade associado à elevação da força de roleteamento e do número de passes aumentou a rugosidade, indicando uma interação entre velocidade, força e número de passes. O autor também indicou que altas velocidades ocasionaram vibração no contato ferramenta/peça, prejudicando a rugosidade da peça roleteada. A força de roleteamento interage com os outros três parâmetros analisados: para valores elevados de velocidade, avanço e número de passes, o aumento da força aumentou o valor de rugosidade. Além disso, para diferentes velocidades, forças e número de passes, o aumento do avanço prejudicou os valores de Ra. Por fim, os melhores valores de rugosidade foram obtidos para número de passes entre dois e quatro.

Em outro experimento, El-Axir e Ibrahim (2005) avaliaram a influência da velocidade, do avanço e da força de roleteamento sobre os valores de Ra, circularidade e variação no diâmetro de um aço de baixa dureza (0,25 % C; 0,25 % S; 0,55 % Mn; 0,045 % P; 0,045 % S). Os autores adaptaram esferas de roletear em uma luneta móvel para torneamento, o que permitiu a realização do roleteamento com uma, duas ou três esferas. Os resultados mostraram que o uso de três esferas proporcionou menores valores de Ra quando comparados com uma ou duas esferas e que nessa condição o aumento de velocidade elevou a rugosidade da peça, provavelmente pelo aumento da vibração. Para maior força de roleteamento (230 N), foi recomendado utilizar velocidades menores que 1 m/s, pois velocidades maiores diminuíram o tempo para o lubrificante penetrar entre a peça e as esferas. O aumento da força provocou a formação de ressaltos (deformação plástica) na região frontal à trajetória das esferas. Quanto à circularidade, o uso de apenas uma esfera piorou esse parâmetro, principalmente com o aumento da velocidade de roleteamento. Valores baixos de avanço também prejudicaram a circularidade da peça roleteada, provavelmente pela maior deformação das peças, provocando assim lascamento da superfície. Já o aumento da força até 150 N reduziu a circularidade da peça, mas um aumento além desse valor piorou esse parâmetro, pois ocasionou falhas por cisalhamento na subsuperfície, resultando em lascamento do material. Por fim, a redução da velocidade aumentou a variação no diâmetro possivelmente pela alta ação de deformação das esferas. Para avanços menores, o diâmetro sofreu maiores alterações e o uso de três esferas

produziu menores alterações quando comparado com uma ou duas. O aumento da força provocou maior alteração diametral da peça, porque ocorreu maior deformação plástica e consequentemente maior preenchimento de vales no perfil da superfície.

Abrão *et al.* (2014b) analisaram o efeito da pressão de roleteamento e do número de passes sobre a superfície do aço AISI 1060 temperado e revenido (dureza de 756 HV<sub>0.5</sub>). Os resultados mostraram que para pressão de 200 bar e número de passes igual a um, a superfície sofreu achatamento das marcas de avanço gerados pela ferramenta de torneamento, mas que para pressão de 300 bar e número de passes igual a três, não ocorreu melhora da qualidade superficial. Também foram avaliados os valores de Ra e Rt após o torneamento e após o roleteamento, como mostrado na FIG 2.9. Após o roleteamento com Pr = 200 bar e n<sub>r</sub> = 1, os valores de Ra e Rt reduziram uma ordem de grandeza em comparação às amostras torneadas. Já para o roleteamento com Pr = 300 bar e n<sub>r</sub> = 3 o valor de Ra sofreu uma ligeira queda e o valor de Rt não sofreu redução apreciável quando comparado com o roleteamento sob pressão e número de passes inferiores. Tal comportamento pode ser explicado pelo fato de que, uma vez excedido o limite de escoamento do material, o fluxo plástico ocorre independentemente do aumento da pressão ou do número de passes. Além disso, os autores ressaltam que condições severas de roleteamento podem ocasionar excessivo abaulamento e lascamento, prejudicando a qualidade superficial.

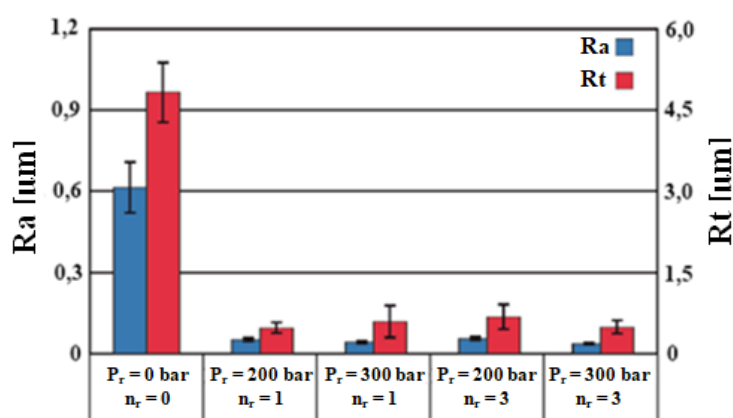


FIGURA 2.9 – Efeitos da pressão e do número de passes do roleteamento sobre Ra e Rt.  
FONTE – Adaptado de ABRÃO *et al.*, 2014b, p. 555

Denkena, Grove e Maiß (2016) utilizaram a ferramenta híbrida mostrada na FIG. 2.3 para avaliar a influência da rugosidade (Rz) produzida pelo torneamento anterior ao roleteamento sobre a qualidade de anéis internos de aço rolamento AISI 52100 com dureza de 62 HRC. Os resultados mostraram que a sobreposição ( $u$ ) foi o único fator significativo sobre

os valores finais de Rz. Esse parâmetro é calculado como a diferença entre a unidade e a razão entre o avanço de roleteamento ( $f_r$ ) e o diâmetro da esfera ( $d_e$ ), ou seja, é um parâmetro adimensional ( $u = 1 - \frac{f_r}{d_e}$ ) e geralmente é representado percentualmente. Por exemplo, quando o avanço é igual ao diâmetro da esfera, a sobreposição é 0 % e se o avanço é metade do diâmetro, a sobreposição é 50 %, como ilustrado nas FIG. 2.10(a) e 2,10(b), respectivamente. A sobreposição se aproxima de 100 % quando o avanço se aproxima de zero. Um aumento da sobreposição de 44 % para quase 100 % reduziu o valor de Rz de 2  $\mu\text{m}$  para menos de 0,5  $\mu\text{m}$ . Além disso, os valores de rugosidade após roleteamento foram influenciados pela rugosidade da superfície torneada. Por fim, a menor rugosidade Rz foi obtida quando a sobreposição no roleteamento esteve próxima de 100 %.

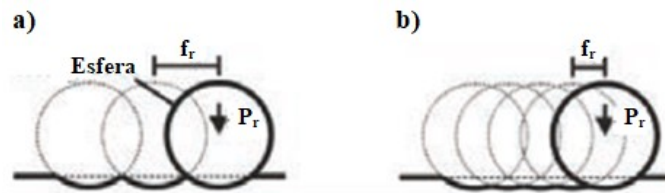


FIGURA 2.10 – Sobreposição da superfície roleteada: a)  $u = 0\%$  e b)  $u = 50\%$ .  
 FONTE – Adaptado de DENKENA, GROVE e MAISS, 2016, p. 361

A qualidade superficial também pode ser analisada em relação aos parâmetros de superfície (área), simbolizados pela letra “S” (WHITEHOUSE, 2002). Esses parâmetros são equivalentes aos do perfil de rugosidade simbolizados por “R”, mas são calculados baseados na área da superfície de amostra e não apenas sobre uma linha. Świrad (2011) analisou o efeito do roleteamento a seco sobre a qualidade superficial de eixos de aço SAE 4140 (32 HRC). A ferramenta de roletear era um rolete de corpo cerâmico com revestimento de diamante policristalino (PCD). Após a retificação do eixo, o parâmetro Sa apresentou o valor de 0,63  $\mu\text{m}$ . Os resultados mostraram que o processo de roleteamento no mesmo sentido da retificação reduziu consideravelmente a altura da topografia superficial. Os maiores valores de Sa (de 0,132 a 0,185  $\mu\text{m}$ ) foram obtidos com rolete de menor diâmetro (4 mm). Além disso, o menor valor de Sa (0,0497  $\mu\text{m}$ ) foi obtido com  $F_r = 200$  N, avanço de 0,085 mm/volta e diâmetro do rolete de 6 mm. A FIG. 2.11 compara as topografias dos corpos de prova roleteado com menor valor de Sa (FIG. 2.11a) e não roleteado (FIG 2.11b), indicando a redução na altura dos picos após roleteamento.

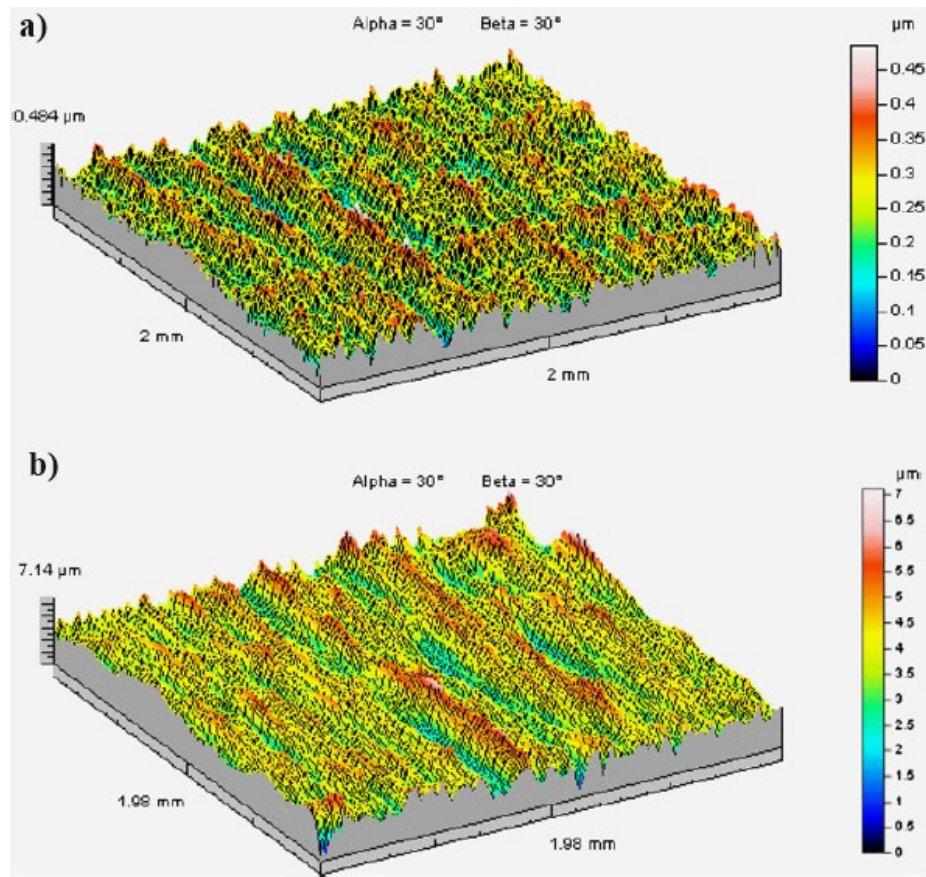


FIGURA 2.11 – Topografia superficial: a) roleteamento com  $F_r$  de 200 N, avanço de 0,085 mm/volta e diâmetro do rolete de 6 mm e b) sem roleteamento (apenas retificado).  
 FONTE – Adaptado de ŚWIRAD, 2011, p. 580

Yeldose e Ramamoorthy (2008) analisaram a influência do revestimento de nitreto de titânio (TiN) em roletes de aço EN21 (60 HRC) no roleteamento do aço AISI 4340 (30 HRC). O revestimento apresentou espessura média de 1,5  $\mu\text{m}$  e os experimentos foram realizados com roletes revestidos e sem revestimento. A força de roleteamento foi variada entre 100 a 500 N e os resultados mostraram que os dois tipos de roletes apresentaram o mesmo comportamento, porém o revestido promoveu uma ligeira melhora na rugosidade até a força atingir 200 N e, após esse valor, ocorreu desgaste do revestimento. O avanço de roleteamento foi variado entre 0,028 a 0,08 mm/volta, sendo que o rolete revestido gerou menores valores de Ra para avanços de até 0,063 mm/volta, mas acima desse valor o revestimento foi removido. A velocidade de roleteamento apresentou um comportamento similar ao da força, sendo que a redução da rugosidade aconteceu até o valor de 75 m/min. O aumento do número de passes diminuiu a rugosidade final e o rolete com revestimento reduziu ligeiramente a rugosidade até o número de passes igual a dois. Por fim, a velocidade de roleteamento foi o parâmetro de maior influência sobre a rugosidade (37,5 %), seguida por força (33 %), número de passes (22,3 %) e avanço (6,6 %).

O tipo de material a ser roleteado altera os efeitos dessa operação sobre a rugosidade. Com o intuito de avaliar essa diferença, Némat e Lyons (2000) investigaram o roleteamento lubrificado do aço ASTM A113 com dureza 225 HV e de uma liga de alumínio (AA6463 E) com dureza 114 HV variando o avanço, velocidade, força de roleteamento e números de passes. Devido a diferença de dureza a análise em função do número de passes utilizou um intervalo da força de roleteamento diferente, mas avanço e velocidade foram os mesmos. Os resultados mostraram que o aumento do número de passes até quatro diminuiu o valor de Ra para os dois materiais testados. Acima deste valor a rugosidade aumentou, pois o excesso de deformação provocou lascamento na superfície. Em geral, a elevação do avanço aumentou o valor de Ra para os dois materiais. A rugosidade diminuiu com o aumento da força aplicada até 50 N para o alumínio e até 280 N para o aço. Esse comportamento foi explicado pelo excesso de deformação plástica quando se ultrapassou os valores de forças citados anteriormente, danificando assim a superfície já roleteada. Além disso, o comportamento encontrado para força foi semelhante ao número de passes. O valor de Ra diminuiu com o aumento da velocidade até 20 m/min para o alumínio e até 30 m/min para o aço. Acima desses valores, a vibração aumentou e o tempo para deformação plástica diminuiu. Portanto, os dois materiais testados apresentaram as mesmas tendências e comportamentos em relação aos parâmetros de roleteamento, diferenciando-se apenas nos valores ótimos para o menor valor de Ra. O alumínio obteve menores valores de Ra, pois possui rugosidade inicial menor e maior ductilidade do que o aço.

Outro estudo que avaliou a influência do roleteamento de ligas de alumínio foi realizado por Rajesham e Tak (1989), no qual um rolamento com 35 mm de diâmetro e largura efetiva de 7 mm foi usado como rolete. Foram testadas três velocidades de roleteamento (3,14; 4,56 e 6,28 m/min), avanço de 0,02 mm/volta e quatro valores de força de roleteamento (50; 60; 70 e 80 N/mm). Os perfis de rugosidade mostraram que o roleteamento reduziu consideravelmente a altura dos picos devido à deformação plástica na superfície. Além disso, dentro dos valores testados, o aumento da força ou da velocidade de roleteamento reduziu o valor de Ra, como mostrado na FIG. 2.12. Por último, foi observada uma relação linear entre as forças axiais e radiais para diferentes velocidades de roleteamento.

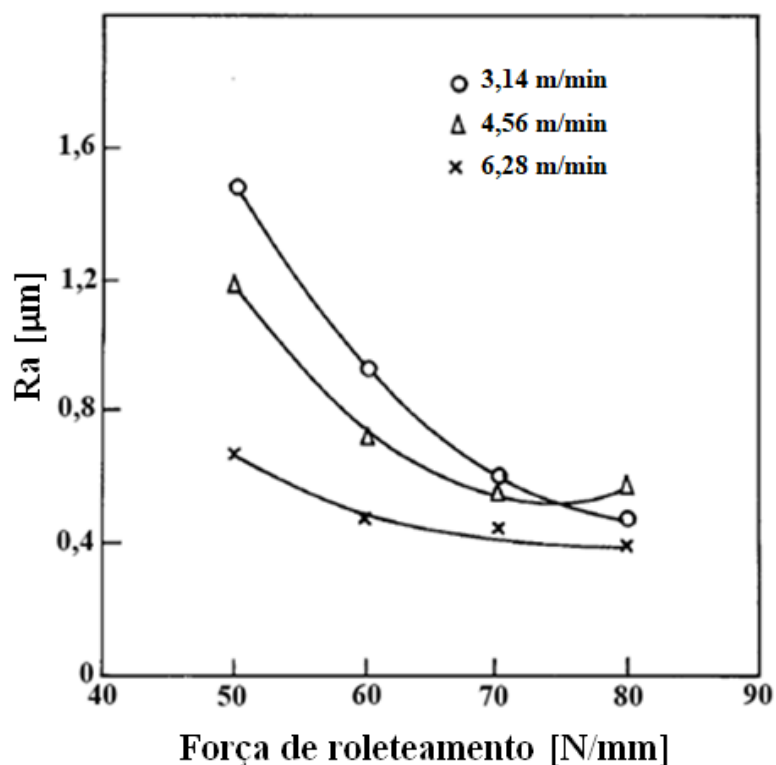


FIGURA 2.12 – Efeito da velocidade e força de roleteamento sobre a rugosidade final para avanço constante de 0,02 mm/volta.

FONTE – Adaptado de RAJESHAM e TAK, 1989, p. 135

Em um estudo realizado por Sagbas (2011), foi utilizada uma metodologia para analisar e prever os parâmetros ótimos de roleteamento visando menor rugosidade de uma liga de alumínio 7178. Foi desenvolvido um modelo de regressão quadrática usando a metodologia de superfície de resposta (RSM) com arranjo composto central (CCD) rotativo. Os resultados indicaram que a força de roleteamento e o número de passes foram os parâmetros mais significativos estatisticamente e os efeitos de velocidade e avanço não foram significativos. A combinação entre baixo número de passes e baixa força de roleteamento resultou em uma redução considerável da rugosidade final. O erro médio absoluto entre os resultados experimentais e os previstos foi de aproximadamente 3,5 %.

### 2.2.2 Efeito do roleteamento sobre a dureza

A deformação plástica em qualquer material metálico é permanente, sendo a resistência mecânica e a dureza desse material uma forma de quantificar a dificuldade em se realizar tal deformação. Essa deformação geralmente envolve o movimento de um grande número de discordâncias, que são defeitos lineares ou unidimensionais nos quais alguns átomos estão

desalinhados dentro da estrutura cristalina (rede) do material (CALLISTER, 2002). As técnicas para aumento da resistência mecânica são realizadas para restringir ou impedir o movimento de discordâncias na rede cristalina, o que confere maior dureza e resistência mecânica ao material. As principais técnicas de aumento de resistência mecânica são: refino de grão (redução do tamanho de grão), formação de ligas por solução sólida e encruamento.

O encruamento é o fenômeno pelo qual um metal dúctil se torna mais duro e resistente devido à deformação plástica, sendo também chamado de endurecimento por trabalho ou trabalho a frio, pois a temperatura que a deformação ocorre está abaixo da temperatura de recristalização (a maioria dos materiais encrua a temperatura ambiente). Nessa faixa de temperatura os mecanismos de recuperação e recristalização do material são inoperantes, o que garante a manutenção da dureza e da resistência mecânica geradas pelo encruamento. A densidade de discordâncias em um metal aumenta com o encruamento, reduzindo as distâncias médias entre discordâncias e dificultando assim o movimento desses defeitos. O efeito prejudicial do encruamento é a redução da ductilidade do material, sendo essa propriedade mecânica a medida do grau de deformação plástica que foi suportado pelo material até a fratura, por exemplo, em um ensaio de tração (CALLISTER, 2002). Portanto, além de afetar a rugosidade, o roleteamento também altera a dureza da superfície devido ao encruamento do material provocado pela passagem da ferramenta de roletear sobre a superfície da peça.

Loh, Tam e Miyazawa (1989) realizaram um trabalho experimental para avaliar a influência de quatro parâmetros de entrada do roleteamento sobre a dureza superficial de amostras do aço AISI 1045. Os parâmetros analisados foram: material da esfera, lubrificante, avanço e espessura da camada de material deformada (pressão). O roleteamento foi realizado em um centro de usinagem após as amostras terem sido fresadas. Foi verificado que, para um nível de significância de 1 %, os quatro fatores foram significativos sobre a dureza superficial e que a interação entre material da esfera e avanço também foi significativa.

El-Taweel e El-Axir (2009) utilizaram o método de Taguchi para identificar a influência dos parâmetros de roleteamento (velocidade, avanço, força e número de passes) sobre a microdureza superficial do latão. A dureza média obtida no torneamento variou de 114 a 117 HV. A força de roleteamento foi o fator mais significativo (42,85 %) sobre a microdureza da superfície, seguido pelo avanço (29,3 %), velocidade (13,95 %) e número de passes (12,39 %). A FIG. 2.13 mostra o gráfico de efeitos principais sobre a microdureza superficial. Conforme as FIG. 2.13(a) e 2.13(b), um aumento da velocidade ou do avanço provocou a redução da microdureza, porém para força e número de passes o efeito foi oposto, como mostrado nas FIG. 2.13(c) e 2.13(d), respectivamente. O aumento da velocidade produz maior aquecimento e



menor tempo de deformação, facilitando a recuperação do encruamento do material pela temperatura atingida durante o roleteamento a seco. O aumento do avanço diminuiu a área submetida à deformação, provocando menor encruamento no material. Por fim, o aumento da força e do número de passes de roleteamento proporcionou maior encruamento devido à maior deformação plástica das camadas da superfície da peça.

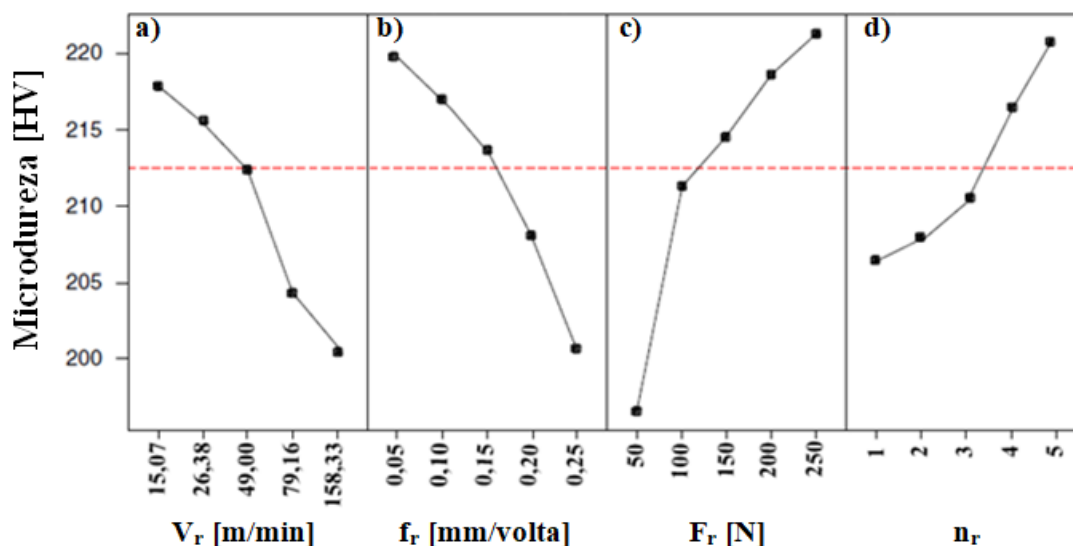


FIGURA 2.13 – Efeitos principais dos parâmetros de roleteamento sobre a microdureza da superfície (linha tracejada representa o valor médio da microdureza obtida após os experimentos): a) velocidade, b) avanço, c) força e d) número de passes.

FONTE – Adaptado de EL-TAWEEL e EL-AXIR, 2009, p. 307

Outro estudo aplicando o método de Taguchi, porém a uma liga de titânio (Ti-6Al-4V com dureza de 340 HV) foi realizado por Revankar *et al.* (2014). Foram avaliados quatro parâmetros de roleteamento (velocidade, avanço, força e número de passes) em cinco níveis. Os parâmetros para máxima dureza superficial (416 HV) foram: velocidade de 30 m/min (intermediária), avanço 0,15 mm/volta (intermediário), força de 350 N (maior valor) e número de passes igual a 5 (maior valor). A análise de variância (ANOVA) dos dados mostrou que o número de passes (48,95 %) e a força (19,80 %) foram os fatores que mais influenciaram a dureza (FIG. 2.14). Velocidades altas reduziram o tempo de deformação plástica, reduzindo assim a dureza (FIG. 2.14a). Além disso, o aumento da velocidade aumentou a temperatura no contato peça/ferramenta devido ao aumento da taxa de deformação da superfície, provocando assim a recuperação do encruamento gerado pelo roleteamento. Quanto ao avanço (FIG. 2.14b), um comportamento similar à velocidade foi observado, indicando que para avanços mais baixos a deformação plástica foi mais intensa e a esfera passou sobre o mesmo ponto mais de uma vez (sobreposição), aumentando o encruamento na superfície. O aumento contínuo da força

provocou a elevação da dureza devido à maior deformação e maior encruamento da superfície (FIG 2.14c). Quando o número de passes foi superior a três a dureza aumentou e, segundo os autores, isso foi devido à condensação da estrutura de grãos e aumentou a homogeneidade estrutural, vide FIG. 2.14(d).

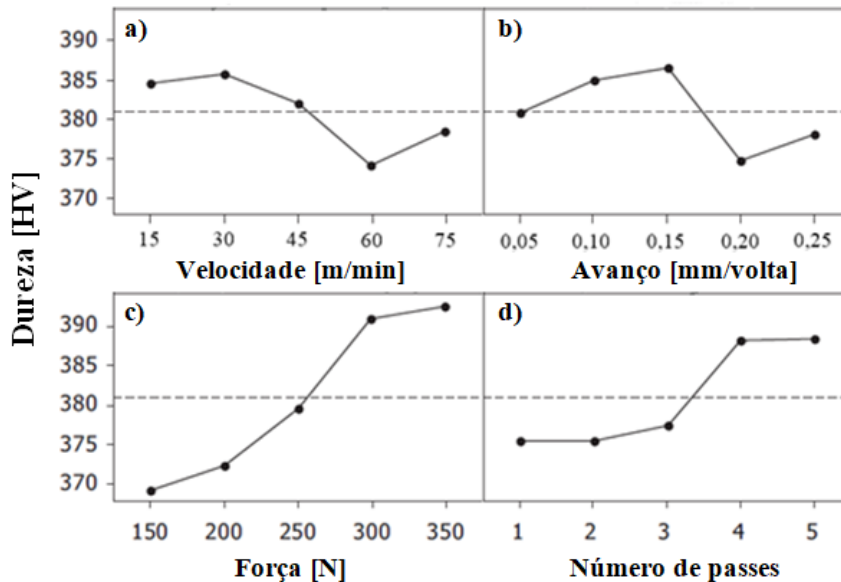


FIGURA 2.14 – Efeito dos parâmetros de roleteamento sobre a dureza superficial: a) velocidade, b) avanço, c) força e d) número de passes.  
 FONTE – Adaptado de REVANKAR *et al.*, 2014, p. 263

Abrão *et al.* (2014a) avaliaram a influência da pressão de roleteamento e do número de passes sobre a dureza superficial do aço AISI 1060 previamente torneado e com tratamento térmico de recozimento pleno. A FIG. 2.15 mostra os resultados obtidos, indicando que a dureza superficial aumentou com a pressão de roleteamento devido ao encruamento do material, mas a maior dureza foi obtida com o número de passes igual a três. Em geral, à medida que a pressão e o número de passes foram elevados, o encruamento contribuiu para o empilhamento das discordâncias, formando células de discordâncias nos contornos de grãos presentes na região deformada plasticamente, o que provocou a elevação da dureza superficial.

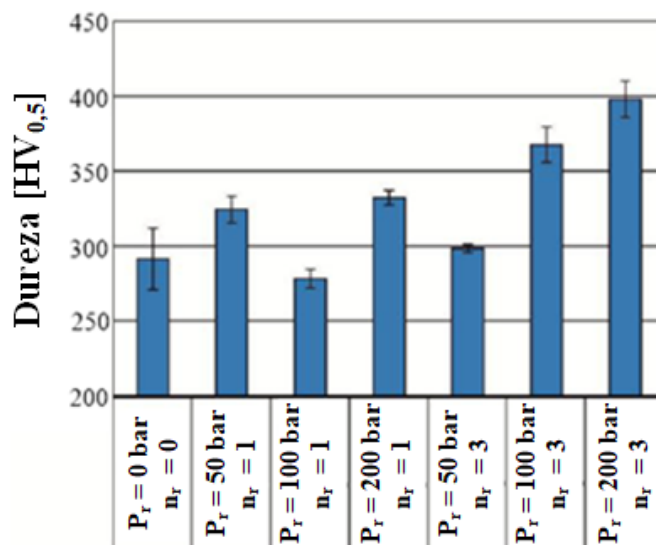


FIGURA 2.15 – Efeito dos parâmetros de roleteamento sobre a dureza superficial.  
 FONTE – Adaptado de ABRÃO *et al.*, 2014a, p. 33

Hamadache *et al.* (2006) avaliaram a influência do roleteamento sobre a dureza superficial de um aço (0,34 % C; 1,25 % Mn; 0,16 % Si; 0,03 % P e 0,03 % S). Foram utilizados dois tipos de ferramenta de roletear com o uso de óleo puro como lubrificante: uma ponta arredondada de diamante com raio de 1,5 mm e um rolete com diâmetro de 36 mm. Os parâmetros do roleteamento avaliados foram: velocidade, avanço, força e número de passes. As amostras foram previamente torneadas e apresentaram dureza inicial entre 80 a 86 HRB. Também foi avaliada a resistência ao desgaste por abrasão dos corpos de prova roleteados por meio da medição da massa das peças após testes de atrito contra um rolamento montado em um dispositivo projetado para esta finalidade. A perda de massa representa a diferença de massa antes e após o teste de desgaste com duração de 60 minutos. Os corpos selecionados para esse teste foram os de menor rugosidade e maior dureza. Após o roleteamento, os valores de dureza variaram entre 87 a 90 HRB e os resultados mostraram que a força e o número de passes apresentaram maiores efeitos sobre a dureza. O teste de desgaste por abrasão mostrou que nas peças apenas torneadas a perda relativa de massa variou entre 1,94 e 3,32 % e após o roleteamento foi de 0,21 e 0,05 %, respectivamente, com rolete e com a ponta arredondada. A FIG. 2.16 mostra a evolução do desgaste por abrasão contra o tempo, onde, segundo os autores, foi possível identificar dois estágios bem definidos: o primeiro estágio foi representado pela retirada das asperezas nos 20 minutos iniciais do teste e o segundo estágio foi representado por uma evolução aproximadamente linear do desgaste.

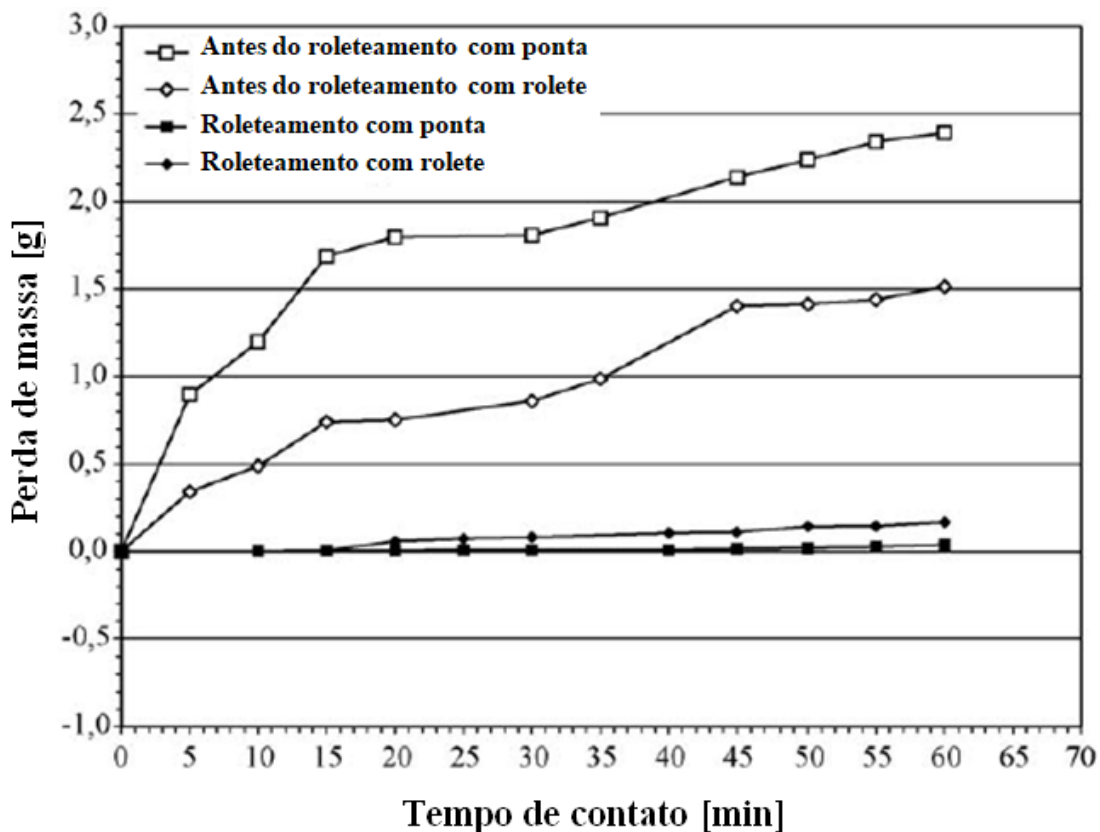


FIGURA 2.16 – Evolução da perda de massa em função do tempo de contato.  
 FONTE – Adaptado de HAMADACHE *et al.*, 2006, p. 135

Rao *et al.* (2008) investigaram a influência do roleteamento sobre a dureza e a resistência ao desgaste por abrasão de um aço alta resistência e baixa liga. Os parâmetros de roleteamento variados foram: velocidade, avanço, diâmetro da esfera, força e quatro tipos de lubrificantes. Os resultados mostraram que a elevação do avanço de roleteamento até 0,085 mm/volta aumentou a dureza superficial, sendo que o baixo avanço provocou excessivo encruamento e alto avanço gerou efeito oposto. O comportamento da dureza em relação à velocidade de roleteamento, a força de roleteamento e ao diâmetro da esfera foram similares ao avanço. Os lubrificantes apresentaram grande influência sobre a dureza superficial, sendo a maior dureza obtida com graxa em relação aos outros lubrificantes. A menor perda de massa no desgaste por abrasão ocorreu para a força de roleteamento até 250 N, indicando uma relação direta com a maior dureza da superfície. Por fim, o uso do roleteamento com os parâmetros adequados (esfera de diâmetro de 16,5 mm, graxa como lubrificante, avanço de 0,085 mm/volta, velocidade de 22,62 m/min e força de 250 N) aumentou a dureza do material entre 30 e 45 % em relação ao não roleteado.

Morimoto (1988) avaliou a influência do roleteamento sobre a dureza superficial e subsuperficial do aço ASTM 1038 recozido. Para o roleteamento em apenas um passe, o

aumento da força de roleteamento de 60 a 140 N elevou a dureza da superfície e da subsuperfície, sendo que para o maior valor de força a dureza superficial subiu 50 % (390 HV) em relação à superfície apenas torneada (255 HV) e o efeito se estendeu até profundidade de 200  $\mu\text{m}$ . A influência do número de passes também foi avaliada com um, dois e três passes, obtendo-se durezas de 345, 360 e 370 HV, respectivamente. Porém, esse aumento no número de passes não aumentou a profundidade da camada endurecida abaixo da superfície. Em relação ao avanço, seu aumento diminuiu a dureza superficial do material.

Rodríguez *et al.* (2012) avaliaram os efeitos dos parâmetros de usinagem e roleteamento sobre a dureza superficial de eixos de aço AISI 1045. Além de avaliar a influência da pressão, avanço e velocidade de roleteamento, foi avaliada a influência do avanço do torneamento (f) previamente realizado. Os resultados de dureza mostraram que a velocidade de roleteamento não foi crítica para essa operação, sendo recomendado o valor de 150 m/min para reduzir o tempo da operação. Já o aumento da pressão de roleteamento provocou maior encruamento da superfície e, conseqüentemente, maior dureza superficial. Para maiores pressões, o aumento na dureza superficial chegou a 60 % em relação à superfície apenas torneada. Por fim, o avanço de roleteamento não alterou consideravelmente a dureza superficial.

### 2.2.3 Efeito do roleteamento sobre a microestrutura

Para compreender a microestrutura de um material e seu comportamento é necessário entender bem o conceito de estrutura cristalina. Um material sólido cristalino possui átomos situados em um arranjo que se repete ou que é periódico ao longo de grandes distâncias atômicas. Todos os metais, a maioria das cerâmicas e alguns polímeros apresentam estruturas cristalinas sob condições normais de solidificação (CALLISTER, 2002).

A maioria dos sólidos cristalinos apresenta um conjunto de vários cristais pequenos ou grãos. Este tipo de sólido é chamado de policristalino. Em geral, os grãos apresentam orientações cristalográficas diferentes entre si e também podem apresentar falta de combinações atômicas na divisa entre eles, formando assim uma região chamada de contorno de grão. A microestrutura representa as características internas de um material, sendo relacionadas diretamente às propriedades mecânicas desse material. Duas características importantes pertencentes à microestrutura de um material são o tamanho e a forma do grão (CALLISTER, 2002).

A deformação plástica causada pelo roleteamento pode provocar mudanças de fase, como relatado por Brinksmeier *et al.* (2008). Nesse estudo foi utilizado um aço que apresenta

austenita residual estável mesmo quando submetido a algumas condições de usinagem. A FIG. 2.17(a) mostra o perfil de dureza do aço AISI D3 apenas torneado e após torneamento e roleteamento. Nota-se que, após o torneamento, ocorreu endurecimento superficial (até 0,8 mm) devido à transformação da austenita em martensita e que a operação posterior de roleteamento aumentou a intensidade e a profundidade dessa transformação. A FIG. 2.17(b) confirmou que a alteração de dureza observada foi provocada pela transformação de austenita em martensita, principalmente após o roleteamento. Além disso, variações no avanço ou na velocidade de roleteamento pouco influenciaram o perfil de dureza do material, enquanto variações na força de roleteamento e no diâmetro da esfera de roletear levaram a diferentes valores de dureza.

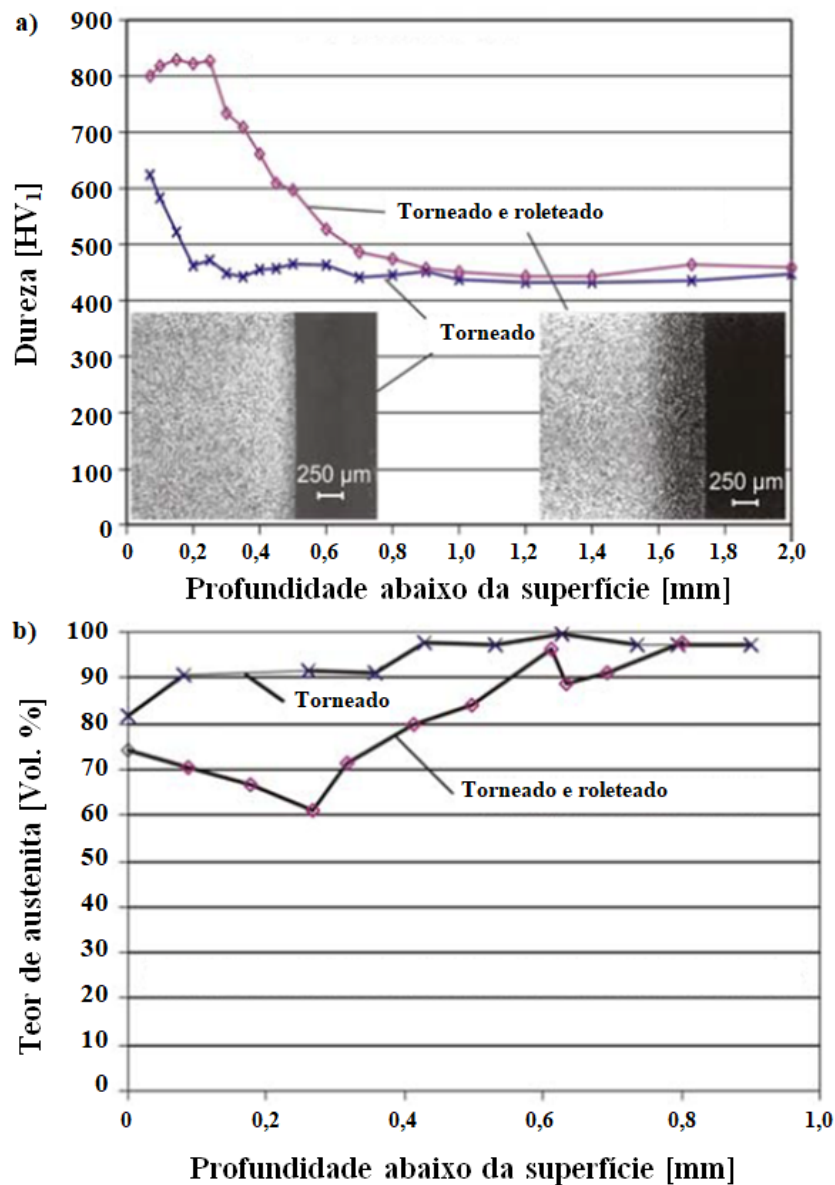


FIGURA 2.17 – Efeito do torneamento e do roleteamento sobre o aço AISI D3: a) perfil de dureza e b) perfil do teor de austenita.

FONTE – Adaptado de BRINKSMEIER *et al.*, 2008, p. 111 e 112

Com o intuito de aumentar a dureza superficial do aço através da transformação de austenita metaestável em martensita, Meyer, Brinksmeier e Hoffmann (2011) investigaram o roleteamento criogênico no aço AISI D3. Os parâmetros de roleteamento variados foram pressão e diâmetro da esfera, sendo o avanço fixo em 0,02 mm/volta e velocidade fixa em 100 m/min. Foi utilizado um dispositivo de resfriamento por CO<sub>2</sub> que garante temperatura constante de -40 °C na subsuperfície de um material sem rotação. Os resultados mostraram que, em geral, com apenas o processo de roleteamento (sem resfriamento) o teor de martensita foi maior do que nas amostras apenas torneadas (sem roleteamento) e o roleteamento com resfriamento induziu maior transformação de austenita para martensita em todas as condições testadas. A elevação do diâmetro da esfera ou da pressão de roleteamento também aumentou a quantidade de martensita na superfície das amostras. A FIG. 2.18(a) mostra o perfil de dureza para as três condições. Devido às forças de corte, a peça torneada apresentou um ligeiro aumento na dureza (400 HV) na camada mais externa da superfície (0,2 mm profundidade), indicando encruamento e uma pequena quantidade de martensita pela transformação da austenita metaestável. O roleteamento elevou o valor e a profundidade da dureza (790 HV e 1,0 mm, respectivamente), mas foi o roleteamento com resfriamento em que se obteve o maior valor e a maior profundidade de dureza (940 HV e 1,5 mm, respectivamente). A FIG. 2.18(b) reforça o comportamento encontrado anteriormente, pois mostra a quantidade de austenita retida após o roleteamento e o roleteamento criogênico. Por fim, não foi observado refinamento de grãos após esses testes.

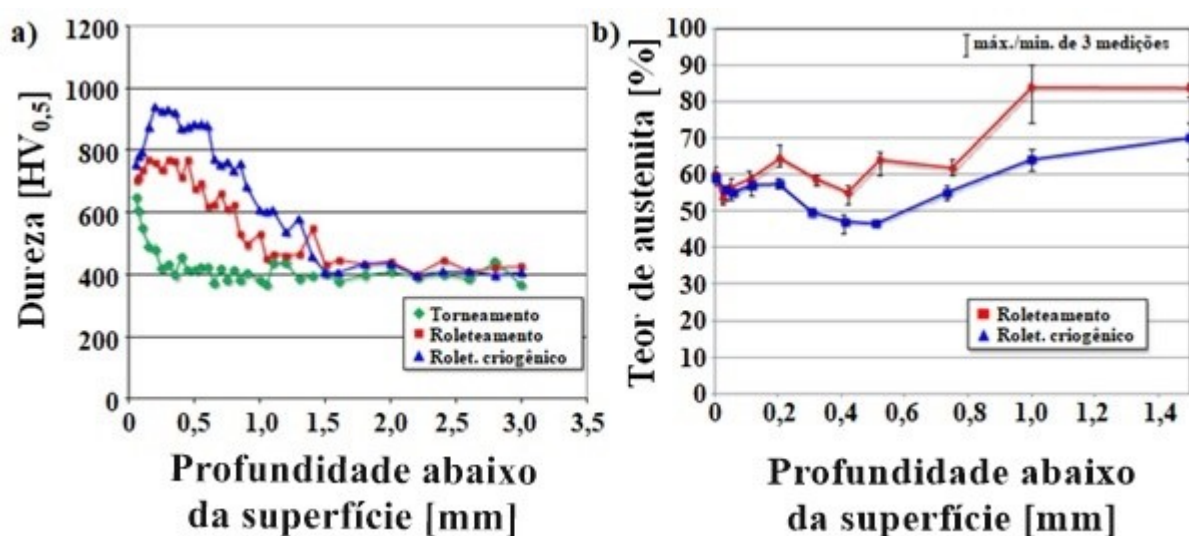


FIGURA 2.18 – a) perfil de dureza e b) teor de austenita retida após torneamento, roleteamento e roleteamento criogênico.

FONTE – Adaptado de MEYER, BRINKSMEIER e HOFFMANN (2011), p. 262



Klocke e Liermann (1998) avaliaram, por meio de metalografia, os efeitos do roleteamento sobre um aço endurecido (62 HRC) previamente torneado com ferramentas novas e desgastadas. Não foi observada nenhuma diferença na estrutura da superfície da peça após o roleteamento. A camada branca existente no torneamento do aço endurecido continuou presente como uma camada uniforme após o roleteamento. Além disso, trincas ou lascas esperadas nessa camada frágil não ocorreram. Porém, o estudo realizado por Abrão *et al.* (2014a) mostrou que um aumento na pressão de roleteamento deformou cada vez mais a microestrutura próxima à superfície do corpo de prova torneado (FIG. 2.19a). Para pressão de 50 bar (FIG. 2.19b) não foi percebida alteração na microestrutura, mas nas pressões de 100 e 200 bar foi percebido tal modificação, como mostrado nas FIG. 2.19(c) e 2.19(d), respectivamente. A elevação do número de passes apresentou efeito similar, porém com maior intensidade, como visto nas FIG. 2.19(e) e 2.19(f). Além disso, para todas as condições com pressão de 200 bar não foi possível visualizar os contornos de grãos próximos à superfície roleteada.

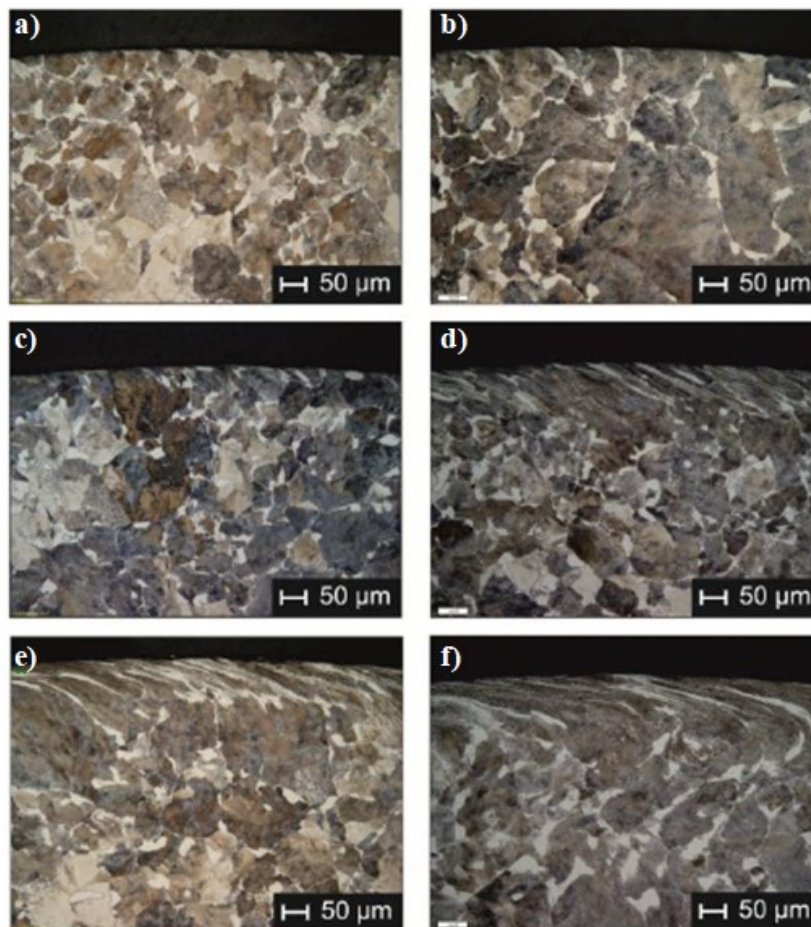


FIGURA 2.19 – Efeitos do roleteamento sobre a microestrutura do aço AISI 1060 recozido: a) torneado, b)  $P_r = 50$  bar e  $n_r = 1$ , c)  $P_r = 100$  bar e  $n_r = 1$ , d)  $P_r = 200$  bar e  $n_r = 1$ , e)  $P_r = 100$  bar e  $n_r = 3$  e f)  $P_r = 200$  bar e  $n_r = 3$ .

FONTE - Adaptado de ABRÃO *et al.*, 2014a, p. 35



O roleteamento também pode ser usado para causar uma nanocristalização na superfície de um material, como mostrado em Chui *et al.* (2012). Nesse estudo foi preparada, por meio do roleteamento, uma camada nanoestruturada em uma superfície plana de um aço baixo carbono (0,16 % C, 0,45 % Mn, 0,32 % Si, 0,032 % S, 0,024 % P). A ferramenta de roletear foi composta de 16 esferas para aumentar a eficiência da nanocristalização da superfície. Antes do roleteamento, o material apresentou tamanho de grãos entre 20 e 50  $\mu\text{m}$ . A velocidade de rotação das esferas (1600 rpm), pressão (42 bar) e velocidade de avanço (1,5 mm/s) foram fixados e o tempo de tratamento foi de 60 minutos. Imagens de microscopia ótica evidenciaram deformações plásticas severas na camada da superfície com espessura de aproximadamente 200  $\mu\text{m}$  (FIG. 2.20). Na região de deformação plástica, a microscopia eletrônica de varredura (MEV) não permitiu observar facilmente os contornos de grão. Porém, a microscopia eletrônica de transmissão (MET) indicou a presença de nanogrãos equiaxiais que variaram de 8 a 18  $\mu\text{m}$  no topo da superfície e com tamanho médio de 14  $\mu\text{m}$ . A observação ao MET também indicou que a camada nanoestruturada apresentou espessura de 30  $\mu\text{m}$ . Além disso, o roleteamento aumentou a resistência à tração do material de 354 para 420 MPa e reduziu o alongamento até falha de 26 para 22 %. Por fim, o roleteamento reduziu o volume de material desgastado no teste de atrito de 41 para 32  $\text{mm}^3$ .

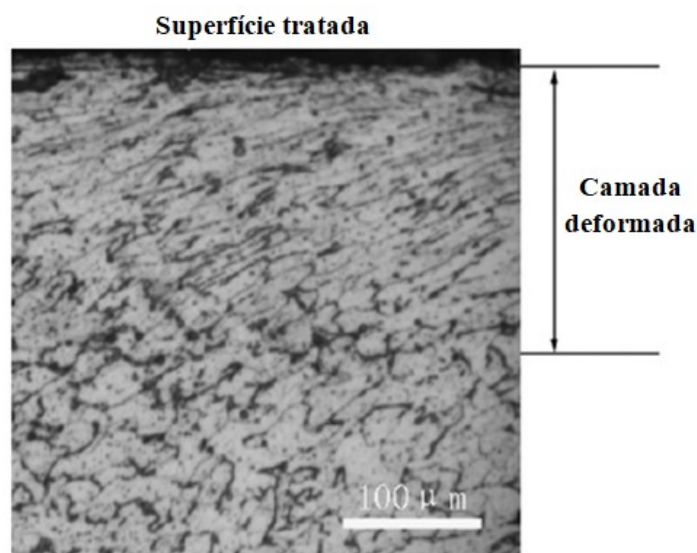


FIGURA 2.20 – Microscopia ótica da seção transversal após roleteamento.  
 FONTE – Adaptado de CHUI *et al.*, 2012, p. 755

Altenberger *et al.* (1999) avaliaram as modificações na microestrutura próximas à superfície do aço inoxidável austenítico AISI 304 após a operação de roleteamento e jateamento

com granalha. O roleteamento foi realizado com quatro pressões diferentes (40, 75, 150 e 225 bar). As duas operações induziram tensões residuais de compressão próximas à superfície, sendo que o jateamento com granalha produziu tensão compressiva máxima, mas o roleteamento gerou camadas afetadas mais espessas. Outro comportamento observado foi que o aumento na intensidade do jateamento ou na pressão de roleteamento alterou apenas a espessura da camada afetada e não a posição e a intensidade da tensão residual compressiva máxima. A FIG. 2.21 mostra que o jateamento induziu a transformação de austenita em martensita com maior intensidade perto da superfície, porém, o roleteamento induziu a formação de martensita em maiores profundidades. Após o jateamento, a superfície apresentou regiões de nanocristalização com profundidade de 1 a 2  $\mu\text{m}$  e em seguida bandas de deformação com alta densidade de arranjos de discordâncias não homogêneas. Já o roleteamento produziu o mesmo efeito que o jateamento, exceto pela maior profundidade obtida na transformação em martensita. A martensita formada nessas operações foi induzida pela deformação plástica e era do tipo fase- $\alpha'$  tetragonal. As duas operações melhoraram a vida em fadiga mecânica de baixo ciclo quando comparadas com corpos de prova apenas usinados, indicando que esses dois processos dificultaram o movimento das discordâncias próximas à superfície durante a fadiga mecânica. Após metade do número de ciclos para falha por fadiga mecânica ocorreu relaxamento da tensão residual de compressão em mais de 50 % para as duas operações quando comparado com o relaxamento dos corpos sem nenhum ciclo de fadiga. Entretanto, no que diz respeito às microtensões, não ocorreram mudanças após meio ciclo de fadiga para os dois tratamentos. Além disso, o aumento da pressão de roleteamento de 40 bar para 300 bar aumentou em 50 vezes o tempo de vida do material.

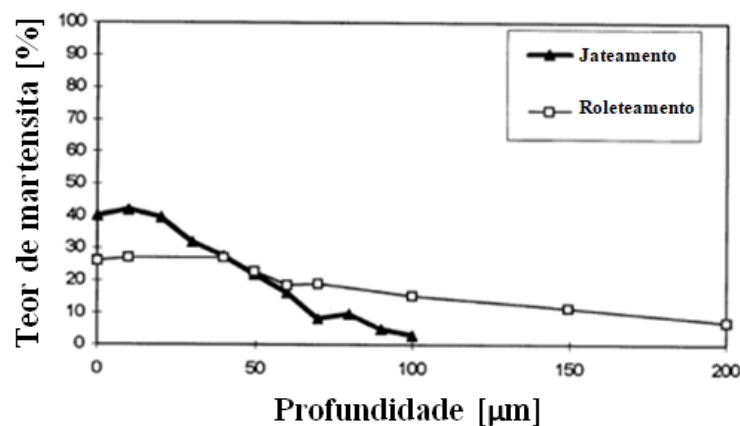


FIGURA 2.21 – Teor de martensita- $\alpha'$  em função da profundidade abaixo da superfície após roleteamento e jateamento.

FONTE: Adaptado de ALTENBERGER *et al.*, 1999, p. 4

Em outro estudo, Altenberger *et al.* (2003) avaliaram a estabilidade térmica da microestrutura superficial do aço inoxidável austenítico AISI 304 e da liga de titânio Ti-6Al-4V após roleteamento ou *laser shock peening* (LSP). No aço AISI 304, o roleteamento promoveu uma complexa estrutura subsuperficial de grãos austeníticos e martensíticos em nanoescala, com profundidade de 1 a 2  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície, como mostrado na FIG. 2.22. Essa camada nanocristalina foi induzida por deformação plástica e recristalização estática e contém grãos com diâmetro de 20 a 100 nm. O aumento da temperatura de 25° C (FIG. 2.22a) para 450 °C (FIG. 2.22b) não provocou alteração na estrutura subsuperficial e o aumento para 600° C (FIG. 2.22c) pouco modificou essa estrutura. A partir dessa temperatura a recristalização e o aumento de grãos ocorreram como evidenciados na FIG. 2.22(d), que mostra a estrutura subsuperficial a 650 °C. Ao contrário do roleteamento, o LSP não induziu a nanocristalização, mas arranjos de discordâncias altamente emaranhados e densos foram observados nas regiões próximas à superfície. Para a liga de titânio, o roleteamento também induziu a estrutura nanocristalina de grãos similar ao AISI 304, mas com a distribuição do tamanho de grão mais ampla. A nanoestrutura ocasionada pelo roleteamento foi estável (sem recristalização estática e aumento de grãos) até 650 °C. Para o *laser shock peening* a estabilidade da alta densidade de discordâncias foi observada acima de 800 °C. Tanto o tamanho de grão nanocristalino quanto a alta densidade de discordâncias atuaram como obstáculos para a movimentação das discordâncias, aumentando assim a resistência mecânica à iniciação de trincas por fadiga mecânica.

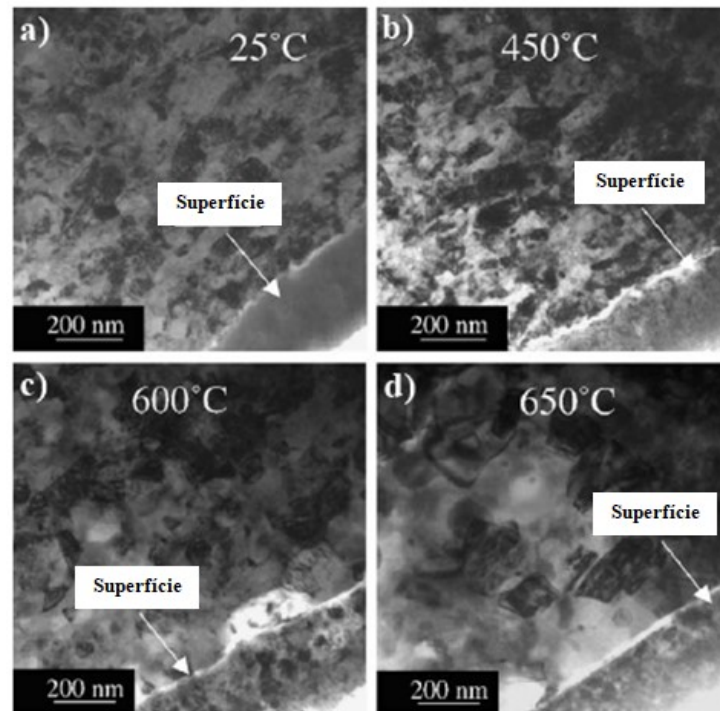


FIGURA 2.22 – Microestrutura próxima à superfície do aço AISI 304 após roleteamento e exposição térmica a: a) 25 °C, b) 450 °C, c) 600 °C e d) 650 °C.  
 FONTE – Adaptado de ALTENBERGER *et al.*, 2003, p. 1596

#### 2.2.4 Efeito do roleteamento sobre as tensões residuais

Tensões residuais podem ser entendidas como tensões remanescentes em um material após a retirada de uma carga externa ou de um gradiente de temperatura. Elas são consequência das interações entre tempo, temperatura, deformação e microestrutura, sendo assim influenciadas pelas características do material ou relacionadas ao material, como condutividade térmica, módulo de elasticidade, mecanismos de transformação, etc. (BHADESHIA, 2002).

Outra definição considera tensões residuais como tensões autoequilibrantes presentes em um material sob condições de temperatura uniforme. Já é consolidado que nenhum material ou componente mecânico está livre de tensão residual, sendo que uma grande variedade de estado de tensões residuais pode existir devido aos diversos tratamentos tecnológicos e processos de fabricação existentes (MACHERAUCH, 1987).

Segundo Macherauch (1987), as tensões residuais podem ser classificadas em três tipos:

- tensões residuais de primeira ordem (tipo I): chamadas de tensões residuais macroscópicas. São aproximadamente homogêneas (constante em magnitude e direção) em grandes áreas (diversos grãos) e estão em equilíbrio considerando todo o material;

- tensões residuais de segunda ordem (tipo II): denominadas tensões residuais microestruturais. São aproximadamente homogêneas apenas à distância de um grão ou de parte de um grão (áreas microscópicas, região intragranular), sendo equilibradas através de um número suficiente de grãos. Elas podem surgir entre diferentes fases de um material que apresentam diferentes propriedades físicas, ou entre precipitados (matrizes ou inclusões);
- tensões residuais de terceira ordem (tipo III): denominadas tensões residuais microlocalizadas. Elas são não homogêneas em algumas distâncias em nível atômico (áreas submicroscópicas) e podem ser equilibradas em uma parte de um grão do material.

Usualmente, a determinação da tensão residual ( $\sigma_r$ ) total que atua em um ponto do material é fornecida pela superposição desses três tipos de tensão residual (MACHERAUCH, 1987). A FIG 2.23 ilustra a distribuição da tensão residual total em um material policristalino ao longo de alguns grãos e a sua separação nos três tipos de tensão residual. As tensões do tipo I podem influenciar a vida em fadiga mecânica de um componente, evitando ou propiciando a abertura de trincas. Já as do tipo II e III, em geral, não são tão relevantes para a resistência a fadiga mecânica dos materiais. Segundo Lu (2002), as tensões residuais macroscópicas (tipo I) podem ser induzidas devido a:

- fluxo plástico não homogêneo do material sob ação de tratamento externo, como jateamento com granalha, *laser shock peening* ou roleteamento;
- deformação plástica não homogênea durante aquecimento ou resfriamento não uniforme como o tratamento térmico de têmpera;
- deformação estrutural ocasionada pelo trabalho metalúrgico (tratamento térmico);
- heterogeneidade de ordem química ou cristalográfica como na nitretação ou endurecimento da superfície;
- tratamentos de superfície, tais como cromagem, revestimento por deposição física de vapor (PVD) ou deposição química de vapor (CVD);
- diferenças nos coeficientes de expansão e incompatibilidade mecânica dos diferentes materiais presentes em compósitos, por exemplo, de matriz metálica e orgânica ou cerâmica.

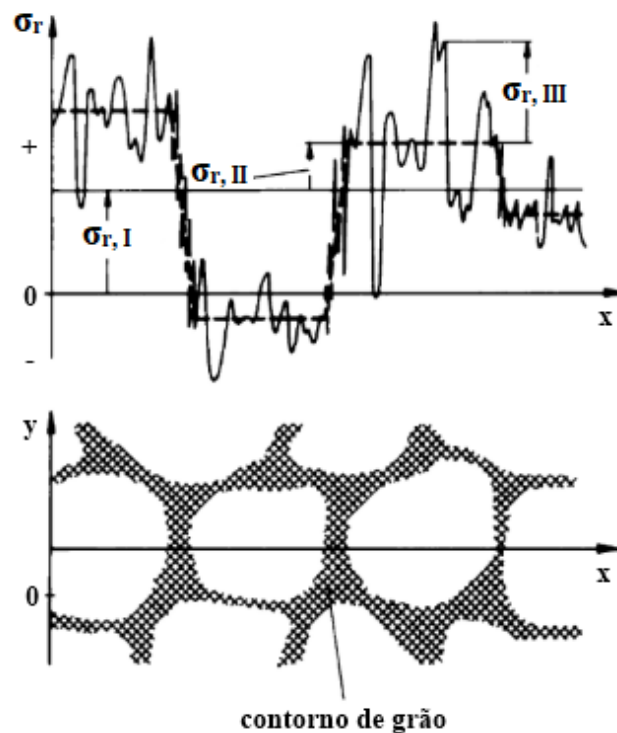


FIGURA 2.23 – Representação da distribuição da tensão residual total ao longo de alguns grãos em um policristal e a sua separação nos três tipos de tensão residual. FONTE – Adaptado de MACHERAUCH, 1987, p. 3

Trincas ocasionadas por fadiga mecânica geralmente se iniciam na superfície dos materiais e podem ser mitigadas pela indução de tensão residual de compressão. Essa mitigação depende fortemente da magnitude e da distribuição da tensão residual na peça (ZHUANG e HALFORD, 2001). Por outro lado, tensões residuais de tração próximas à superfície tendem a acelerar a iniciação e o crescimento de trincas por fadiga mecânica (WEBSTER e EZEILO, 2001).

A operação de roleteamento tem sido estudada com o objetivo principal de se avaliar a influência dos parâmetros sobre a tensão residual presente na superfície e subsuperfície da peça final.

He *et al.* (2018) utilizaram um modelo de análise numérica com um código comercial bidimensional de elementos finitos para simular e avaliar o efeito do avanço de roleteamento sobre a tensão residual. Durante a simulação, 90% da energia gerada pela deformação causada pelo roleteamento foi convertida em calor. Dados experimentais foram utilizados para validar o modelo proposto. Os resultados numéricos mostraram que o roleteamento induziu tensões residuais de compressão na superfície, em contraste com a tensão residual de tração induzida pelo torneamento. Os valores simulados apresentaram consistência com os valores

experimentais medidos pelo método do furo cego incremental. A redução do avanço na faixa testada (de 0,03 a 0,20 mm/volta) produziu tensão residual de compressão de maior intensidade.

Outra simulação numérica (tridimensional) por elementos finitos foi realizada por Perenda *et al.* (2015) para avaliar o efeito do roleteamento sobre tensões residuais de um aço baixa liga e de alta resistência (similar ao AISI 4340). As simulações numéricas foram comparadas com dados experimentais obtidos por difração de raios X (DRX), sendo a simulação numérica em um setor correspondente a 30° do corpo de prova adequada para estimar tensões residuais da superfície e o setor correspondente a um quarto (90°) do corpo de prova foi o mais indicado para se obter um perfil mais exato das tensões residuais abaixo da superfície do material.

Abrão *et al.* (2014b) avaliaram a influência da pressão e do número de passes do roleteamento sobre a tensão residual axial (tensão uniformemente distribuída na escala macroscópica) próxima à superfície do aço AISI 1060 temperado e revenido (dureza de 756 HV<sub>0,5</sub>). O torneamento prévio foi realizado a seco e com velocidade de 100 m/min, avanço de 0,01 mm/volta e profundidade de corte de 0,15 mm. A FIG. 2.24 mostra que a operação de roleteamento promoveu a mudança da tensão residual de tração induzidas pelo torneamento para valores compressivos. Além disso, o aumento da pressão de roleteamento aumentou de forma apreciável a intensidade da tensão compressiva, enquanto o aumento do número de passes alterou marginalmente essa intensidade.

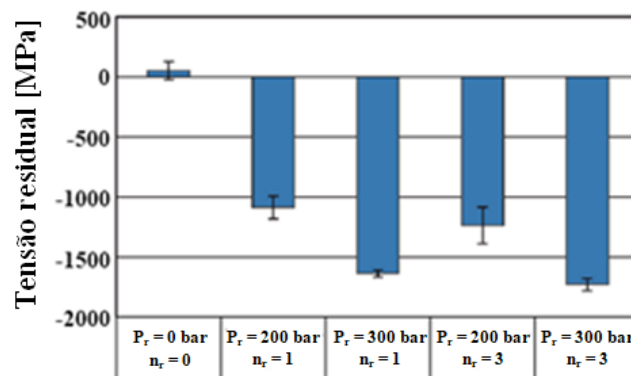


FIGURA 2.24 – Efeito da pressão de roleteamento e do número de passes sobre a tensão residual axial de um aço AISI 1060 temperado e revenido.

FONTE - Adaptado de ABRÃO *et al.*, 2014b, p. 556

Os estudos realizados por Abrão *et al.* (2014a) e Rodríguez *et al.* (2012) também indicaram a alteração da tensão residual trativa no torneamento para compressiva após o roleteamento, mas com influências distintas da pressão de roleteamento sobre a tensão residual.

No primeiro estudo, foi utilizado o aço AISI 1060 com tratamento térmico de recozimento pleno. Os resultados mostraram que o aumento da pressão de roleteamento não alterou drasticamente o valor da tensão residual de compressão (FIG 2.25). Para o segundo estudo, o aço estudado foi o AISI 1045 e o módulo da tensão residual de compressão aumentou com a pressão de roleteamento (FIG 2.26).

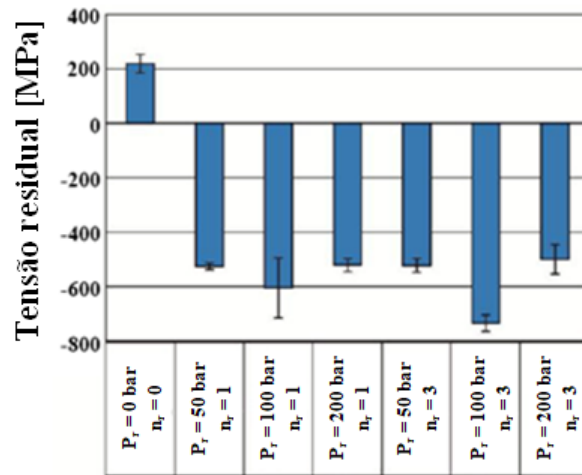


FIGURA 2.25 – Efeito dos parâmetros de roleteamento sobre a tensão residual em um aço AISI 1060 com recozimento pleno.

FONTE – Adaptado de ABRÃO *et al.*, 2014a, p. 35



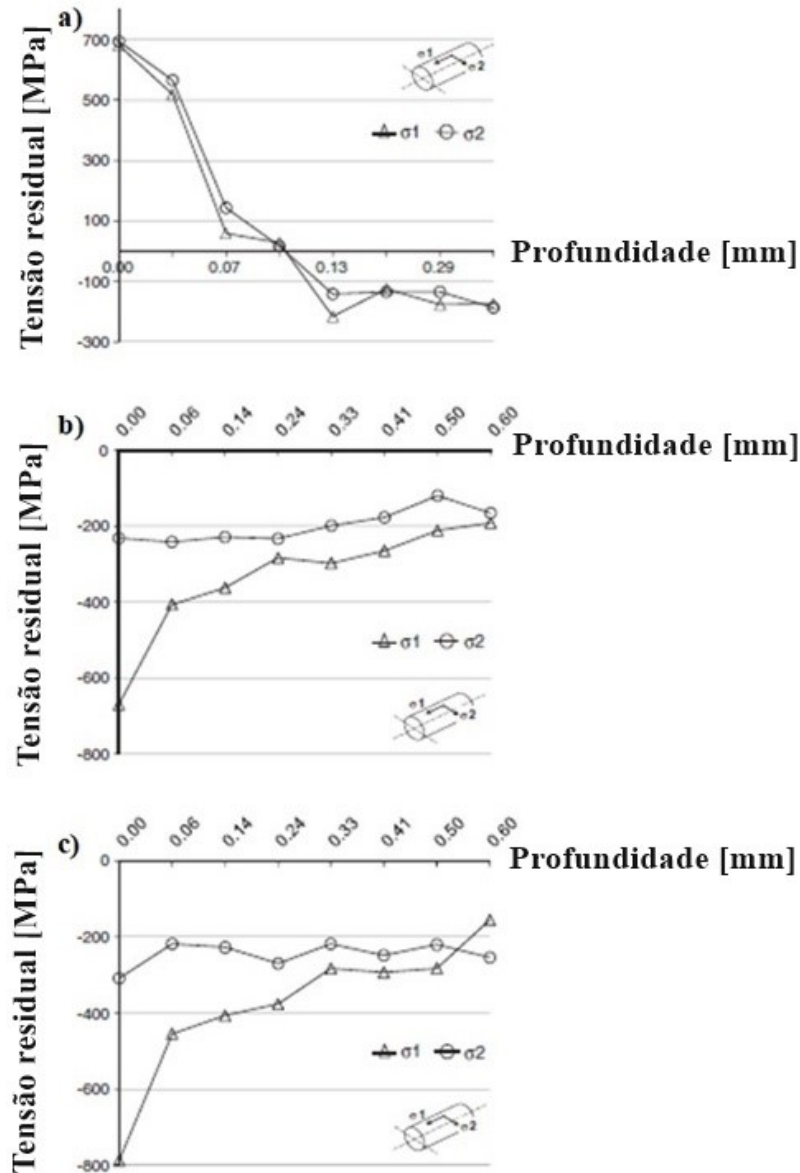


FIGURA 2.26 – Tensões residuais do aço AISI 1045 após a) torneamento, b) roleteamento com  $Pr = 10$  MPa e c) roleteamento com  $Pr = 20$  MPa.

FONTE – Adaptado de RODRÍGUEZ *et al.*, 2012, p. 2821

Um trabalho com o aço inoxidável austenítico AISI 304 roleteado foi realizado por Nikitin e Besel (2008) para avaliar o relaxamento da tensão residual e do encruamento após ensaio de fadiga axial (tração-compressão) ou tratamento térmico de recozimento. A difração de raios-X indicou o relaxamento da tensão residual de compressão após o recozimento a 200 °C por 100 horas, mas a redução do encruamento do material, medido através da largura a meia altura do pico (FWHM) de difração de raios-X, não foi observado. Para o recozimento a 600 °C por uma hora, ocorreu relaxamento da tensão residual de compressão e do encruamento, indicando que a energia de ativação para o encruamento é maior que a energia de ativação da tensão residual de compressão. Dentro das profundidades analisadas ocorreu relaxamento

contínuo das tensões residuais com o aumento do número de ciclos de fadiga, enquanto o encruamento permaneceu estável até 1000 ciclos de carregamento. Até o ponto da falha do corpo de prova, mais de 94 % da tensão residual e mais de 54 % do encruamento sofreram relaxamento. Para toda investigação à temperatura ambiente, o encruamento apresentou maior estabilidade do que o estado de tensão residual. Contudo, para fadiga isotérmica a elevada temperatura (400 °C), as duas características foram instáveis, tendo um relaxamento de 30 % da tensão residual e 10% do encruamento já no primeiro ciclo de carregamento e após 4000 ciclos, o relaxamento foi de 53 % e 26 %, respectivamente. Portanto, o encruamento foi mais estável que a tensão residual tanto para exposição térmica quanto para fadiga mecânica. O relaxamento da tensão residual foi fortemente dependente da temperatura quando o ensaio de fadiga ocorreu entre 25 e 200 °C, sendo que para valores mais altos, a dependência foi apenas da intensidade de tensão (FIG. 2.27a). Comportamento similar foi encontrado para o encruamento, mas novamente, essa característica foi mais estável e altamente sensível à temperatura do ensaio de fadiga até 300 °C (FIG. 2.27b). Em estudo anterior, Nikitin e Altenberger (2007) compararam a estabilidade da tensão residual e o comportamento no ensaio de fadiga axial (tração-compressão) do mesmo aço inoxidável austenítico AISI 304 para faixas de temperatura entre 25 e 600 °C após roleteamento ou *laser shock peening* (LSP). Os resultados mostraram que o LSP apresentou maior relaxamento de encruamento e de tensão residual de compressão do que o roleteamento em função da temperatura usada no ensaio de fadiga.

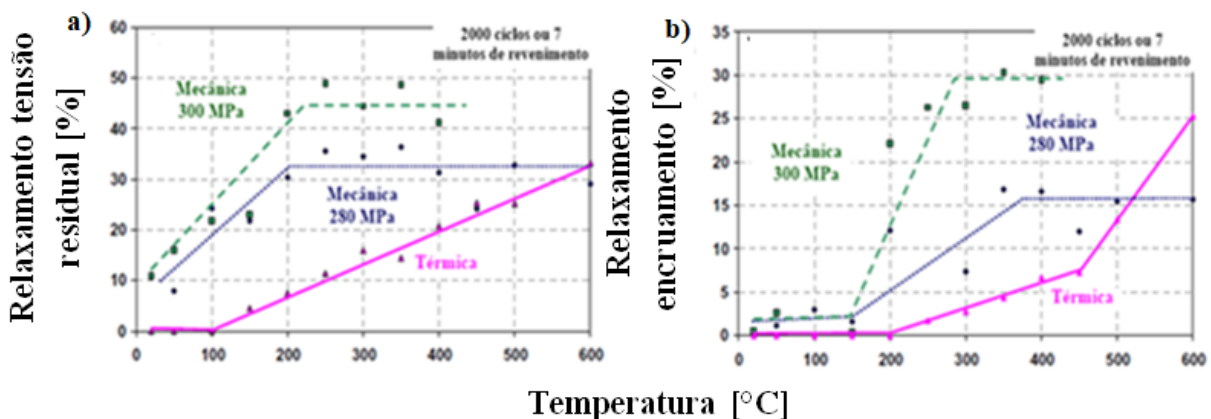


FIGURA 2.27 – Dependência térmica (7 minutos de revenimento em cada temperatura) e mecânica (após 2000 ciclos) do relaxamento a) da tensão residual de compressão e b) do encruamento para o AISI 304 roleteado.

FONTE – Adaptado de NIKITIN e BESEL (2008), p. 242

Blasón *et al.* (2017) analisaram o efeito da força de roleteamento sobre a tensão residual na superfície de dois aços classificados como D38MnV5S (um aço de referência e outro com

teor de carbono mais elevado). Os resultados de tensão residual obtidos com DRX indicam que no aço de referência, o valor de tensão residual compressiva máxima foi similar para as três forças de roleteamento avaliadas, entretanto, a maior força (1500 N), promoveu a maior profundidade dessa tensão. Já para o aço com alto carbono ficou evidenciado que quanto maior a força de roleteamento, maior a profundidade e maior o valor em módulo da tensão residual compressiva.

Para avaliar a influência do roleteamento sobre a tensão residual induzida no aço AISI 4140 temperado e revenido (dureza de 21 HRC), Meyer e Kämmler (2016) variaram o diâmetro da esfera cerâmica ( $d_e$ ) e a pressão de roleteamento. Para comparar o efeito do diâmetro, o valor da força de roleteamento (dependente da pressão e do diâmetro) foi mantido constante (1130 N) por meio da redução de pressão (85 bar) para o maior diâmetro (13 mm). A FIG. 2.28 mostra o perfil de tensão residual medido com XRD na direção do avanço em função do diâmetro, sendo que os perfis apresentaram tendências similares, mas valores e profundidades distintos. A esfera de maior diâmetro produziu tensão residual de compressão com maior módulo, mas a de menor diâmetro induziu maior profundidade.

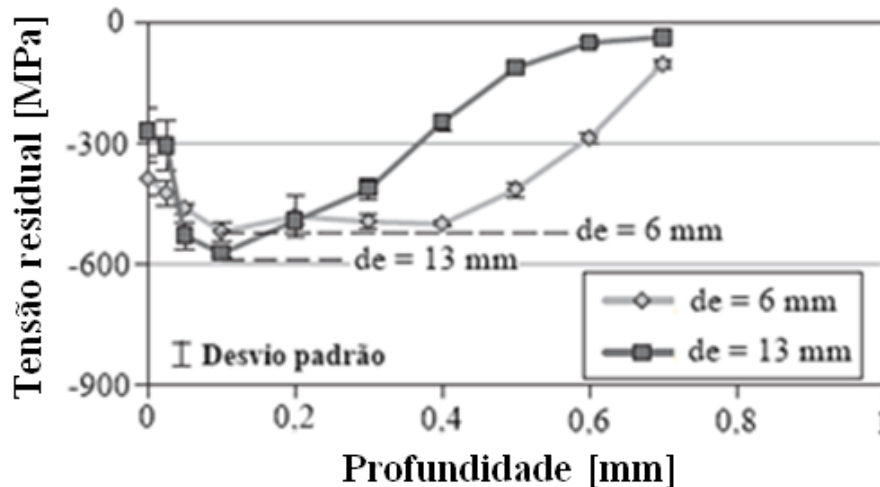


FIGURA 2.28 – Perfil da tensão residual em função do diâmetro da esfera.  
 FONTE – Adaptado de MEYER e KÄMMLER, 2016, p. 364

Quanto à influência do material da peça, Trauth *et al.* (2013) avaliaram a influência da pressão de roleteamento (100 e 400 bar), do diâmetro da esfera (6 e 13 mm), da sobreposição (30 e 80 %) e da velocidade de roleteamento (70 e 150 mm/s) sobre três materiais distintos: liga de níquel IN718 (ASTM B637), aço DIN 42CrMo4 (ASTM A322-4140) e ferro fundido GGG60 (ASTM A536-80-55-06). A FIG. 2.29 mostra que, para materiais diferentes, a tensão residual medida pelo método do furo cego incremental apresentou intensidades e

comportamentos distintos em função do parâmetro de entrada. Na FIG. 2.29(a), a elevação da pressão de roleteamento reduziu a tensão residual nos três materiais, provavelmente pela maior deformação plástica ocorrida. O diâmetro da esfera (FIG. 2.29b) apresentou comportamento similar a pressão de roleteamento para os três materiais. Exceto para o aço DIN 42CrMo4, o aumento da sobreposição (redução do avanço), como mostrado na FIG. 2.29(c), também intensificou a tensão residual de compressão, pois elevou a deformação plástica na região roleteada. Por fim, o aumento da velocidade (FIG. 2.29d) só intensificou a tensão compressiva na liga de níquel, mantendo-se constante no ferro fundido e reduzindo no aço. Esse comportamento pode estar ligado à temperatura durante o roleteamento e, conseqüentemente, ao relaxamento da tensão residual.

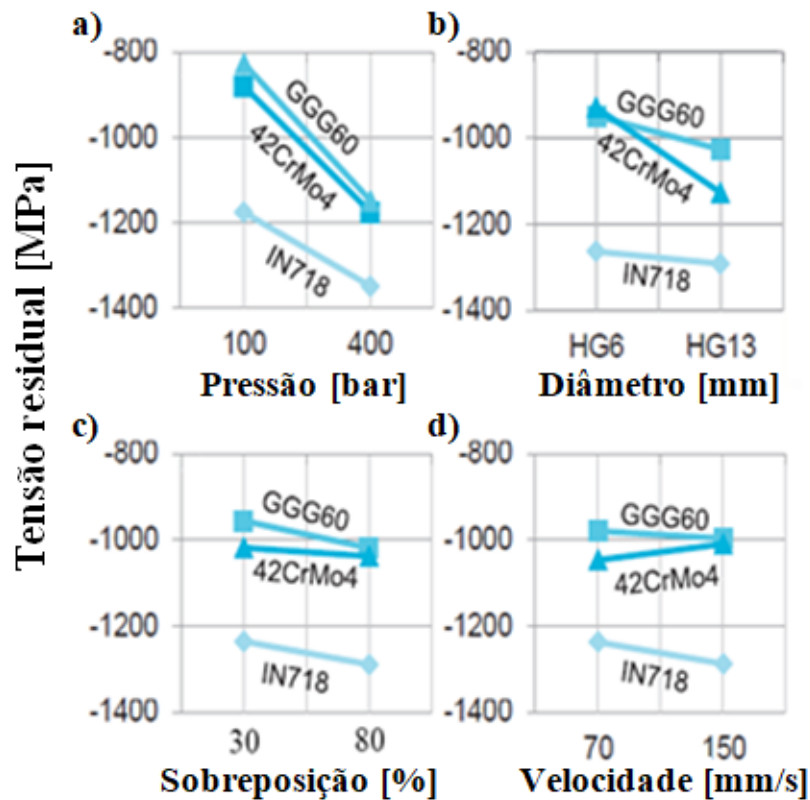


FIGURA 2.29 – Influência dos parâmetros de roleteamento sobre a tensão residual em três materiais diferentes: a) pressão, b) diâmetro, c) sobreposição e d) velocidade.  
 FONTE – Adaptado de TRAUTH *et al.*, 2013, p. 30

### 2.2.5 Efeito do roleteamento sobre a resistência à fadiga mecânica

O termo fadiga passou a ser utilizado por diversos pesquisadores na Europa a partir do século XVII para indicar falhas (trincas e fraturas) de componentes sob carregamento repetido ou cíclico (HOEPPNER, 1996). A fratura por fadiga mecânica inicia, em geral, com uma trinca

microscópica em uma região do material com alta tensão local, quase sempre onde existe um concentrador de tensão geométrico (JUVINALL e MARSHEK, 2008).

Alguns conceitos básicos sobre os padrões observados no comportamento da fadiga mecânica são destacados por Juvinal e Marshek (2008):

- a falha por fadiga mecânica resulta da deformação plástica repetida, ou seja, sem o escoamento plástico repetido não ocorre falha por fadiga mecânica;
- as falhas por fadiga mecânica ocorrem, geralmente, após milhares ou mesmo milhões de ciclos minúsculos de escoamentos, geralmente observados em nível microscópico. Essa falha pode ocorrer em níveis de tensão bem abaixo da tensão de escoamento ou do limite elástico do material;
- o escoamento plástico localizado pode caracterizar o início de uma falha por fadiga mecânica. Esse tipo de escoamento ocorre em locais vulneráveis da peça, como furos, quinas vivas, roscas, rasgos de chaveta, superfícies arranhadas e regiões com corrosão;
- a trinca iniciada por fadiga mecânica geralmente aumenta o concentrador de tensões, pois quando a trinca progride o material na raiz da trinca fica sujeito a um escoamento localizado reverso e destrutivo.

A vida em fadiga mecânica é usualmente dividida em dois períodos: iniciação (nucleação) da trinca e crescimento (propagação) da trinca. O período de iniciação inclui a nucleação da trinca e algum crescimento de microtrincas, mas que ainda são pequenas para serem visíveis. Já no segundo período, a macrotrinca evolui até a falha completa do componente. É importante considerar esses dois períodos de forma distinta, pois várias situações possuem influência sobre um período, mas uma influência limitada ou nenhuma sobre o outro período (SCHIJVE, 2009).

Dependendo do número de ciclos, a vida em fadiga mecânica pode ser dividida em baixo e alto ciclo. Segundo Schijve (2009), a fadiga mecânica de baixo e alto ciclo são representadas, respectivamente, por ciclos até  $10^4$  e acima de  $10^5$ , porém a fronteira entre esses dois tipos não é exatamente definida por um número específico de ciclos. Esse autor afirma que a principal diferença entre esses dois tipos é que o baixo ciclo está associado com a deformação macroplástica em cada ciclo, enquanto o alto ciclo está mais relacionado ao comportamento elástico em uma escala macroscópica do material.

O QUADRO 2.2 (Wagner, 1999) mostra a influência da rugosidade, do trabalho a frio e da tensão residual de compressão sobre a nucleação e a propagação de trincas em ligas de

titânio. Como visto anteriormente, o roleteamento influencia diretamente nesses três parâmetros. Portanto, a redução da rugosidade ocasionada pelo roleteamento contribui para retardar a nucleação da trinca, mas não atua sobre a propagação da mesma. Já o trabalho a frio (encruamento) gerado durante o roleteamento retarda a iniciação da trinca, porém acelera a propagação da mesma, ou seja, essa característica do roleteamento só é benéfica até o surgimento da trinca. Por fim, a tensão residual de compressão induzida pelo roleteamento pouco influencia a iniciação da trinca, mas é benéfica para retardar a propagação desta. Portanto, em geral o uso dessa operação contribui positivamente na resistência à nucleação e possui efeito neutro sobre a propagação da trinca em ligas de titânio.

QUADRO 2.2

Influência dos parâmetros de saída sobre a nucleação e a propagação de trincas em ligas de titânio.

<b>Parâmetro de saída</b>	<b>Nucleação da trinca</b>	<b>Propagação da trinca</b>
<b>Aumento da rugosidade</b>	Acelera	Sem efeito
<b>Aumento do trabalho a frio</b>	Retarda	Acelera
<b>Aumento da tensão residual compressiva</b>	Pouco ou sem efeito	Retarda

FONTE – Adaptado de WAGNER, 1999, p. 210

Klocke *et al.* (2011) usaram análise por elementos finitos (EF) para prever o comportamento em fadiga por flexão de baixo ciclo da liga de níquel IN718 e da liga de alumínio Ti-6Al-4V após o roleteamento. O objetivo do estudo foi o de reduzir custos com os testes experimentais de fadiga, pois o EF indicaria os parâmetros de roleteamento mais adequados para maior resistência à fadiga por flexão. Os resultados experimentais mostraram que a operação de roleteamento aumentou a vida em fadiga mecânica para os dois materiais testados e a simulação feita indicou esse comportamento por meio da distribuição de tensão durante o teste de fadiga. O resultado da análise por EF permitiu concluir que devido à tensão residual de compressão e ao endurecimento provocado pelo roleteamento, a concentração de tensão para iniciar a trinca por fadiga foi afastada da região roleteada, indicando que essa operação aumentou a resistência à fadiga mecânica dos dois materiais.

Hassan e Momani (2000) avaliaram a influência do roleteamento com esfera aplicado posteriormente à operação de jateamento com granalha sobre a resistência à fadiga por flexão rotativa e ao desgaste por corrosão. Nesse estudo, foram utilizados dois metais não ferrosos: alumínio comercialmente puro (99,85 % Al) e latão (JIS H3250 C3604). Os dois materiais

foram recozidos e torneados antes do jateamento e do roleteamento e os resultados da vida em fadiga são mostrados nas FIG. 2.30(a) e 2.30(b). O jateamento aumentou a vida dos dois materiais quando comparado à operação de torneamento, porém com a inclusão do roleteamento o número de ciclos foi ainda maior. Esse comportamento foi explicado pelo fato de tanto o jateamento quanto o roleteamento induzirem tensões residuais compressivas na superfície por meio de deformação plástica, dificultando assim a propagação de trincas durante a aplicação de tensões alternadas. Porém, os autores ressaltam que os parâmetros das duas operações devem ser bem controlados, uma vez que, o aumento excessivo da deformação plástica deteriora a superfície e, conseqüentemente, reduz a resistência à fadiga.

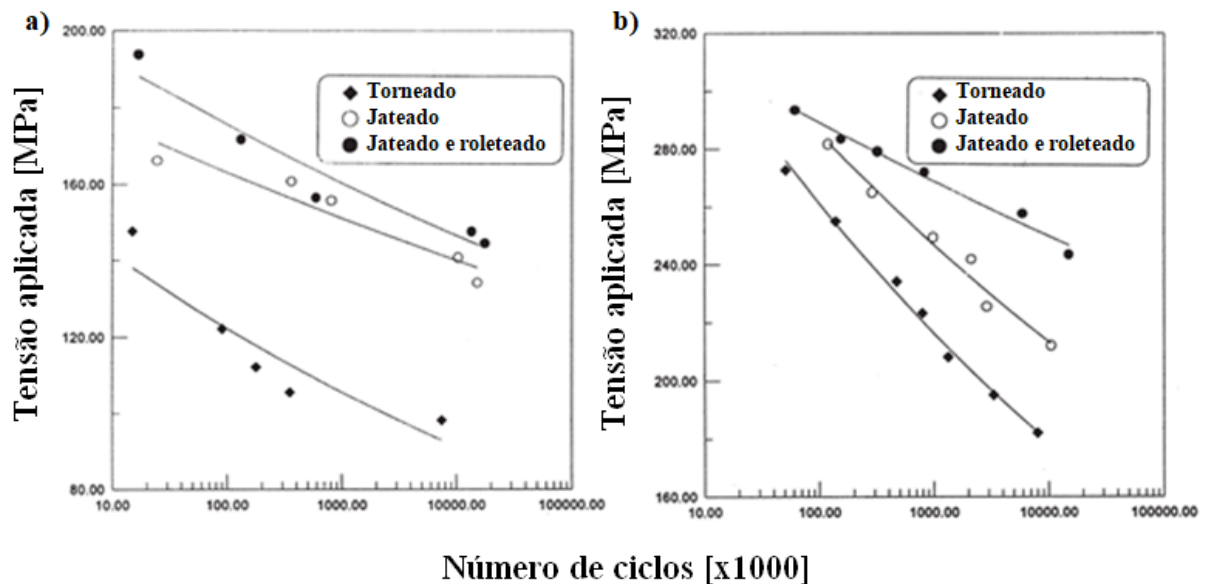


FIGURA 2.30 – Vida em fadiga após o torneamento, o jateamento e o roleteamento: a) alumínio e b) latão.  
 FONTE – Adaptado de HASSAN e MOMANI, 2000, p. 1783

A combinação do roleteamento com esferas e a cementação por plasma foi proposta por Tsuji, Tanaka e Takasugi (2008). Embora a cementação por plasma seja utilizada para endurecimento superficial, ela causa baixa resistência à fadiga axial (tração-compressão), devido à fragilização da camada endurecida, ao desaparecimento de tensão residual de compressão e ao crescimento de grão por aquecimento. O material utilizado foi a liga de titânio Ti-6Al-4V (380 HV) com tamanho de grão de 10  $\mu\text{m}$  e presença de 20 % de fase  $\alpha$  e 80 % de fase  $\beta$ . A rugosidade da superfície foi consideravelmente reduzida após o roleteamento quando comparada com a superfície sem tratamento e a superfície cementada por plasma à baixa temperatura. Os resultados indicaram que a resistência à fadiga foi levemente reduzida após a carbonização por plasma devido à ausência de tensão residual de compressão. O roleteamento

produziu uma melhora considerável na vida em fadiga do material, apresentando valores próximos para os corpos apenas roleteados e os corpos cementados e roleteados. Esse comportamento foi ocasionado pela indução de tensões residuais de compressão pelo roleteamento. Além disso, para fadiga de alto ciclo, a iniciação da trinca em corpos roleteados ocorreu abaixo da camada superficial que apresentou tensão residual de compressão, o que confirma o modelo de Hertz. Já para os outros corpos de prova a trinca foi iniciada na superfície. A combinação da cementação por plasma com o roleteamento foi indicada para obtenção de uma superfície extremamente dura (650 HV) e resistente ao desgaste e à fadiga.

Nalla *et al.* (2003) e Altenberger *et al.* (2012) investigaram a influência do roleteamento e do *laser shock peening* (LSP) sobre a fadiga axial (tração-compressão) da liga de titânio Ti-6Al-4V sob temperatura ambiente e temperaturas elevadas. Os dois estudos indicaram que na temperatura de 25 °C o roleteamento aumentou a vida em fadiga do material (FIG. 2.31a). Sob temperaturas de 250, 350, 450 e 550 °C, o roleteamento apresentou uma melhora da vida em fadiga em relação ao não roleteado, mas devido à alta temperatura, a resistência à fadiga foi reduzida. Além disso, o roleteamento e o LSP foram benéficos tanto para a vida em fadiga de baixo ciclo (FIG. 2.31b) quanto para fadiga de alto ciclo ( $>10^6$ ) mesmo sob temperaturas elevadas, sendo o primeiro mais efetivo, embora o efeito tenha reduzido para próximo de zero quando o período de vida foi menor que  $10^3$  ciclos. Um estudo similar foi realizado por Nikitin *et al.* (2004), mas o material analisado foi o aço inoxidável austenítico AISI 304. Independentemente da temperatura dos testes, os dois tratamentos aumentaram a vida em fadiga em relação aos corpos de prova apenas usinados, sendo o efeito do roleteamento ligeiramente superior. Para o roleteamento e o LSP foi observado que a elevação da temperatura aumentou o relaxamento das tensões residuais compressivas.



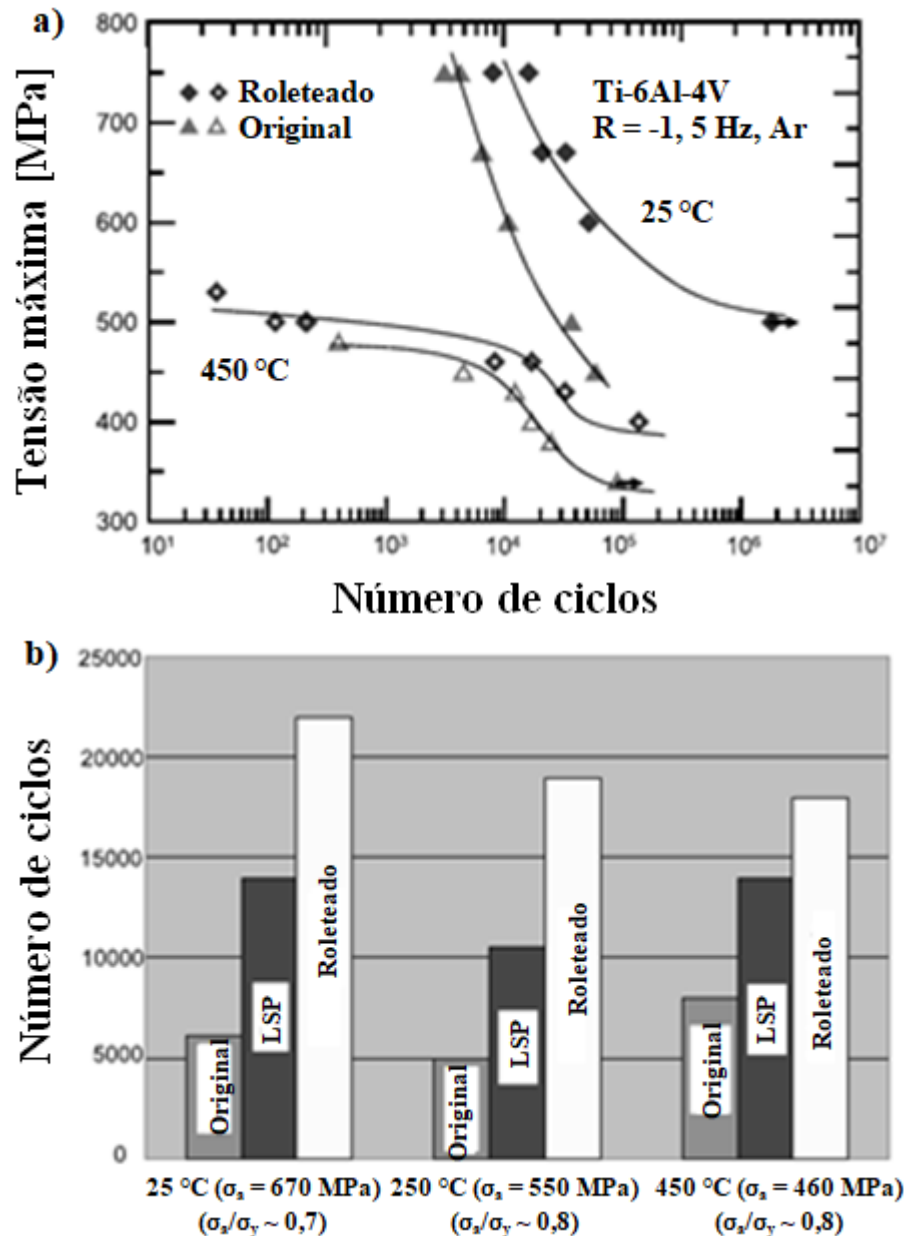


FIGURA 2.31 – Vida em fadiga: a) a 25 e 450 °C do material com e sem roleteamento, b) de baixo ciclo a 25, 250 e 450 °C do material original, do *laser shock peening* e do roleteado.  
 FONTE – Adaptado de NALLA *et al.*, 2003, p. 220

Wagner (1999) analisou a influência do jateamento com granalha e do roleteamento sobre a fadiga por flexão rotativa e axial (tração-compressão) de duas ligas de titânio ( $\alpha+\beta$  e Beta C) e as comparou com resultados para ligas de alumínio (2024 Al) e magnésio (AZ 80). Os resultados mostraram que, para fadiga de alto ciclo, os corpos de prova com superfície tratada mecanicamente (jateamento e roleteamento) apresentaram nucleação da trinca na subsuperfície devido a tensões residuais de tração que equilibram o campo de tensão compressiva presente nas camadas mais externa da superfície (tal comportamento é ilustrado na FIG. 2.32). O roleteamento produziu tensões residuais de compressão de menor intensidade,

mas com maior profundidade quando comparado ao jateamento para liga Beta C. O roleteamento também aumentou a vida em fadiga de corpos de prova da liga de alumínio, principalmente, quando a força de roleteamento aumentou. Comportamento semelhante foi encontrado para a liga de magnésio, sendo o jateamento de alta intensidade (maior velocidade do abrasivo) prejudicial à resistência à fadiga dessa liga devido ao aumento da rugosidade.

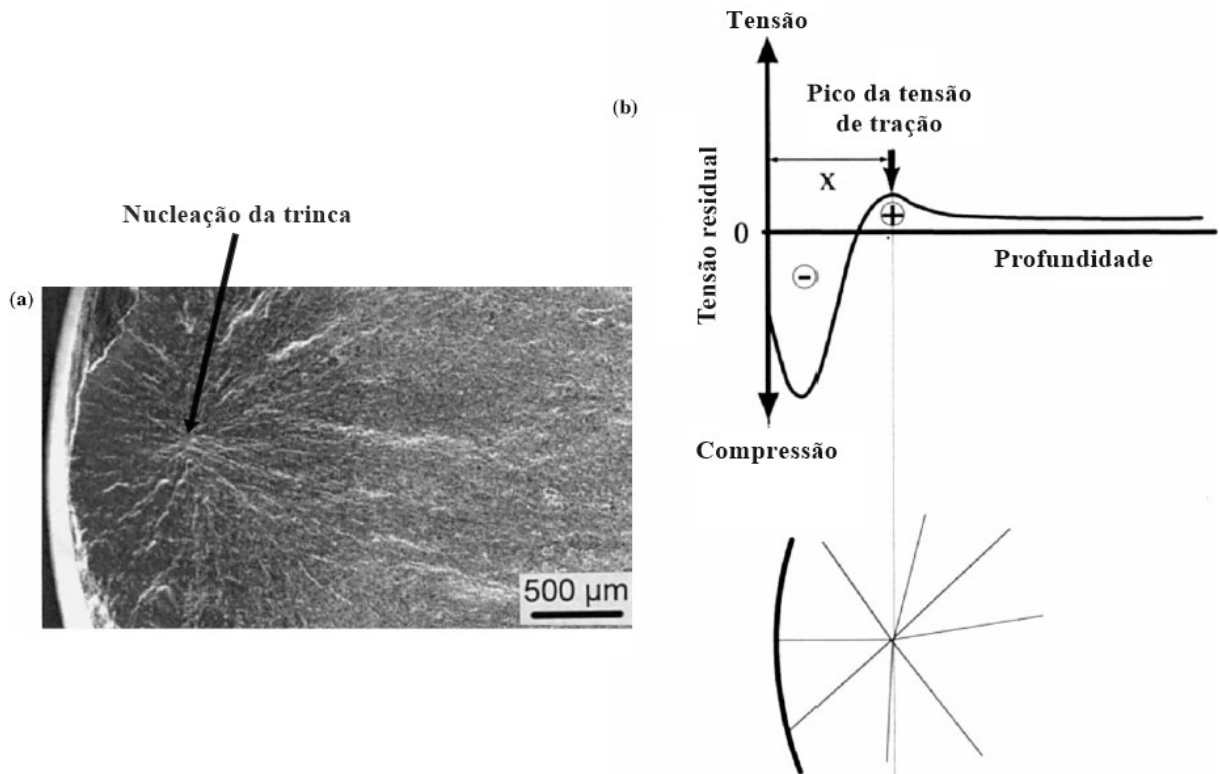


FIGURA 2.32 – a) Nucleação da trinca por fadiga na subsuperfície da liga de titânio  $\alpha+\beta$  roleteada com rolete e b) esquema do perfil de tensão residual abaixo da superfície.  
 FONTE – Adaptado de WAGNER, 1999, p. 211

Outro estudo que analisou a influência do roleteamento e do jateamento com granalha sobre a vida em fadiga por flexão rotativa de uma liga de titânio Ti-10V-2Fe-3Al foi realizado por Drechsler, Dörr e Wagner (1998). Os resultados mostraram que, para forças de roleteamento acima de 1000 N, os corpos de prova com entalhes apresentaram fissuras nessas regiões. Além disso, o aumento da força de roleteamento aumentou a vida em fadiga mecânica, mas ocorreu saturação desse aumento quando a força atingiu 1600 N. Já para o jateamento, o aumento na intensidade Almen até o valor de 0,2  $\text{mmA}_2$  aumentou a vida em fadiga, sendo que, após esse valor, a vida diminuiu. O método Almen é um procedimento internacionalmente adotado para especificar a intensidade do jateamento e parte do princípio de que deformações iguais em chapas finas padronizadas correspondem a aplicações de iguais intensidades. Almen padronizou três tipos de plaquetas de aço com iguais dimensões, dureza, planicidade,

acabamento, etc., variando apenas a espessura (Zirtec, s.d.). A plaqueta jateada é levada ao micrômetro para medição da flecha de deformação, mas no lado não jateado. Essa leitura, em polegadas ou milímetros é o que se denomina Número de Almen. Por exemplo, a faixa de 0,25 a 0,38 A (mm) indica que a intensidade a ser aplicada na peça deve estar compreendida entre os limites que provoquem deformações na plaqueta selecionada entre 0,25 e 0,38 mm. Às vezes é representada como 0,010A<sub>2</sub>, em que o “2” indica o tipo de plaqueta selecionada segundo o teste de Almen (Zirtec, s.d.).

Zhang e Lindemann (2005) investigaram o efeito do roleteamento sobre a resistência à fadiga por flexão rotativa de alto ciclo para liga de magnésio AZ 80 de alta resistência forjada. Todos os corpos de prova usinados para os testes de fadiga passaram pela operação de eletropolimento para remover a tensão residual deixada pela usinagem. O aumento da força de roleteamento até 200-300 N aumentou a vida da peça e forças acima desse ponto reduziram a vida, uma vez que ocasionaram defeitos na superfície (microtrincas e lascamentos) que atuaram como concentradores de tensão, diminuindo assim a resistência à fadiga mecânica. Para força de roleteamento de 200 N a vida em fadiga aumentou duas ordens de magnitude quando comparada aos corpos de prova sem roleteamento. Por fim, o roleteamento ocasionou mudança da iniciação da trinca para a subsuperfície do material e não mais na superfície como nos corpos de prova não roleteados.

Um estudo realizado por Prevéy e Cammett (2001) investigou a influência do roleteamento com esfera de uma liga de alumínio (7075-T6) sobre a resistência à fadiga por flexão de quatro pontos. Alguns corpos de prova foram colocados em ambiente com névoa salina durante 100 ou 500 h a 35 °C. A FIG. 2.33 mostra as curvas obtidas para as diversas condições testadas. Os corpos de prova apenas fresados apresentaram resistência à fadiga de 200 MPa para  $2 \times 10^6$  ciclos e os banhos de sal reduziram este valor em 50 %. O roleteamento aumentou a resistência à fadiga mesmo para os corpos com banho de sal, superando a resistência dos corpos de prova apenas usinados. Além disso, todos os corpos de prova roleteados apresentaram iniciação da trinca por fadiga de 1 a 1,3 mm abaixo da superfície, indicando que a camada compressiva formada era menor que esta profundidade. Nos corpos com corrosão (banho de sal), o roleteamento neutralizou a iniciação de trinca na região da superfície danificada pela corrosão.

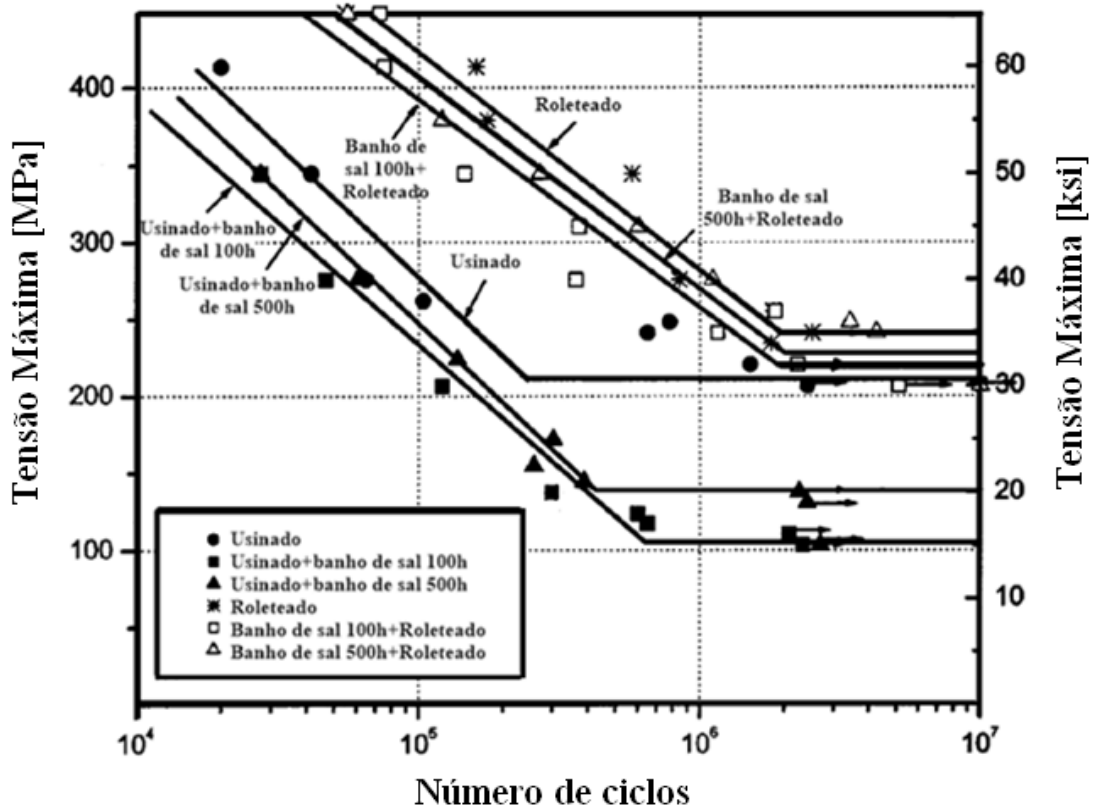


FIGURA 2.33 – Dados de fadiga por flexão de 4 pontos para alto ciclo.  
 FONTE: Adaptado de PREVÉY e CAMMETT, 2001, p. 553

Kloos, Fuchsbauer e Adelman (1987) investigaram os parâmetros ótimos de roleteamento com roletes para aumentar a resistência à fadiga por flexão rotativa do ferro fundido AISI 32510 e do aço AISI 8620 (37CrS4) endurecido e revenido com três níveis de resistência mecânica. Foi observado que a pressão de roleteamento possui grande influência sobre o aumento da resistência à fadiga. As amostras com entalhe apresentaram aumento significativo da resistência à fadiga após o roleteamento, sendo o aumento percentual maior nos espécimes de ferro fundido do que nos de aço. Contudo, para ambos os materiais a resistência à fadiga aumentou com a elevação da pressão de roleteamento até um valor específico para cada material, caindo a partir desse valor. O aumento no número de passes também ocasionou aumento da resistência à fadiga. O roleteamento compensou o efeito danoso do entalhe sobre a vida em fadiga, ou seja, esses corpos apresentaram resistência à fadiga semelhante aos corpos de prova sem roleteamento e entalhe. No aço AISI 8620 foi observado que a iniciação da trinca por fadiga ocorreu na subsuperfície dos corpos com maiores resistência à tração, enquanto que os espécimes de aço com menor resistência apresentaram iniciação da trinca por fadiga na superfície. Isso pode ser explicado pela presença de tensão residual de compressão mais intensa após o roleteamento nos corpos com maior resistência. Quanto aos corpos de prova com entalhe,

a tensão residual de compressão induzida pelo roleteamento retardou ou mesmo interrompeu a propagação de trincas, geralmente originadas na raiz do entalhe.

Para investigar a influência do roleteamento sobre o crescimento da trinca em testes de fadiga por flexão rotativa de três pontos, Regazzi, Beretta e Carboni (2014) utilizaram o aço SAE 4130 temperado e revenido aplicado em eixos ferroviários. Após o roleteamento com roletes foram introduzidos dois defeitos semicirculares (defasados em  $180^\circ$ ) na região roleteada por meio da operação de eletroerosão. Três tamanhos de defeitos foram testados, com raio de 2, 3 e 4 mm. Os resultados mostraram que os ciclos de fadiga aplicados não foram capazes de alterar o campo de tensão residual induzidos pelo roleteamento. Esse campo apresentou profundidades estimadas entre 3 e 4 mm. A relação entre a profundidade do entalhe e a profundidade da camada superficial afetada pela tensão residual de compressão foi importante para a iniciação e propagação de trincas. O aumento dessa relação favoreceu a iniciação e propagação de trincas.

Abrão *et al.* (2015) avaliaram a influência de carregamentos cíclicos sobre as tensões residuais produzidas após o roleteamento do aço AISI 1060. O aço foi submetido a três tratamentos térmicos diferentes: recozimento subcrítico, recozimento pleno e endurecimento por têmpera e revenimento. Os parâmetros de roleteamento variados foram pressão e número de passes, enquanto a velocidade foi fixada em 100 m/min e o avanço em 0,07 mm/volta. O carregamento cíclico foi realizado com teste da fadiga por flexão rotativa, sendo aplicadas cargas correspondentes a de 50 ou 80 % das tensões de escoamento ( $\sigma_e$ ). Os autores definiram números de ciclos iguais a um, 10, 100, 1000 e  $10^6$  para avaliar o relaxamento das tensões residuais. Os resultados mostraram a presença de tensão residual de tração ou nula devido ao torneamento dos corpos de prova, porém a mesma se tornou compressiva após o roleteamento. Para o aço com recozimento subcrítico não ocorreu relaxamento significativo da tensão residual de tração induzida pelo torneamento e nem da tensão residual compressiva próxima à superfície com o aumento do número de ciclos, independentemente da tensão aplicada (50 ou 80 %  $\sigma_e$ ). O aço com recozimento pleno também apresentou comportamento similar ao submetido ao recozimento subcrítico. Quanto ao aço endurecido, foi observado que não ocorreu modificação na tensão residual com o aumento de número de ciclos, independentemente da tensão aplicada, mas para o carregamento cíclico com 80 %  $\sigma_e$ , a tensão residual de compressão após roleteamento sofreu relaxamento significativo com o aumento do número de ciclos. Além disso, sob tensões de 80 %  $\sigma_e$  todos os corpos de prova endurecidos romperam antes de atingir um milhão de ciclos. Por fim, a microscopia eletrônica de varredura da região fratura dos corpos

de prova endurecidos sugeriu que sem roleteamento a trinca iniciou-se na superfície (FIG. 2.34a), enquanto que nos corpos roleteados as trincas iniciaram no interior das amostras, como ilustrado nas FIG. 2.34(b) e FIG. 2.34(c).

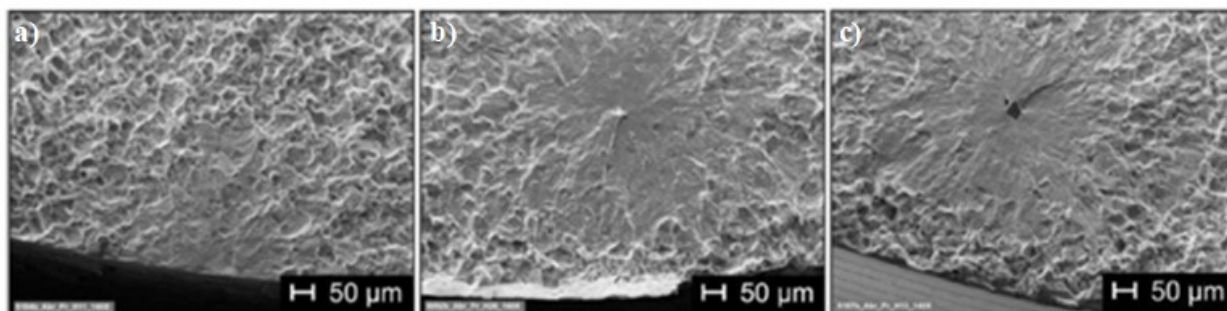


FIGURA 2.34 – Fratura do aço AISI 1060: a) apenas torneado (60211 ciclos), b)  $Pr = 200$  e  $n_r = 1$  (354159 ciclos) e c)  $Pr = 200$  e  $n_r = 2$  (119471 ciclos).

FONTE – Adaptado de ABRÃO *et al.*, 2015, p. 1945

Avilés *et al.* (2013) avaliaram a influência da operação de roleteamento sobre a resistência à fadiga por flexão rotativa mecânica do aço médio carbono AISI 1045. A curva de fadiga mecânica obtida para os corpos de prova roleteados e não roleteados indicou um aumento na resistência à fadiga de 22,5 % após roleteamento. Em tensões elevadas (fadiga de baixo ciclo) dois tipos de amostras apresentaram nucleação de diversas trincas secundárias na superfície, enquanto que, para a fadiga mecânica de alto ciclo, os corpos roleteados não apresentaram trincas secundárias. Outro estudo sobre a resistência à fadiga por flexão rotativa do aço AISI 1045 após roleteamento com esfera foi realizado por Seemikeri, Brahmankar e Mahagaonkar (2008). A vida em fadiga da amostra apenas torneada foi de 238798 ciclos e os resultados permitiram estabelecer uma relação entre rugosidade após o roleteamento e a vida em fadiga, sendo que o aumento no valor de  $R_a$  reduziu a vida do componente, reforçando a importância da qualidade superficial sobre a resistência à fadiga mecânica. A análise de variância mostrou que o único fator significativo sobre a vida em fadiga mecânica foi a pressão de roleteamento. Além disso, todos os corpos de prova apresentaram vida mais longa quando comparados ao corpo de prova não roleteado (aumento na vida em fadiga entre 18 a 612 %).

### 2.3 Considerações parciais

Com os estudos analisados neste trabalho, percebe-se que a pressão, avanço, velocidade e número de passes de roleteamento são os principais parâmetros de entrada analisados. A deformação plástica na superfície é sempre relacionada como um dos principais efeitos do

roleteamento, mas a intensidade dessa característica é avaliada apenas de forma qualitativa através de imagens (microscopia ótica, metalografia, etc.) ou de forma indireta pela rugosidade, dureza superficial ou difração de raios-X.

Quanto à qualidade superficial, o roleteamento induz superfícies planas e reduz a rugosidade em até uma ordem de grandeza. Em geral, todos esses quatro parâmetros de entrada apresentam um valor ótimo para reduzir a rugosidade, sendo que para valores baixos de pressão, a redução do avanço ou a elevação do número de passes e o aumento da velocidade podem causar deterioração da superfície devido ao excesso de deformação plástica ou aumento da vibração, respectivamente. Não existe consenso sobre os parâmetros mais influentes sobre o acabamento, mas os estudos apontam, para o avanço e a pressão (força de roleteamento).

Em relação à dureza superficial, o parâmetro de entrada mais significativo é a pressão de roleteamento, sendo que o seu aumento sempre eleva o valor da dureza e a espessura da camada afetada devido ao aumento do encruamento do material. O aumento do número de passes apresenta o mesmo comportamento da pressão, porém mantém a espessura da camada endurecida. Já a elevação da velocidade ou do avanço, em geral, reduz a dureza superficial provavelmente pelo menor tempo e intensidade da deformação plástica, respectivamente.

Sobre a microestrutura do material, alguns trabalhos mostram que para alguns materiais o roleteamento ocasiona transformação de fases, como por exemplo, austenita retida em martensita. Em alguns casos, o roleteamento produziu uma fina camada com nanogrãos na superfície e posteriormente regiões com alta densidade de discordâncias. Muitos trabalhos relatam que a pressão de roleteamento é o parâmetro que mais afeta a microestrutura, podendo até provocar o desaparecimento dos contornos de grão. Ainda é necessário estudar a possível modificação da orientação cristalográfica dos grãos (textura) após roleteamento.

Nos trabalhos analisados, os métodos de furo cego e difração de raios X foram utilizados na medição de tensão residual após o roleteamento. Os resultados mostram que a pressão de roleteamento é o principal parâmetro de influência sobre o módulo da tensão residual compressiva na superfície e subsuperfície. Em geral, um aumento da pressão, número de passes e sobreposição (redução do avanço) elevam o módulo dessa tensão, mas para velocidade de roleteamento esse comportamento é contrário, sendo que os autores alegam aumento de temperatura durante a operação. Esse fato ainda precisa ser confirmado, pois nenhum dos trabalhos mediu a temperatura durante o roleteamento.

O roleteamento é benéfico na vida em fadiga mecânica e o parâmetro de maior influência é a pressão de roleteamento. Para cada material existe uma pressão de roleteamento ótima, uma vez que, valores acima provocam lascamentos ou microtrincas na superfície devido

ao excesso de deformação plástica. O roleteamento também aumenta a vida em fadiga mecânica em ambientes com corrosão (banho de sal, etc.). Na maioria dos casos, essa operação muda a origem da trinca por fadiga da superfície para uma região subsuperficial que está localizada a uma profundidade após o fim da região com tensão residual compressiva induzida pelo roleteamento. Em geral, o roleteamento não é efetivo no aumento da resistência à fadiga sob altas temperaturas e em baixo ciclo (alto carregamento), porque provocam o relaxamento e geram instabilidade das tensões residuais compressivas, respectivamente.

Em alguns trabalhos a temperatura de roleteamento é analisada como parâmetro de entrada, como por exemplo, no roleteamento criogênico ou roleteamento a quente, mas ainda não como parâmetro de saída da operação. Os trabalhos analisados mostram que a temperatura pode influenciar na dureza (encruamento), na tensão residual e na microestrutura através de mudança de fase ou até com a presença de camada branca na superfície. No trabalho realizado por Abrão *et al.* (2014c), foi constatada a presença de camada branca após o roleteamento, e a impossibilidade de medição da temperatura de roleteamento não permitiu determinar com clareza a origem dessa camada. Até o momento, apenas um estudo (LEONG e LYE, 1989) avaliou a temperatura de roleteamento, mas de forma qualitativa, ou seja, mostrou apenas o comportamento de aumento da temperatura durante cada passe do roleteamento. Portanto, quantificar a temperatura durante o roleteamento é de fundamental importância para avaliar a sua influência sobre diversos aspectos citados.

A técnica de difração de elétrons retroespalhados (EBSD) possibilita identificar mudanças de fases, tamanho de grão e orientações cristalográficas do material. Segundo Brewer, Field e Merriman (2009), essa técnica pode avaliar a deformação plástica devido a sua sensibilidade aos efeitos coletivos das discordâncias acumuladas na rede cristalina. Essa técnica não é nova, porém ainda é pouco aplicada no roleteamento devido às dificuldades na preparação das amostras e no tempo de microscopia eletrônica necessário para sua realização. Um exemplo é o trabalho realizado por Nagarajan *et al.* (2018) que utiliza o EBSD para relacionar os efeitos do roleteamento sobre o refinamento de grão, o encruamento e a tensão residual compressiva em duas superligas de níquel (Inconel 100 e Rolls Royce 1000).



### 3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo são apresentados os materiais, equipamentos e procedimentos necessários para a usinagem dos corpos de prova, a realização do roleteamento e posterior caracterização por ensaio de tração, rugosidade ( $R_a$ ,  $R_p$ ,  $R_v$  e  $R_z$ ), fadiga mecânica, temperatura, microscopia ótica, microscopia eletrônica de varredura, espectrometria de raios X, nanoindentação, microscopia de força atômica, metalografia, microdureza, mapa químico e difração de elétrons retroespalhados.

As atividades adotadas neste trabalho são indicadas na FIG. 3.1 e são detalhadas na seção 3.3.

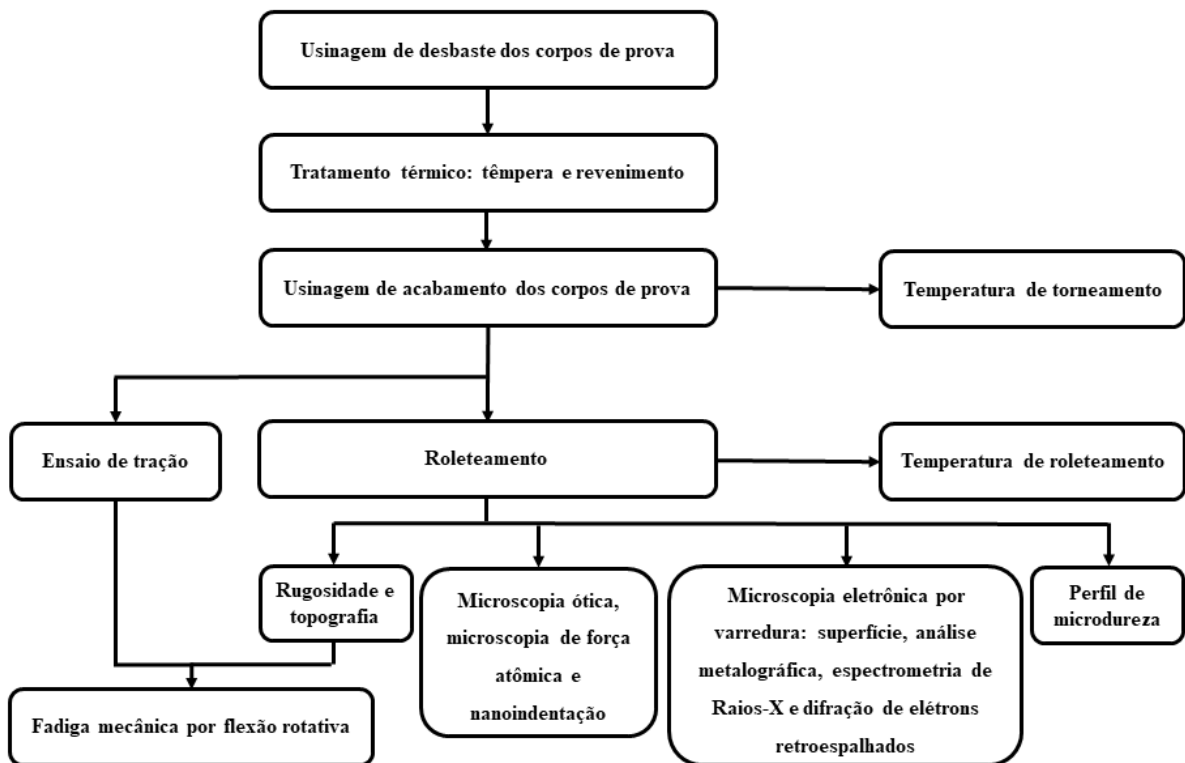


FIGURA 3.1 – Fluxograma das etapas adotadas neste estudo.

#### 3.1 Materiais

O material utilizado na fabricação dos corpos de prova foi o aço ABNT 4140 na forma de barras cilíndricas com 15,88 mm de diâmetro e 102 mm de comprimento. A análise química do material foi realizada por espectrometria de emissão ótica (base Ferro) realizada no Laboratório de Ensaio e Análises em Materiais (LAMAT) presente no SENAI de Itaúna-MG.

A TAB. 3.1 mostra os elementos que apresentaram concentração (% em peso) maior que 0,01% e suas respectivas incertezas. Esses valores foram coerentes (exceto para o manganês) com os apresentados por Silva e Mei (1988) para o aço AISI 4140 (equivalente ao ABNT 4140) com composição química nominal (% em peso) de: 0,40% C; 0,25% Si; 0,90% Mn; 0,95% Cr e 0,20% Mo.

O tratamento térmico do material foi realizado na empresa Combustol Minas Tratamento Térmico LTDA (Contagem, MG).

TABELA 3. 1  
Composição química dos corpos de prova obtido com Espectrometria de Emissão Ótica.

<b>Elementos</b>	<b>Concentração [% peso]</b>
<b>Carbono</b>	0,3925 ± 0,0090
<b>Silício</b>	0,2419 ± 0,0128
<b>Manganês</b>	0,8021 ± 0,0023
<b>Cromo</b>	0,9645 ± 0,0051
<b>Molibdênio</b>	0,1969 ± 0,0101
<b>Fósforo</b>	0,0247 ± 0,0083
<b>Enxofre</b>	0,0155 ± 0,0019
<b>Níquel</b>	0,0254 ± 0,0088
<b>Alumínio total</b>	0,0333 ± 0,0032
<b>Cobre</b>	0,1519 ± 0,0041
<b>Nitrogênio</b>	0,0105 ± 0,0019
<b>Ferro (Balanço)</b>	97,0948
<b>Outros</b>	0,0460

Para o torneamento a seco de desbaste e acabamento dos corpos de prova, foi utilizado um suporte neutro de toronar Mitsubishi Carbide código ISO SVVCN 2020-K16N e insertos VCMT 160408 UE6110 (metal duro classe ISO P10 com revestimento multicamada TiCN-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiN), com raio de ponta de 0,8 mm. A montagem resulta em um ângulo de saída positivo de 15° (devido ao quebra-cavaco), ângulo de folga de 7°, ângulo de inclinação de 0° e ângulo de posição de 72,5°.

No fresamento e furação do corpo de prova para medição de temperatura foram utilizadas, respectivamente, fresas Mitsubishi MS4MCD0400 (metal duro ultramicrogrão com revestimento AlTiN) com diâmetro de 4 mm e brocas helicoidais de aço rápido DORMER DIN 340 A110 (comprimento total de 70 mm e de corte de 45 mm) com diâmetro de 1,5 mm. Como

lubrificante para as operações de furação e roleteamento foi utilizado o fluido sintético Petronas Mecafluid S3000 a uma concentração de 10% em água.

Foi utilizada pasta térmica da marca CDA (silicone de alto peso molecular) para preencher e melhorar a condução de calor no furo de inserção do termopar. Essa pasta possui condutividade térmica de 0,4 W/mK.

O embutimento a frio dos corpos de prova para medição de microdureza foi realizado com resina poliéster P1 e líquido autopolimerizante P2, ambos produzidos pela Struers.

### 3.2 Equipamentos

Para a usinagem dos corpos de prova foi utilizado um torno ROMI Centur 30S com comando numérico MACH 9 (potência máxima de 5,5 kW e rotação máxima de 3500 rpm) e um centro de usinagem ROMI Discovery 560 com comando numérico Siemens 810D (potência máxima de 9 kW e rotação máxima de 7500 rpm).

Os ensaios de tração foram realizados em uma máquina universal de ensaios Shimadzu modelo AG-IS, com célula de carga de 100 kN modelo SLFL (FIG. 3.2). O *software Trapezium 2* (versão 2.24) foi utilizado para coleta dos dados durante o ensaio de tração.

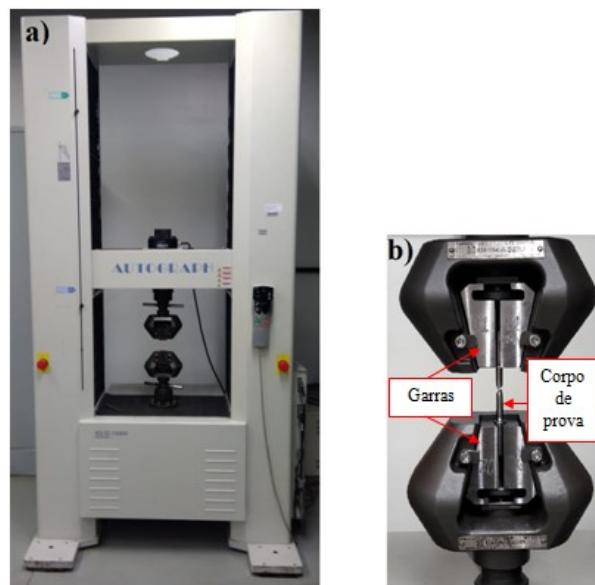


FIGURA 3.2 – a) Máquina de tração e b) pinças utilizadas no ensaio de tração.

O equipamento para roleteamento ECOROLL é constituído de: um reservatório de fluido, uma bomba auxiliar (vazão de 30 L/min), uma bomba hidráulica de alta pressão e uma ferramenta de roletear hidrostática modelo HG6-20 com três esferas com diâmetro de 6 mm

defasadas em 120°. O material da esfera não foi informado pelo fabricante, por isso, foi feita uma análise com espectroscopia dispersiva (EDS). Este equipamento permite roletear peças com eixo de revolução com diâmetro entre 3 e 12,5 mm sob pressão máxima de 400 bar. O equipamento foi montado no mesmo torno utilizado na usinagem dos corpos de prova, como mostrado na FIG. 3.3, e a ferramenta de roletear foi acoplada à torre do torno (FIG. 3.4). Tanto na usinagem dos corpos de prova quanto no roleteamento, a contraponta foi utilizada para garantir estabilidade e evitar flexão do corpo de prova devido aos esforços atuantes nas duas operações. As dimensões e detalhes da ferramenta de roletear são mostrados no Anexo I.



FIGURA 3.3 – Montagem do equipamento de roletear no torno.



FIGURA 3.4 – Ferramenta de roletear acoplada a torre do torno.

Para medição de rugosidade e avaliação da topografia (varredura da superfície) das superfícies dos corpos de prova foi utilizado o perfilômetro Hommelwerke LV-100 com apalpador TKU300/600, como mostrado na FIG. 3.5. Os *softwares* utilizados pelo perfilômetro foram o *Turbo wave v7.55* para varredura e o *Hommelmap expert 6.2* para análise dos dados.

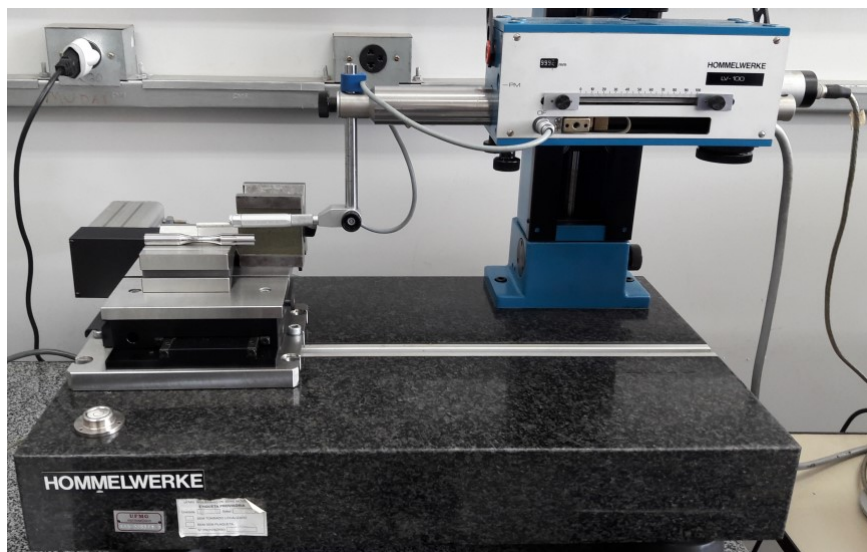


FIGURA 3.5 – Perfilômetro para medição de rugosidade e perfilometria da superfície.

Os ensaios de fadiga mecânica por flexão rotativa foram realizados no equipamento *Fatigue Dynamics Inc. RBF-200* (FIG. 3.6), que atinge rotação máxima de 10000 rpm e momento máximo de 22,6 N.m.

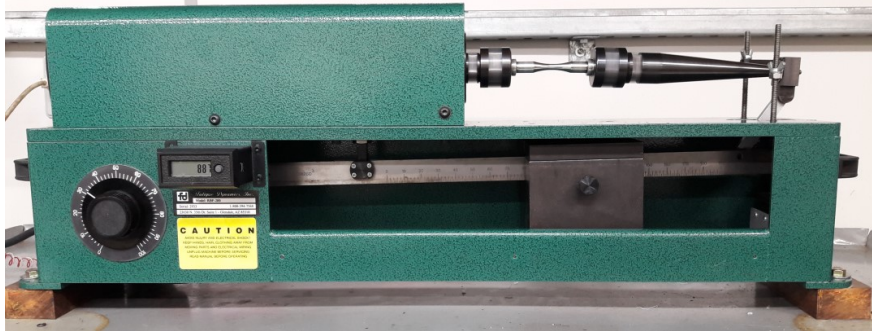


FIGURA 3.6 – Máquina de fadiga mecânica por flexão rotativa modelo RBF-200.

As imagens da região fraturada e da superfície próxima a fratura após o ensaio de fadiga mecânica foram realizadas com o microscópio eletrônico de varredura (MEV) TESCAN VEGA 3 (FIG. 3.7). Esse equipamento foi cedido pelo Departamento de Metalurgia do campus Juiz de Fora pertencente ao Instituto Federal do Sudeste de Minas Gerais.



FIGURA 3.7 – Microscópio eletrônico de varredura utilizado na análise das fraturas.

As imagens obtidas por microscopia ótica (MO) foram realizadas no microscópio Olympus CX31 equipado com fonte de luz externa TH4-100 e câmera LC30 do mesmo fabricante (FIG. 3.8).





FIGURA 3.8 – Microscópio óptico, câmera e fonte externa utilizados na MO.

A nanoindentação e a topografia da superfície foram realizadas no Centro de Microscopia da UFMG com um microscópio de força atômica (AFM) *Asylum Research MFP-3D-AS* (FIG. 3.9). O nanoindentador de diamante com geometria Berkovich (pirâmide de três lados com ângulo de face de  $65,3^\circ$  em relação ao eixo vertical da indentação) é um acessório fornecido pelo mesmo fabricante do microscópio. Também foi utilizada a sonda AC160TS-R3 do mesmo fabricante.



FIGURA 3.9 – Microscópio de força atômica utilizado na nanoindentação e topografia.

A visualização das superfícies roleteadas e a espectroscopia por energia dispersiva (EDS) da esfera de roletear foram realizadas no microscópio eletrônico de varredura (MEV)

JEOL JSM-IT300 (FIG. 3.10) da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais (PUC-MG) campus Coração Eucarístico.

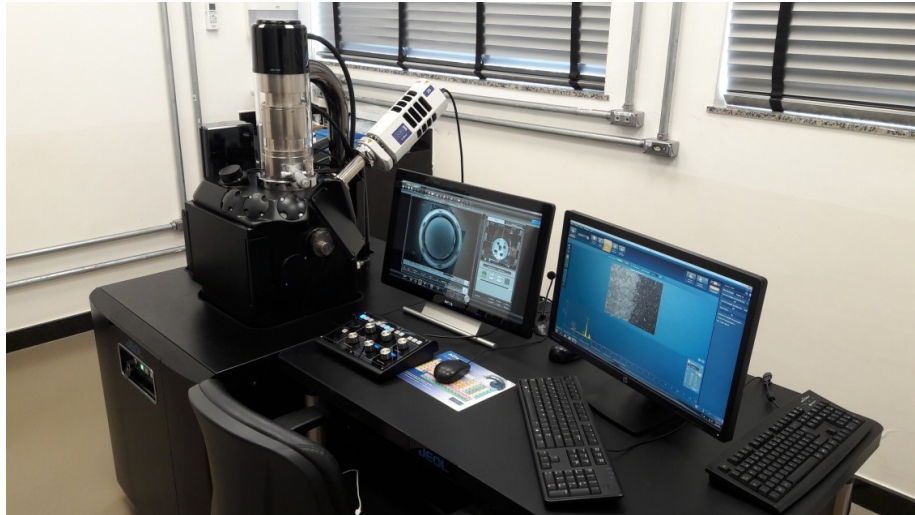


FIGURA 3.10 – MEV utilizado na visualização das superfícies e no EDS da esfera.

A análise por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e a difração de elétrons retroespalhados (EBSD) foram realizados no Centro de Microscopia da UFMG. Foram usados os microscópios FEI Quanta 200 FEG para metalografia e Quanta 3D FEG para EBSD. O detector de EBSD Bruker *eFlash* 1000 (FIG. 3.11) foi acoplado ao microscópio Quanta FEG 3D. Para medição da microindentação utilizou-se o durômetro Mitutoyo MVK-H1 (FIG. 3.12).



FIGURA 3.11 – Detector de EBSD.  
FONTE - BRUKER, 2015, p. 11



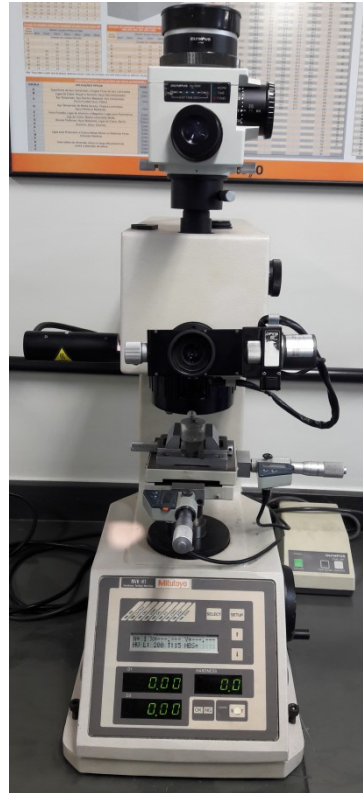


FIGURA 3.12 – Equipamento para medição de microdureza.

### 3.3 Métodos

#### 3.3.1 Usinagem de desbaste

A usinagem de desbaste a seco dos corpos de prova para os ensaios de tração, fadiga mecânica e medição de temperatura adotou os seguintes parâmetros: velocidade de corte no menor diâmetro do corpo de prova de 50 m/min, avanço de 0,15 mm/volta e profundidade de usinagem 1 mm. Esses parâmetros foram adotados conforme capacidade do torno CNC.

Devido à limitação de material foram fabricados apenas três corpos de prova não roleteados para o ensaio de tração com o objetivo de determinar o limite de escoamento a 0,2% ( $\sigma_{e0,2}$ ) e, conseqüentemente, determinar o momento fletor a ser aplicado durante os ensaios de fadiga mecânica. Também foram fabricados 65 corpos de prova para o ensaio de fadiga mecânica e vinte e dois corpos de prova para medição de temperatura, dos quais nove foram usados para testes preliminares (determinação da espessura da parede acima do termopar) e como réplicas em testes com possíveis falhas como, por exemplo, inserção incorreta do termopar.

### 3.3.2 Tratamento térmico

Foi realizado o tratamento térmico de têmpera e revenimento, sem recozimento prévio, para que os corpos de prova atingissem dureza média de  $39 \pm 1$  HRC ( $382 \pm 10$  HV). Para têmpera, a temperatura de aquecimento foi de  $880$  °C por 60 minutos, seguido de resfriamento por 30 minutos em óleo mineral de têmpera rápida (Houghton Quench G) a  $90$  °C. O revenimento foi realizado com temperatura de patamar de  $480$  °C por 120 minutos seguido de resfriamento ao ar calmo. Essa dureza de nível médio foi escolhida para melhorar a usinabilidade em relação a durezas mais elevadas.

### 3.3.3 Usinagem de acabamento

Para amostras do ensaio de tração, a usinagem de acabamento a seco adotou os seguintes parâmetros: velocidade de corte no menor diâmetro do corpo de prova de  $55$  m/min, avanço de  $0,05$  mm/volta e profundidade de usinagem máxima de  $0,25$  mm. As dimensões destes corpos de prova foram baseadas na norma NBR 6152:2002 para ensaios de tração à temperatura ambiente (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2002a) e determinados em função do limite da célula de carga ( $100$  kN) da máquina universal de ensaios. O menor diâmetro do corpo de prova foi definido em  $6$  mm e, conseqüentemente, pela norma (Anexo C) o comprimento de medida original ( $L_0$ ) deve ser  $30$  mm, o comprimento paralelo ( $L_c$ ) deve ser no mínimo  $33$  mm, a área da seção transversal original ( $S_0$ ) do comprimento paralelo  $28,27$  mm<sup>2</sup> e o mínimo raio de concordância ( $r_c$ )  $4,5$  mm. A FIG. 3.13 mostra que  $L_c$  ( $36,6$  mm) respeitou o valor estipulado, mas devido à geometria da ferramenta e ao perfil prévio do corpo de prova, o raio de concordância utilizado foi menor que o estipulado.

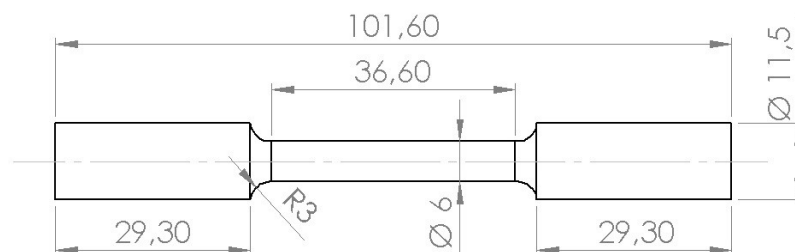


FIGURA 3.13 – Dimensões nominais (mm) dos corpos de prova para ensaio de tração.

Os corpos de prova para os ensaios de fadiga mecânica foram produzidos a partir das recomendações do manual da máquina de fadiga mecânica por flexão rotativa (FATIGUE

DYNAMICS, s.d.), conforme indicado na FIG. 3.14(a). Essas dimensões se assemelham ao corpo de prova em forma de ampulheta estipulado pela norma ISO 1143:2010 (INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, 2010, p.12) para fadiga por flexão rotativa com carregamento em um ponto. Na usinagem de acabamento a seco (FIG. 3.14b) dos corpos de prova de fadiga, os parâmetros adotados foram: velocidade de corte no menor diâmetro do corpo de prova de 40 m/min, avanço de 0,15 mm/volta e profundidade de usinagem máxima de 0,25 mm. Optou-se por uma velocidade de acabamento menor do que a usada nos corpos para o ensaio de tração devido ao maior esforço sobre a ferramenta de corte com a mudança da geometria usinada. Além disso, esses parâmetros não foram definidos em função da rugosidade de acabamento (que foi medida posteriormente).

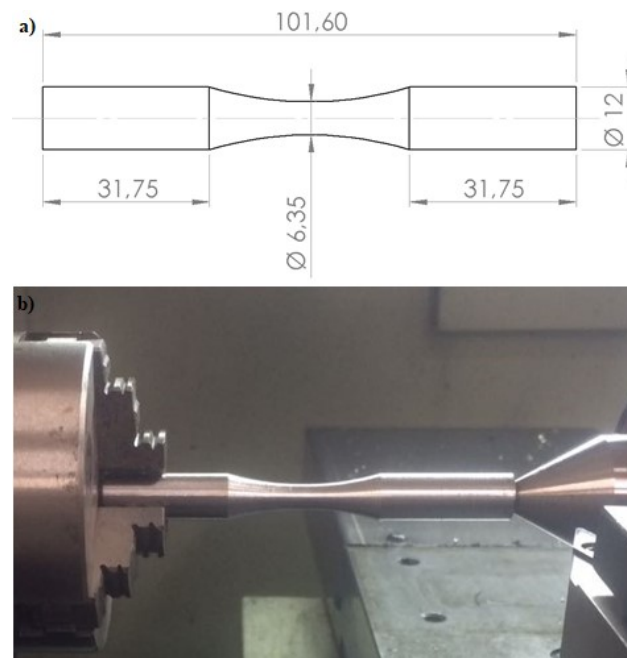


FIGURA 3.14 – a) Dimensões nominais (mm) e b) usinagem de acabamento dos corpos de provas para ensaios de fadiga mecânica.

A FIG. 3.15 mostra as dimensões nominais dos corpos de prova para medição de temperatura durante o roleteamento (após usinagem de acabamento). O canal é necessário para que o fio do termopar passe por fora da pinça de fixação do corpo de prova e também para reduzir a profundidade do furo até a região a ser roleteada. A posição do centro do furo para inserir o termopar foi definida para coincidir com a metade da altura do canal, mas o furo apresentou variações na sua posição inicial devido à dificuldade em centralizar a ponta da broca no centro da parede final do canal fresado. Por isso, foi necessário ajustar a profundidade de usinagem de acabamento (velocidade de corte de 50 m/min e avanço de 0,10 mm/volta,

parâmetros escolhidos em função do perfil usinado) para cada amostra com intuito de manter a espessura da parede constante. Foram realizados testes preliminares com a maior pressão de roleteamento com o intuito de definir a espessura mínima sem danificar a superfície do corpo de prova e definido o valor de 0,6 mm. Após os testes, os corpos de prova foram cortados para verificar a espessura de cada parede como será mostrado no capítulo 4.

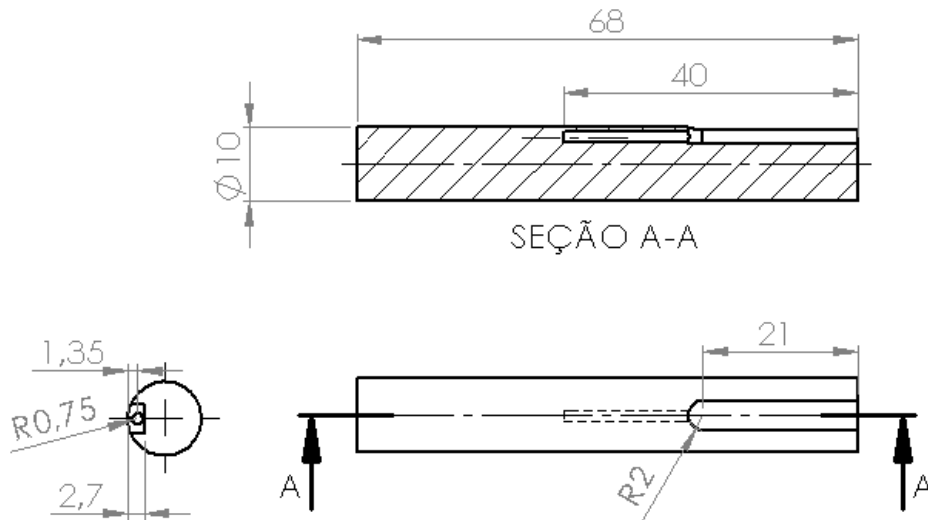


FIGURA 3.15 – Dimensões nominais (mm) dos corpos de prova utilizados na medição de temperatura.

Para o fresamento a seco do canal (FIG. 3.16a) a velocidade de corte foi de 56,5 m/min, a velocidade de avanço de 150 mm/min, profundidade de usinagem de 0,5 mm e penetração de trabalho de 4 mm. A furação (FIG. 3.16b) foi realizada com velocidade de corte de 21,2 m/min e velocidade de avanço de 70 mm/min, sendo utilizado um ciclo de furação com eliminação de cavaco. Esses parâmetros foram adotados de acordo com a capacidade do centro de usinagem utilizado.

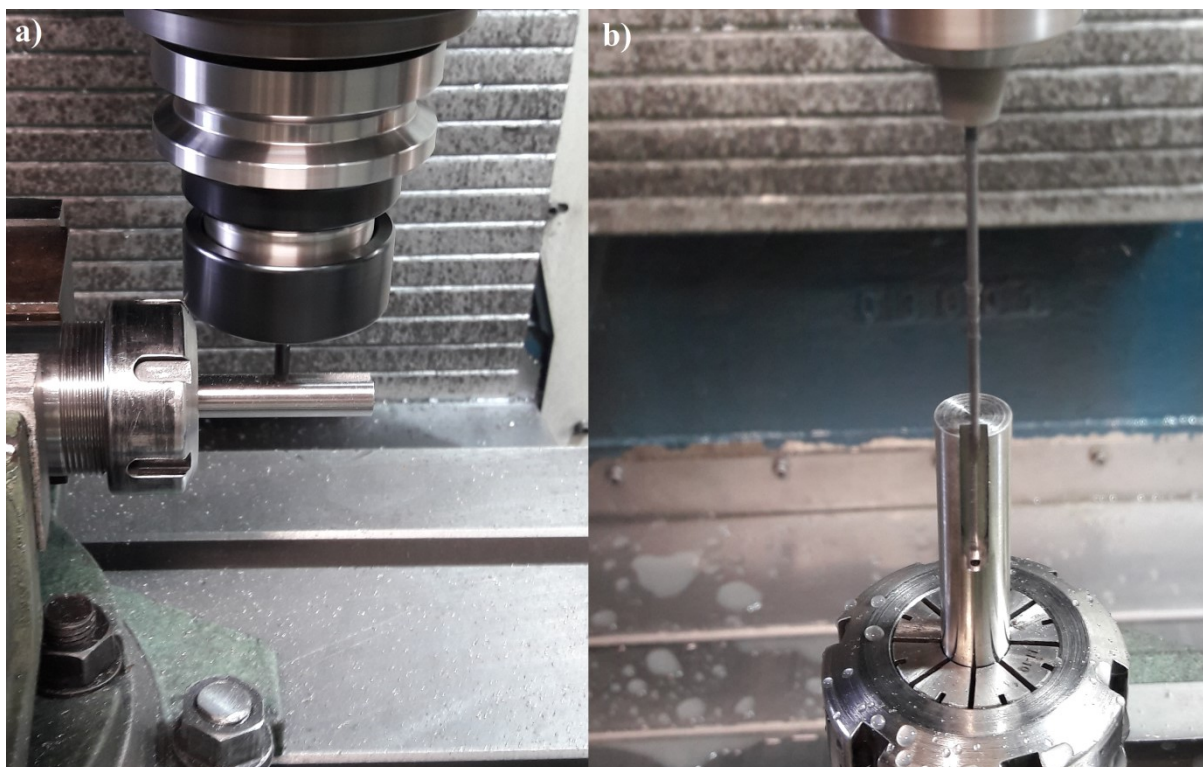


FIGURA 3.16 – a) Operação de fresamento a seco e b) furação dos corpos de prova utilizados na medição de temperatura.

### 3.3.4 Ensaio de tração

A velocidade aplicada durante o ensaio de tração foi de 10 mm/min e a taxa de deformação de  $5,55 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . Com o ensaio de tração foram obtidos os valores de deslocamento e de força aplicada ( $F_a$ ) e a partir desses dados obteve-se a tensão de engenharia ( $S_e$ ) e a deformação de engenharia ( $e$ ) por meio das EQ. 3.1 e 3.2, respectivamente. A partir disso, a tensão verdadeira ( $\sigma$ ) e a deformação verdadeira ( $\epsilon$ ) foram obtidas, nessa ordem, com a transformação proposta nas EQ. 3.3 e 3.4. Nessas equações a área inicial da menor seção transversal do corpo de prova é representada por  $A_0$ , o comprimento inicial por  $l_0$ , comprimento final após o ensaio de tração por  $l_f$ . A área instantânea da menor seção transversal e o comprimento instantâneo foram representados, respectivamente, por  $A$  e  $l$ . É possível provar que para pequenas deformações a tensão de engenharia e a tensão verdadeira são praticamente iguais, ou seja, em geral, no regime elástico elas apresentam valores próximos.

As EQ. 3.3 e 3.4 devem ser consideradas até a tensão de engenharia máxima, pois após esse ponto a transformação não representa o comportamento correto da tensão verdadeira devido à estrição do corpo de prova.

$$S_e = \frac{F_a}{A_0} \quad (3.1)$$

$$e = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l_f - l_0}{l_0} \quad (3.2)$$

$$\sigma = \frac{F_a}{A} = \frac{F \cdot l}{A_0 \cdot l_0} = S_e \cdot (1 + e) \quad (3.3)$$

$$\epsilon = \ln \frac{l_f}{l_0} = \ln \frac{l_0 + \Delta l}{l_0} = \ln(1 + e) \quad (3.4)$$

Alguns materiais não apresentam o limite de escoamento bem definido, sendo adotado geralmente a tensão de escoamento a 0,2% ( $\sigma_{e0,2\%}$ ), ou seja, a tensão aplicada, que após seu descarregamento, provoque 0,2% de deformação plástica. Para determinar essa tensão, toma-se a deformação  $\epsilon$  igual a 0,002 mm/mm, medida a partir do ponto de origem no eixo das abscissas do diagrama tensão-deformação verdadeira, e desse ponto traça-se uma reta paralela à porção da curva  $\sigma$ - $\epsilon$  no regime elástico. A intersecção da reta com essa curva determinar o valor de  $\sigma_{e0,2\%}$ .

Para o regime plástico no ensaio de tração uniaxial, algumas tentativas já foram realizadas com expressões analíticas para relacionar a tensão com deformação. Uma análise foi realizada por Hollomon (EQ. 3.5), na qual o valor do coeficiente de encruamento do material ( $n$ ) e do coeficiente de resistência do material ( $k$ ) podem ser obtidos com o ajuste da curva de deformação plástica do material por uma regressão do tipo potência. O valor de  $n$  pode variar de zero (sólido perfeitamente plástico) até um (sólido elástico) e a maioria dos metais apresenta valor entre 0,10 e 0,50. Os valores de  $n$  e  $k$  são obtidos pela comparação da EQ. 3.5 com os coeficientes obtidos na regressão. Essa equação potencial só é válida na faixa de deformação que representa o começo do escoamento até a tensão máxima do material.

$$\sigma = k \cdot (\epsilon)^n \quad (3.5)$$

### 3.3.5 Roleteamento

A concentricidade entre o centro da ferramenta de roletear e o eixo árvore do torno foi verificada com um relógio apalpador Digimess (resolução de 0,01 mm) preso por uma haste e uma pinça ER-32 como mostra a FIG. 3.17. Através da indicação do relógio foi possível garantir que cada uma das três esferas estava a mesma distância da linha de centro da pinça de fixação dos corpos de prova. Essa pinça também foi utilizada no roleteamento.

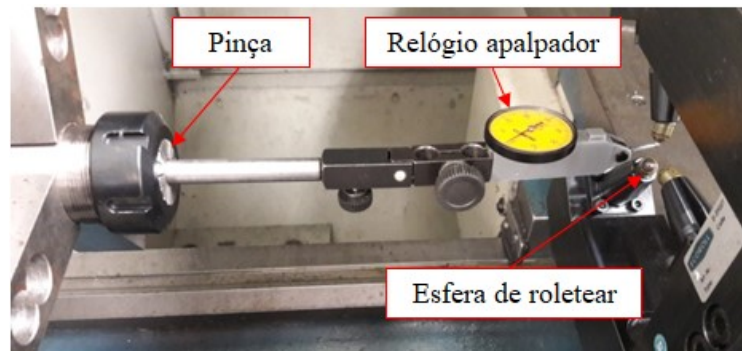


FIGURA 3.17 – Procedimento para centralização da ferramenta de roletear.

Para avaliar a influência da pressão, velocidade e avanço de roleteamento na vida em fadiga mecânica do aço ABNT 4140 cada um desses parâmetros foi variado em três níveis (valores), como mostrado na TAB. 3.2, sendo que o número de passes foi fixado em um. Portanto, foi obtido um planejamento fatorial completo  $3^3$  (27 condições) que engloba todas as possíveis combinações entre os níveis dos fatores. Para cada condição foi realizada uma réplica, totalizando 54 corpos de prova roleteados. O intervalo de pressão e velocidade de roleteamento foram definidos para exigir níveis intermediários de potência e rotação do torno CNC. Já a faixa de avanço de roleteamento foi determinada para apresentar uma faixa abaixo do valor do avanço utilizado na usinagem de acabamento (0,15 mm/volta). Apenas a região central dos corpos de prova de fadiga (comprimento de 38,1 mm) foi roleteada e devido às dificuldades operacionais, o roleteamento não foi realizado aleatoriamente.

TABELA 3.2  
Fatores variados no roleteamento e seus níveis.

Fator	Nível -1	Nível 0	Nível 1
$P_r$ [bar]	100	200	300
$V_r$ [m/min]	20	30	40
$f_r$ [mm/volta]	0,06	0,09	0,12

### 3.3.6 Rugosidade e topografia

Para avaliar a rugosidade foi utilizado uma velocidade de varredura de 0,5 mm/s, um comprimento de aquisição de 5 mm, distância entre valores de medição de 1  $\mu\text{m}$  e comprimento de amostragem de 0,8 mm. Antes da medição, cada corpo de prova foi limpo em banho ultrassônico com álcool etílico 46,2 °INPM por dois minutos.

A medição de rugosidade foi realizada na direção perpendicular às marcas de avanço e em três pontos diferentes na região central defasados em 120° e seguiu a norma NBR ISO 4287:2002 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 2002b).

A análise estatística foi realizada nos dados de rugosidade através do *software* Minitab 17. Para realizar análise de variância (ANOVA) dos dados de rugosidade, as três medições em cada corpo de prova foram consideradas réplicas. A análise de variância (ANOVA) foi aplicada aos dados de obtidos por testar a hipótese de que as médias de duas ou mais populações sejam iguais, permitindo avaliar a importância de um ou mais fatores. Para rejeitar essa hipótese, o p-valor deve ser menor que o nível de significância desejado, que nesse estudo foi adotado igual a 5%. O nível de significância ( $\alpha$ ) indica o risco de se concluir que existe uma diferença entre as médias, quando, na verdade, não existe nenhuma diferença real. A ANOVA compara a variância entre as médias de grupo em função da variância dentro dos grupos, determinando assim se todos os grupos são parte de uma população maior ou são populações diferentes com características distintas. Para validar a ANOVA é necessário verificar se a distribuição de probabilidade dos resíduos do modelo ANOVA segue uma distribuição normal (SUPORTE AO MINITAB 18, s.d.).

O resíduo é a diferença entre o valor observado e o valor previsto por alguma variável. Por exemplo, em uma regressão de qualquer tipo, o resíduo é a diferença entre a resposta e o valor previsto pelo modelo de regressão adotado. Além disso, existe o resíduo padronizado, que em qualquer tipo de regressão é calculado pela divisão do resíduo normal pela raiz quadrada da média residual dos quadrados, o que produz um conjunto de resíduos escalonados com variância aproximadamente igual a um (MONTGOMERY e RUNGER, 2016).

Um gráfico de resíduos é usado para examinar a qualidade de ajuste na regressão e na análise de variância (SUPORTE AO MINITAB 18, s.d.). Para isso, aplica-se geralmente o teste de Anderson-Darling, que mede o quão bem os dados seguem uma distribuição específica. Esse teste foi realizado considerando as seguintes hipóteses:

- $H_0$ : se os dados seguem uma distribuição específica;



- $H_1$ : se os dados não seguem uma distribuição específica.

Para atestar o resultado, o p-valor deve ser superior ao nível de significância desejável para aceitar a hipótese  $H_0$ . Caso contrário, rejeita-se esta hipótese e considera a  $H_1$ .

A topografia tridimensional na região central do corpo de prova utilizou uma área de varredura de 2 mm x 10 mm e a velocidade de 0,50 mm/s, o que resultou em um tempo de aquisição de aproximadamente 40 minutos para cada amostra.

### 3.3.7 Fadiga mecânica por flexão rotativa

Para aplicar a tensão desejada nos corpos de prova durante os ensaios de fadiga, o manual do fabricante (FATIGUE DYNAMICS, s.d.) fornece a EQ. 3.8 para determinação do momento fletor ( $M$ ) a ser ajustado no equipamento. Essa equação é similar a encontrada na norma ISO 1143 (INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, 2010, p. 7) e depende da tensão desejada ( $\sigma_d$ ) fornecida em MPa e do diâmetro ( $D$ ) da menor seção do corpo de provas em metros. Como o menor diâmetro da seção dos corpos de prova de fadiga é 0,00635 m, vide FIG. 3.14(a), tem-se  $M = 0,0251 \cdot \sigma_d$ . Já o valor de tensão desejada será discutido no capítulo 4 a partir dos resultados do ensaio de tração.

$$M = 98174,77 \cdot \sigma_d \cdot D^3 \quad (3.8)$$

A máquina de fadiga possui um controlador da velocidade de rotação do motor elétrico e um contador que registra o número de ciclos até a ruptura do corpo de prova. Após alguns testes, foi definida uma rotação de 3400 rpm a fim de evitar regiões de ressonância da máquina (entre 1500 e 2800 rpm) e de alta taxa de deformação (rotações superiores a 5000 rpm) devido à flexão do corpo de prova, o que geraria o aquecimento deste. Esse aquecimento pode ser explicado pela sucessão de ciclos de deformação e recuperação (carregamento e descarregamento) do material, na qual ocorre transformação da energia perdida por histerese mecânica (diferença entre as curvas de carga e descarga) em energia térmica, aumentando a temperatura da peça. A rotação foi obtida e verificada ao longo dos ensaios por um cronômetro e do contador de giros da máquina. Por fim, todos os corpos foram marcados próximos às pinças de fixação para apurar se não ocorreu escorregamento durante os testes.

A análise estatística dos dados de vida em fadiga mecânica foi a mesma aplicada para rugosidade, exceto pelo uso de dois dados por condição avaliada. Apenas as seções de

rugosidade e vida em fadiga mecânica tiveram um planejamento fatorial completo e análise estatística devido a limitação de material e disponibilidade de equipamentos. As próximas seções analisaram condições de roleteamento específicas em função dos resultados encontrados nas seções anteriores.

### 3.3.8 Medição de temperatura durante roleteamento

O sistema sem fio de aquisição de temperatura utilizado foi desenvolvido (FIG. 3.18a) e montado (FIG. 3.18b) por Lima (2017) e pode ser usado com os métodos de termopar ferramenta/peça ou termopar inserido, sendo esse último empregado neste trabalho. Esse sistema foi alimentado por uma bateria de 9V e é constituído de quatro componentes básicos: um circuito de aquisição de dados, microcontrolador, um transmissor sem fio (*Bluetooth*) e um sensor de temperatura (termopar tipo K). O circuito de aquisição tem a finalidade de condicionar e digitalizar o sinal de saída do termopar para possibilitar que a medição desse sinal seja a mais exata e eficaz possível. O microcontrolador estabelece a comunicação serial com o conversor analógico-digital do circuito de aquisição e realiza a interface entre o recebimento e envio de dados digitalizados para o computador através do módulo de transmissão *Bluetooth*. A interface de comunicação utilizada foi a plataforma Arduino Nano 3.0, que utiliza o microcontrolador modelo ATmega 328. O transmissor sem fio utilizado foi o módulo *Bluetooth* HC-06, sendo o mesmo responsável pela interface entre placa de aquisição e o computador sem a necessidade de fios. Foi empregado o termopar tipo K (Cromel/Alumel) com diâmetro de 1 mm. Esse modelo foi escolhido pelo baixo custo, linearidade e faixa de temperatura entre -200°C e 1372 °C (BURNS *et al.*, 1993).

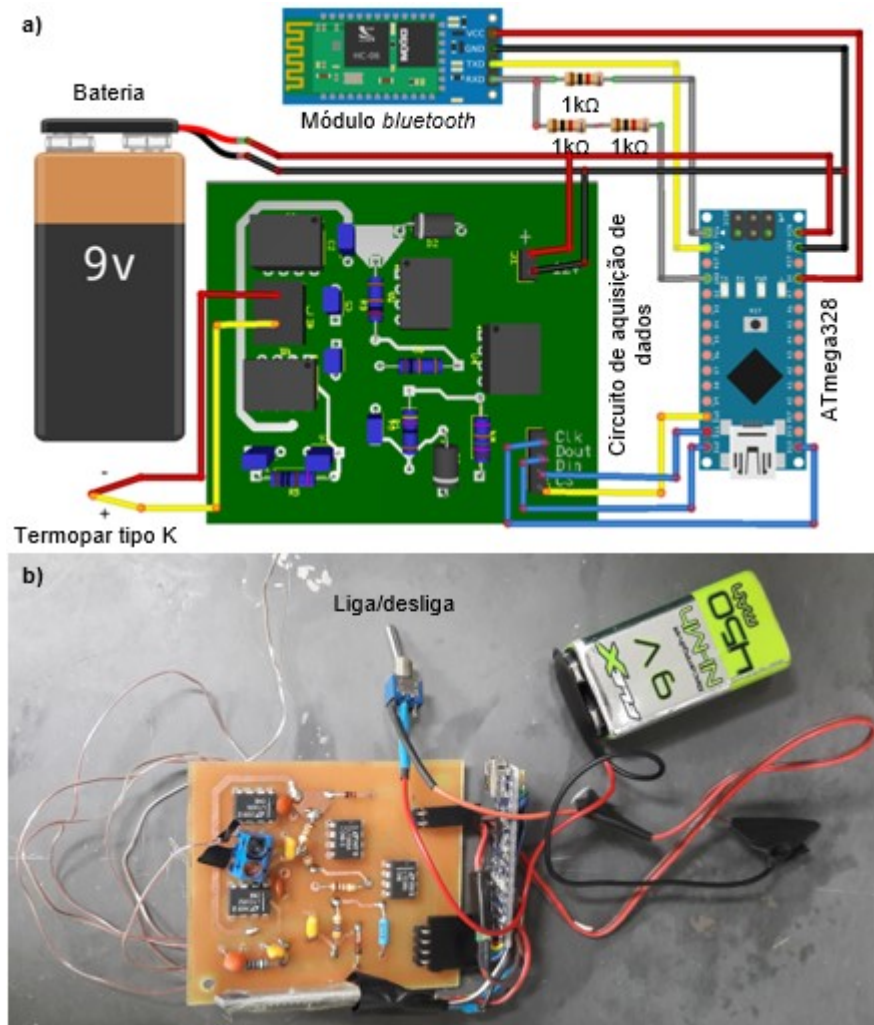


FIGURA 3.18 – a) Digrama esquemático do sistema de aquisição e comunicação e b) sistema real de medição de temperatura.  
 FONTE – Adaptado de Lima (2017), p. 69 e 70

A capacidade de processamento do microcontrolador foi priorizada para aquisição e envio dos dados de medição, por isso, a conversão dos valores de tensão gerados no termopar foi feita no *software* Microsoft Excel, após o registro dos dados no computador e a partir do polinômio de linearização de termopar tipo K. De acordo com Burns *et al.* (1993), a relação entre a força eletromotriz ( $E_v$ ), em mV, fornecida por um termopar e a temperatura medida ( $T$ ), em graus Celsius ( $^{\circ}\text{C}$ ), é dada por um polinômio de ordem  $n$ , como mostrado na EQ. 3.9. Esses autores fornecem os coeficientes dessa equação para termopares do tipo K, separados por faixa de temperatura de trabalho. A TAB. 3.3 apresenta esses coeficientes para faixa de temperatura de 0 a 500  $^{\circ}\text{C}$ .

$$T = C_0 + C_1.E + C_2.E^2 + \dots + C_n.E^n \quad (3.9)$$

TABELA 3.3  
Coeficientes para termopares do tipo K.

Coeficientes	Valores
C <sub>0</sub>	0,000 000 x 10 <sup>0</sup>
C <sub>1</sub>	2,508 355 x 10 <sup>1</sup>
C <sub>2</sub>	7,860 106 x 10 <sup>-2</sup>
C <sub>3</sub>	-2,503 131 x 10 <sup>-1</sup>
C <sub>4</sub>	8,315 270 x 10 <sup>-2</sup>
C <sub>5</sub>	-1,228 034 x 10 <sup>-2</sup>
C <sub>6</sub>	9,804 036 x 10 <sup>-4</sup>
C <sub>7</sub>	-4,413 030 x 10 <sup>-5</sup>
C <sub>8</sub>	1,057 734 x 10 <sup>-6</sup>
C <sub>9</sub>	-1,052755 x 10 <sup>-8</sup>

FONTE – Adaptado de BURNS *et al.* (1993), p. A11

A frequência de aquisição de 218 Hz foi escolhida em função da maior velocidade de roleteamento de 50 m/min (1592 rpm), garantindo a aquisição de mais de oito pontos por rotação. O emprego de uma frequência muito elevada não é adequada devido ao aumento da digitalização de pontos repetidos do sinal de medição, o que pode produzir patamares de temperatura compridos (vários pontos iguais de temperatura) em função do tempo.

A TAB. 3.4 mostra os níveis de pressão, avanço e velocidade de roleteamento. Três níveis de cada parâmetro eram os mesmos utilizados para o ensaio de fadiga mecânica e outros níveis foram escolhidos para aumentar a avaliação da influência do roleteamento na temperatura de operação. Para cada fator variado, os outros dois foram fixados em valores intermediários ( $P_r = 200$  bar,  $f_r = 0,09$  mm/volta e  $V_r = 30$  m/min). A FIG. 3.19 mostra a montagem para medição de temperatura durante o roleteamento.

TABELA 3.4  
Fatores variados na medição de temperatura de roleteamento e seus níveis.

Fator	Nível -2	Nível -1	Nível 0	Nível 1	Nível 2
Pr [bar]	100	150	200	250	300
Vr [m/min]	-	20	30	40	50
fr [mm/volta]	0,03	0,06	0,09	0,12	0,15

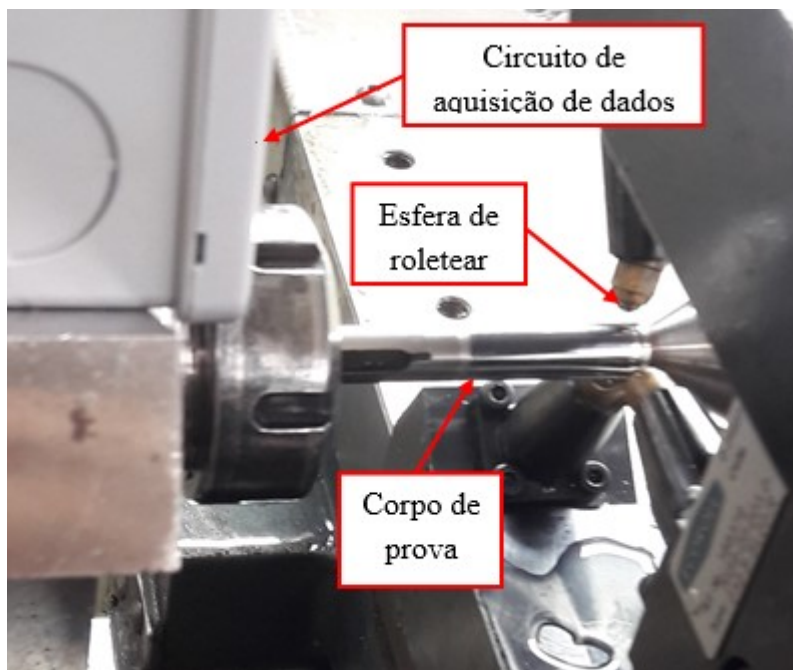


FIGURA 3.19 – Montagem para medição de temperatura de roleteamento.

### 3.3.9 Microscopia ótica, microscopia de força atômica e nanoindentação

As imagens obtidas por microscopia ótica foram processadas com o *software* LCmicro fornecido pela Olympus. Este *software* foi ajustado para cada uma das três objetivas utilizadas nesse ensaio.

A microscopia de força atômica foi usada para avaliar a superfície das amostras com o intuito de identificar os vales e picos presentes. Essa varredura ocorreu no modo dinâmico (frequência de 0,5 Hz) em uma área de 90x45  $\mu\text{m}$  e com velocidade de 113  $\mu\text{m/s}$ .

A nanoindentação foi utilizada com o intuito de analisar as tensões residuais induzidas pela operação de roleteamento como mostrado na subseção 4.5.3 deste trabalho. Neste ensaio, o indentador é pressionado contra a superfície do corpo de prova, o que provoca deformações elásticas e plásticas (FIG. 3.20a e 3.20b). Uma das diferenças desse teste para macro ou microindentação é que nos equipamentos de nanoindentação o deslocamento do indentador ( $h$ ) e a carga ( $L$ ) são monitorados constantemente com alta exatidão, como ilustrado na FIG. 3.20(c) (BROITMAN, 2016).

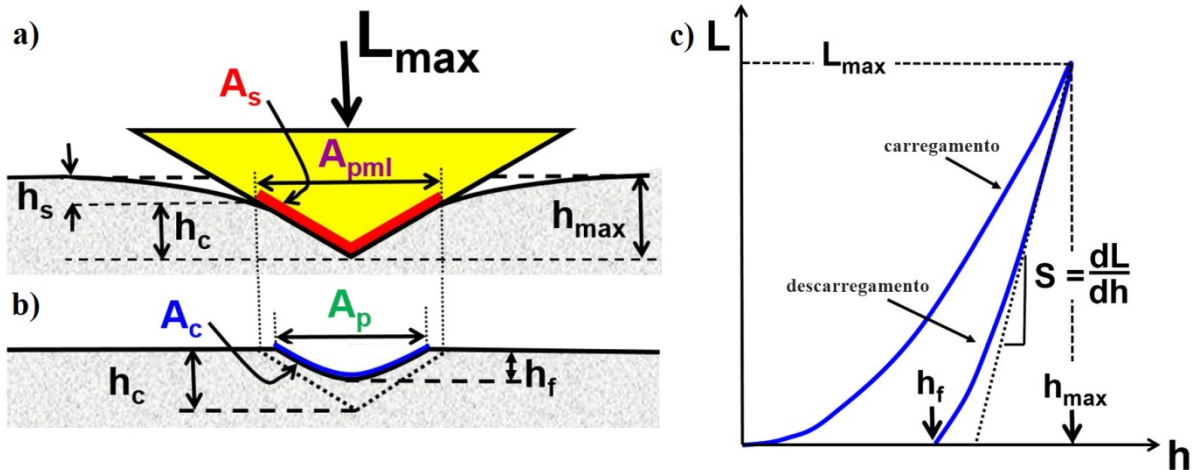


FIGURA 3.20 – a) Deformação elasto-plástica com carga máxima, b) deformação plástica após descarregamento e c) carga-descarga durante a nanoindentação.

FONTE – Adaptado de Broitman, 2016, p. 22 e 23

Na nanoindentação um carregamento máximo ( $L_{\text{máx}}$ ) é sempre predeterminado, o qual ao ser atingido produz uma profundidade de penetração máxima ( $h_{\text{máx}}$ ). Ao retirar o indentedor da amostra, o deslocamento de descarregamento (curva de descarregamento) é registrado continuamente até zero para se obter a penetração final ou residual ( $h_f$ ). A inclinação da parte superior da curva de descarregamento fornece a rigidez de contato elástica ( $S$ ). A dureza na nanoindentação ( $H$ ) é definida como  $H = \frac{L}{A_{\text{pml}}}$ , onde  $A_{\text{pml}}$  é a área de contato projetada no  $L_{\text{máx}}$ .

Devido às baixas cargas (de poucos  $\mu\text{N}$  até  $200 \text{ mN}$ ), a área da indentação é da ordem nanométrica ou de poucos micrometros, sendo inviável sua medição com o uso de microscópio ótico como na macro e microindentação e o único modo de medição é por meio do MEV, que não é uma ferramenta prática para isto. Por isso, alguns métodos foram desenvolvidos para calcular essa área diretamente da curva carga-descarga. O método de Oliver e Pharr (1992) permite obter a dureza ( $H$ ) e o módulo de elasticidade ( $E$ ) do material a partir dos dados de carga e deslocamento da indentação, o que dispensa a medição da área deformada. Esse método considera apenas o efeito de penetração do indentedor ( $h_s$ ) e despreza o acúmulo de material na borda da indentação (FIG. 3.20a). Por isso, deve-se verificar após o ensaio se tal hipótese é válida (BROITMAN, 2016). As deduções e equações para o cálculo de  $H$  e  $E$  por esse método são detalhadas por Broitman (2016), porém, em geral, os equipamentos de nanoindentação já processam os dados coletados e fornecem apenas os valores finais de  $H$ ,  $E$  e  $S$ .

### 3.3.10 Microscopia eletrônica de varredura

Para a avaliação das superfícies roleteadas cada amostra foi limpa com álcool 46°. No EDS da esfera de roletear foi necessário metalizar a mesma com uma fina camada de ouro devido ao carregamento elétrico gerado pelo microscópio eletrônico nas primeiras imagens.

As preparações das amostras para metalografia e EBSD foram realizadas pelo Centro de Microscopia da UFMG. Todas as amostras foram cortadas para visualização da seção transversal. Após o embutimento a frio, a politriz automática Struers Tegramin 25 (com contra rotação da amostra) foi utilizada no lixamento e polimento fino das amostras, seguindo as etapas mostradas nas TAB. 3.5 e TAB. 3.6, respectivamente. A limpeza posterior ao polimento fino foi realizada com banho ultrassônico de água mais isopropanol, seguido de secagem com ar quente e lenço de papel.

TABELA 3.5  
Etapas do lixamento das amostras para metalografia e EBSD.

Lixa [SiC]	Tempo [min]	Força aplicada [N]	Lubrificante	Rotação [RPM]	Contra rotação [rpm]
#320	5	10	água	300	50
#500	5	10	água	300	50
#800	10	10	água	300	50
#1200	10	5	água	400	50
#2000	15	5	água	400	50

TABELA 3.6  
Etapas do polimento fino das amostras para metalografia e EBSD.

Pasta de diamante	Tempo [min]	Força aplicada [N]	Lubrificante	Rotação [rpm]	Contra rotação [rpm]
9 $\mu\text{m}$	15	5	água	300	50
6 $\mu\text{m}$	15	5	água	300	50
3 $\mu\text{m}$	15	5	água	300	50
1 $\mu\text{m}$	20	5	água	400	50
0,25 $\mu\text{m}$	20	5	água	400	50

Depois da limpeza e secagem, as amostras para metalografia foram atacadas por 15 segundos com solução Nital 3% (97% de etanol + 3% ácido nítrico) e, posteriormente, lavadas com detergente neutro e secas com ar quente. Cada embutimento para metalografia possui duas ou três amostras.

Para o EBSD a amostra passou por polimento ultrafino (TAB. 3.7) aplicado com a politriz vibracional Buehler VibroMet.

TABELA 3.7  
Detalhamento do polimento ultrafino para amostra de EBSD.

Tempo [min]	Força aplicada [N]	Vibração [%]	Coloide	Granulometria [ $\mu\text{m}$ ]
480	1	40	Alumina coloidal	0,05

### 3.3.11 Perfil de microdureza

Com o intuito de medir a microdureza na superfície roleteada e abaixo dela foi criado um plano a partir do lixamento longitudinal dos corpos de prova cilíndricos. Essa técnica foi escolhida no lugar da medição da seção transversal por permitir a medição da microdureza na borda do plano criado sem o risco de fratura. A FIG. 3.21(a) mostra esquematicamente esse plano com largura  $L_a$ , sendo possível determinar a profundidade ( $z$ ) atingida em função do raio da amostra ( $r_a$ ), como mostra a EQ. 3.11. Essa equação de segundo grau fornece dois valores com aplicação da fórmula de Bhaskara, sendo apenas o valor positivo e menor que  $r_a$  considerado como valor de  $z$ . Todos os corpos de prova utilizados na medição de microdureza foram embutidos a frio (FIG. 3.21b). O lixamento manual com giro de  $90^\circ$  a cada troca de granulometria foi realizado com a seguinte sequência de lixas d'água: 180, 400, 600 e 1200.

A microdureza Vickers foi medida com uma carga de 200 g aplicada durante 15 segundos. As indentações em linha reta foram realizadas desde a borda da face criada (aresta criada na parede cilíndrica) até metade da largura ( $L_a/2$ ) com espaçamento de  $100 \mu\text{m}$ , o que garantiu uma distância de pelo menos três vezes a diagonal da indentação. Cada medição a partir da borda foi corrigida por semelhança de triângulo ( $L_a/2$  e  $z$ ) para se obter o valor corrigido na direção de  $z$ . Por fim, a microdureza obtida representou a média de três medições corrigidas (linhas) em regiões aleatórias da área criada.



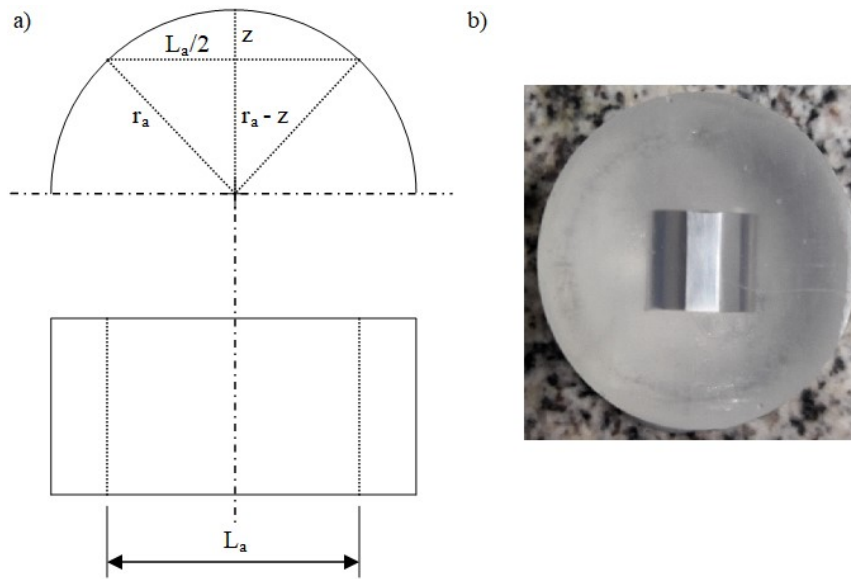


FIGURA 3.21 – a) Esquema para ilustrar a área criada e b) amostra preparada para o ensaio de microdureza.

$$r_a^2 = \left(\frac{L_a}{2}\right)^2 + (r_a - z)^2 \Rightarrow z^2 - 2 \cdot r_a \cdot z + \frac{L_a^2}{4} = 0 \quad (3.11)$$

## 4 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados referentes aos ensaios de: tração, rugosidade e topografia, fadiga por flexão rotativa, medição de temperatura, microscopia de força atômica e nanoindentação, microscopia ótica, microscopia eletrônica por varredura e microdureza da superfície. Estes resultados demonstram os efeitos da variação das condições de roleteamento (pressão, velocidade e avanço) sobre as variáveis de saída supracitadas.

### 4.1 Ensaio de tração

A FIG. 4.1 mostra duas curvas tensão-deformação verdadeira transformadas com as EQ. 3.3 e 3.4 até a tensão máxima. O primeiro corpo de prova apresentou valores de tensão de escoamento ( $\sigma_{0,2\%}$ ) e tensão máxima ( $\sigma_{\text{máx}}$ ) muito diferentes dos encontrados para os outros dois corpos de prova devido ao escorregamento do mesmo na garra de fixação, sendo esses dados desconsiderados no cálculo das tensões médias.

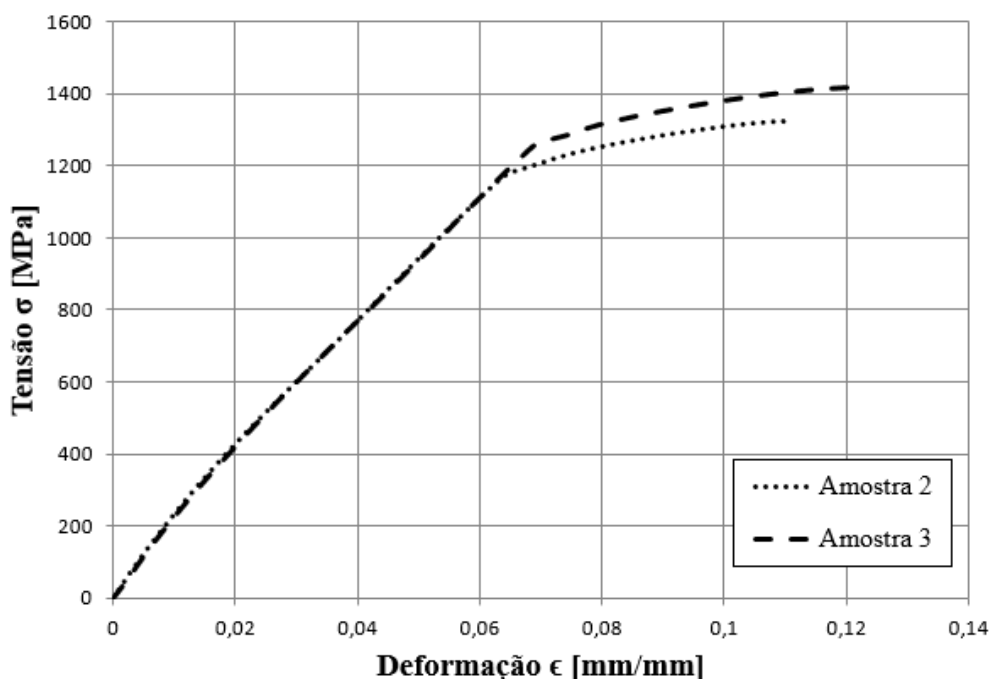


FIGURA 4.1 – Curvas tensão-deformação verdadeira transformadas do aço ABNT 4140 endurecido até a tensão máxima.

Silva e Mei (1988) apresentam um gráfico com as curvas de alongamento, resistência à tração e limite de escoamento a 0,2 % para o aço ABNT 4140 temperado em óleo a 850 °C e revenido entre 200 a 700 °C por duas horas. Para o revenimento a 480 °C esse material apresenta

alongamento de 11,5%, resistência à tração de 1350 MPa e tensão de escoamento a 0,2% de 1200 MPa. Portanto, esses valores apresentam uma diferença menor que 2% aos valores médios encontrados na FIG. 4.1, exceto pelo alongamento médio apresentou uma diferença de 66%  $([(19,14-11,5) / 11,5] * 100)$ .

Quanto aos valores de  $n$  e  $k$ , a equação de Hollomon foi utilizada entre o escoamento e a tensão máxima das curvas da FIG.4.1. Algumas regressões do tipo potência foram realizadas e os maiores coeficientes de determinação ( $R^2$ ) foram obtidos com deformação a partir de 0,07 (7 %) até a deformação da tensão máxima. A FIG. 4.2 apresenta as regressões obtidas para as amostras 2 e 3. Os valores médios encontrados de  $n$  (0,197) e  $k$  (2112 MPa) estão entre os valores médios de  $n$  (0,25 e 0,11) e  $k$  (2211,64 e 1717,63 MPa) obtidos por Carneiro (2019) para o aço ABNT 4140 laminado a quente e o aço ABNT 4140 temperado e revenido, respectivamente. Os valores médios e o desvio padrão de tensão de escoamento, tensão máxima e coeficientes são resumidos na TAB. 4.1.

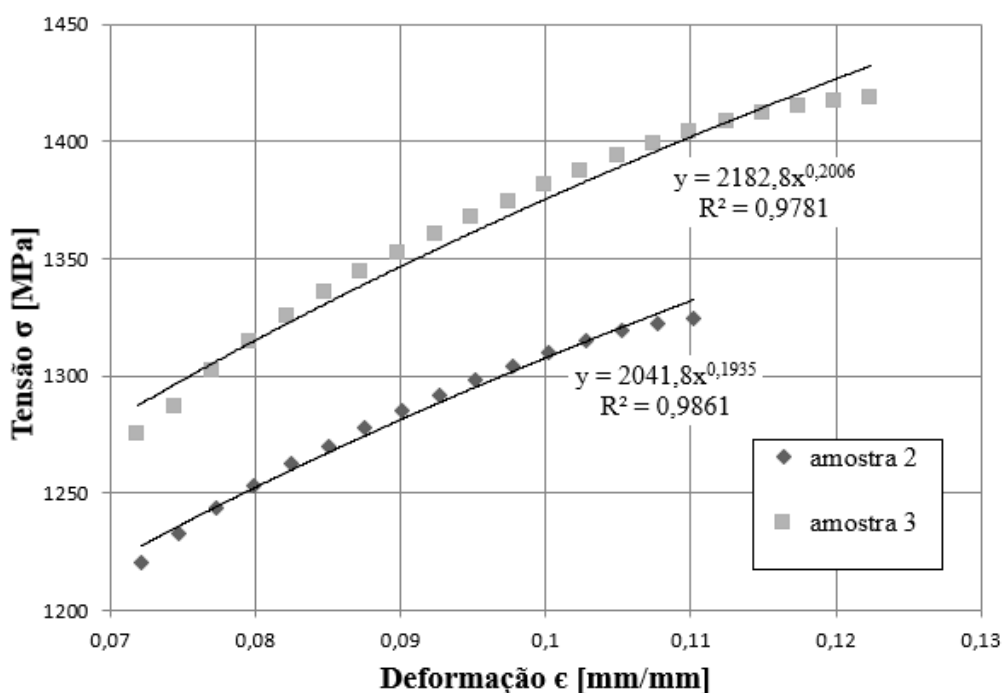


FIGURA 4.2 – Curva tensão-deformação verdadeira de 7% de deformação até tensão máxima.

TABELA 4.1  
Resumo dos ensaios de tração para o aço ABNT 4140 endurecido.

Amostra	Alongamento [%]	$\sigma_{\text{máx}}$ [MPa]	$\sigma_{e0,2\%}$ [MPa]	n	k [MPa]
2	18,32	1324,37	1138,47	0,1935	2042
3	19,96	1418,17	1223,82	0,2006	2183
<b>Média</b>	19,14 ± 1,16	1371,27 ± 66,33	1181,15 ± 60,35	0,197 ± 0,005	2112 ± 100

## 4.2 Rugosidade e topografia

Os parâmetros de amplitude de rugosidade são os mais utilizados para caracterizar a topografia de uma superfície. Eles são usados para medir as características verticais presentes na superfície de medição (GADELMAWLA *et al.*, 2002). Por isso, foram escolhidos os seguintes parâmetros para analisar o efeito do roleteamento sobre a superfície dos corpos de prova: desvio aritmético médio (Ra) e altura máxima do perfil (Rz), a qual é obtida pelo somatório da altura máxima do pico (Rp) com a profundidade máxima do vale (Rv) no mesmo comprimento de amostragem.

### 4.2.1 Desvio aritmético médio do perfil

O desvio aritmético médio do perfil (Ra) foi analisado por ser um dos parâmetros mais utilizados acadêmica e industrialmente para caracterizar e avaliar a qualidade superficial de um material. Além disso, é um parâmetro de fácil medição e interpretação.

Os valores de Ra obtidos neste trabalho são apresentados na TAB. A.1 do Apêndice A. Os dados sem tratamento estatístico foram analisados fixando dois parâmetros de roleteamento em valores intermediários e variando o terceiro parâmetro com o objetivo de apresentar uma visão geral do comportamento deste parâmetro. A FIG. 4.3 mostra a variação de Ra em função da pressão de roleteamento e o valor para o corpo de prova não roleteado. Para qualquer valor de pressão, a média da rugosidade foi reduzida em pelo menos cinco vezes, indicando uma grande influência do roleteamento sobre o acabamento. O menor valor médio de Ra foi obtido para Pr = 200 bar, pois foi o nível de pressão que ocasionou a deformação plástica na superfície mais adequada para diminuição das asperezas do perfil. Portanto, provavelmente a menor pressão deformou menos os picos da superfície e a maior pressão gerou maior deformação plástica dos picos, produzindo recalque de material (novos picos e vales na superfície), elevando assim o valor médio de Ra quando comparado a pressão intermediária.

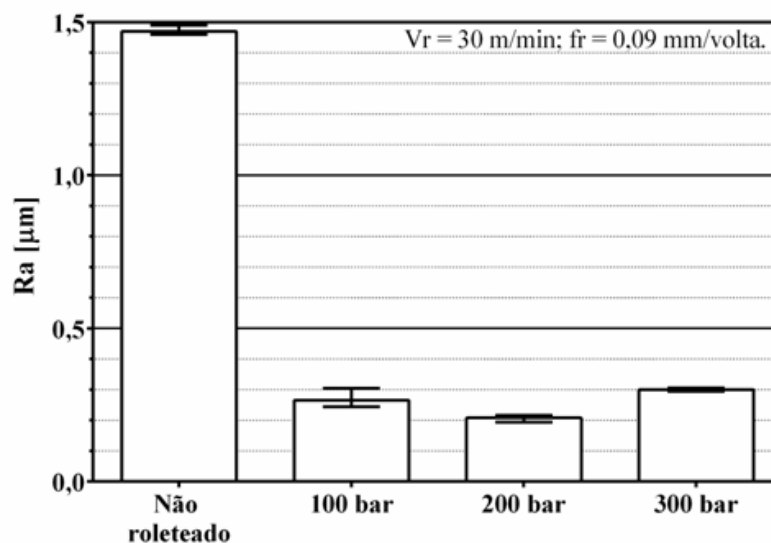


FIGURA 4.3 – Variação de Ra com a pressão de roleteamento.

A FIG. 4.4 apresenta os valores de Ra em função da velocidade de roleteamento e o valor para o corpo de prova não roleteado para fins comparativos. Para as três velocidades testadas, o valor médio de Ra reduziu mais de seis vezes em relação à superfície não roleteada. Porém, a variação da velocidade de roleteamento quando a pressão é 200 bar e avanço 0,09 mm/volta não alterou significativamente o valor médio de Ra, por isso, o uso da maior velocidade é indicado neste caso para reduzir o tempo do roleteamento.

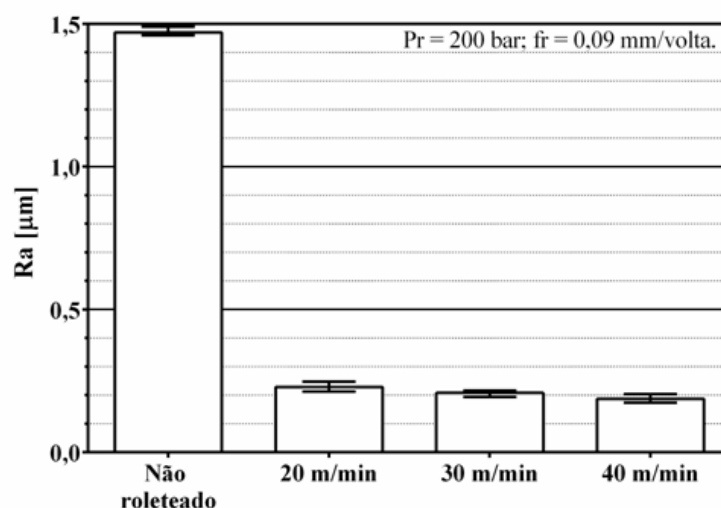


FIGURA 4.4 - Variação de Ra com a velocidade de roleteamento.

Os valores de Ra em função do avanço de roleteamento são apresentados na FIG. 4.5. Neste caso, a operação de roleteamento reduziu em pelo menos seis vezes o valor médio de Ra

quando comparado à superfície não roleteada. A elevação do avanço apresentou uma tendência de aumento do valor médio de Ra, comportamento que pode ser explicado pela menor deformação plástica ocasionada pelo maior espaçamento entre trajetórias adjacentes das esferas ao longo da superfície, ou seja, menor sobreposição das trajetórias das esferas de roleteamento.

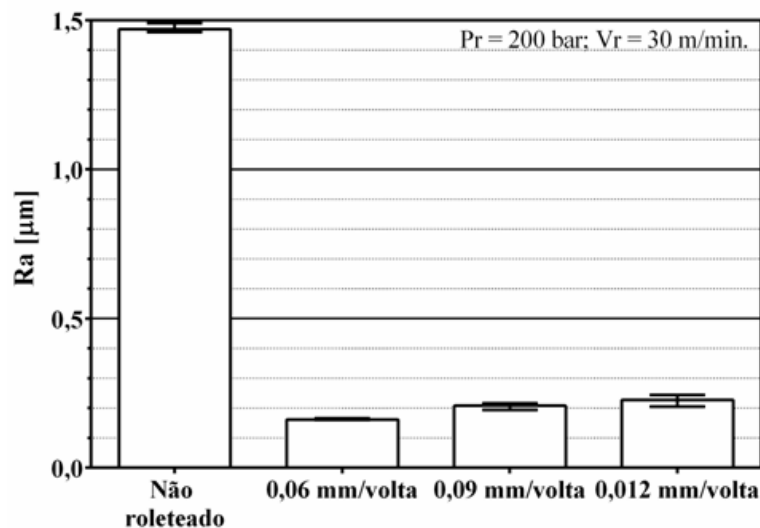


FIGURA 4.5 - Variação de Ra com o avanço de roleteamento.

Quanto à análise estatística, foi realizada uma avaliação para se obter os resíduos padronizados dos dados. Inicialmente, os valores dos resíduos apresentaram um p-valor menor que o nível de significância de 5% (ou seja, nível de confiança de 95%), no teste de Anderson-Darling, rejeitando-se a hipótese de que os dados seguiram uma distribuição normal.

Uma tentativa para normalizar os resíduos é aplicar a transformação de Box-Cox. Considerando  $X_1, \dots, X_n$  os dados originais, essa transformação consiste em encontrar um  $\lambda$  tal que os dados transformados  $Y_1, \dots, Y_n$  se aproximem de uma distribuição normal (PORTAL ACTION - TRANSFORMAÇÃO DE BOX-COX, s.d.). Se  $\lambda$  for igual a zero,  $Y_i(\lambda) = \ln(X_i)$  e se  $\lambda$  for diferente de zero,  $Y_i(\lambda) = (X_i^\lambda - 1)/\lambda$ . O *software* Minitab permite escolher quatro valores de  $\lambda$ : ótimo, igual a zero (log natural), 0,5 (raiz quadrada) ou escolher um valor para  $\lambda$ .

Com o  $\lambda$  ótimo, os resíduos padronizados transformados apresentaram p-valor (0,536) maior que 0,05 no teste de Anderson-Darling. Aceita-se a hipótese de que os dados seguiram uma distribuição normal. A FIG. 4.6, mostra os valores dos resíduos transformados organizados ao longo e próximos da linha reta de distribuição normal, o que confirma que esses resíduos seguiram uma distribuição normal.

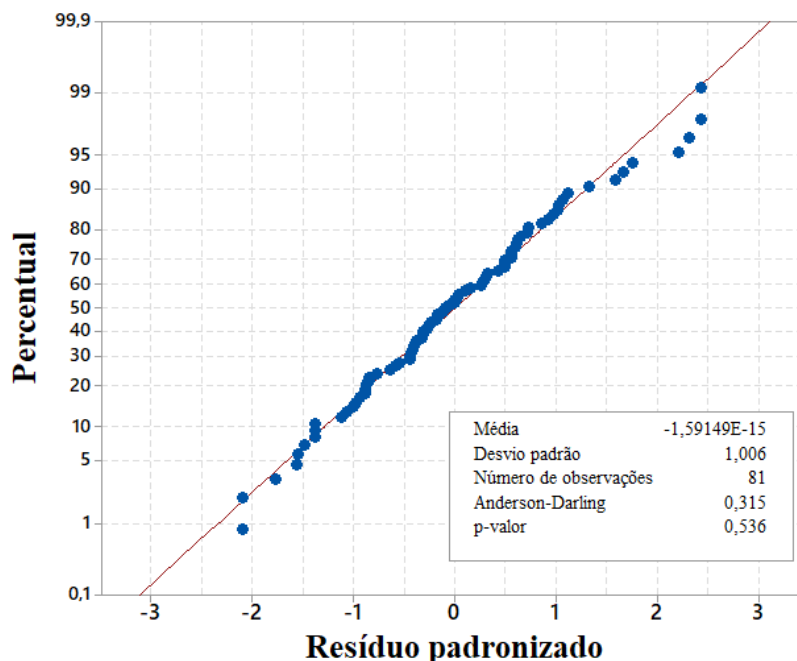


FIGURA 4.6– Gráfico de probabilidade normal para Ra.

Para validação do modelo, realizou-se a análise dos resíduos padronizados para os dados de Ra, como mostrado na FIG. 4.7. O gráfico de probabilidade normal (FIG. 4.7a) é o mesmo mostrado na FIG. 4.6, mas sem os dados do teste de Anderson-Darling. De acordo com Montgomery e Runger (2016), outras condições da análise residual são ligadas à necessidade de a média ser zero e a variância, constante. Eles também afirmaram que se os erros forem distribuídos normalmente, aproximadamente 95% dos resíduos padronizados devem cair no intervalo de  $\pm 2$ . O gráfico de resíduos em função dos ajustes (FIG. 4.7b) verifica essas condições, sendo que 75 (92,6%) dos 81 pontos estão na faixa de  $\pm 2$ , corroborando a condição de distribuição normal dos erros. Além disso, percebeu-se que a média de todos os pontos se aproxima de zero e os pontos estão distribuídos ao longo da abscissa (variância constante), ou seja, não apresentam uma tendência de comportamento clara. O histograma (FIG. 4.7c) é usado para avaliar se os dados são assimétricos ou espúrios. Neste caso, a maior frequência não é em zero como esperado, mas a distribuição dos dados apresenta simetria. O gráfico de resíduos em função da ordem (FIG. 4.7d) é usado para verificar se os resíduos não são correlacionados, ou seja, se os resíduos são variáveis aleatórias e independentes entre si (SUPORTE AO MINITAB 18, s.d.). Esse gráfico comprova que os resíduos estão distribuídos aleatoriamente em relação ao tempo.

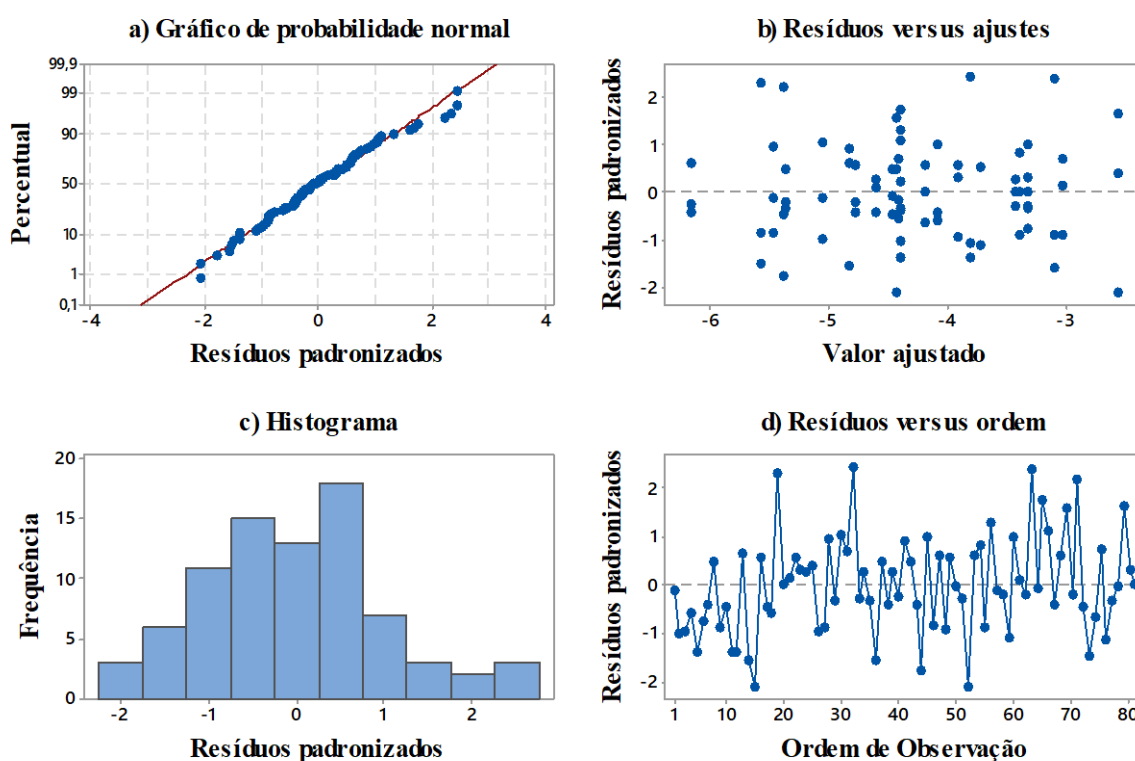


FIGURA 4.7 – Gráficos de resíduos padronizados de Ra: a) gráfico de probabilidade normal, b) resíduos versus ajustes, c) histograma e d) resíduos versus ordem.

A TAB. 4.2 mostra os resultados da ANOVA com os dados transformados (Box-Cox) para o desvio aritmético médio. Os graus de liberdade (GL) representam a quantidade de informação que os dados fornecem para estimar os valores no modelo, parâmetro determinado pelo número de observações. A coluna  $SQ_{aj}$  representa a soma ajustada dos quadrados (SQ) calculada a partir dos dados de entrada. A coluna  $QM_{aj}$  representa o quadrado médio ajustado, que é calculado a partir do SQ e do GL. O valor de F é calculado a partir dos quadrados médios, sendo um procedimento de teste estatístico similar ao teste de p-valor e que indica o quanto as médias dos grupos não são iguais. Já o p-valor é a probabilidade de significância do teste, que mede a força da evidência (justificativa) contra a hipótese  $H_0$  em uma escala numérica, ou seja, é a probabilidade de que a estatística do teste tenha valor extremo em relação ao observado quando a  $H_0$  é verdadeira. (SUPORTE AO MINITAB 18, s.d.).

O valor do coeficiente de determinação ( $R^2$ ), que varia entre 0 a 1 (0 e 100%), mostra o quão o modelo de regressão se ajusta aos dados; quanto maior esse valor, melhor o ajuste do modelo. Já o  $R^2_{aj}$  ajustado representa a porcentagem de variação na resposta que é explicada pelo modelo, ou seja, o quanto os fatores usados no modelo explicam a resposta obtida e o  $R^2_{pred}$  predito determina o quão bem o modelo prediz as respostas para novas observações (SUPORTE AO MINITAB 18, s.d.).



De acordo com a TAB. 4.2, o nível de ajuste do modelo para a variação de Ra foi de 94,34%. Os três fatores (pressão, velocidade e avanço de roleteamento) foram significativos estatisticamente, pois apresentaram p-valor menor que o nível de significância considerado (0,05), ou seja, a hipótese de que as médias são iguais foi rejeitada. Quanto às interações de segunda ordem, pressão x velocidade e velocidade x avanço foram significativas. Além disso, a interação de terceira ordem ( $P_r \times V_r \times f_r$ ) também foi significativa, porém o software não fornece graficamente essa interação.

TABELA 4.2  
Análise de variância para os dados de desvio aritmético médio (Ra).

Fonte	GL	SQ <sub>aj.</sub>	QM <sub>aj.</sub>	Valor F	p-valor
Modelo	26	60,8737	2,34130	34,64	0,000
Linear	6	29,3759	4,89598	72,43	0,000
<b>Pressão</b>	<b>2</b>	<b>16,4314</b>	<b>8,21569</b>	<b>121,54</b>	<b>0,000</b>
<b>Velocidade</b>	<b>2</b>	<b>3,0442</b>	<b>1,52212</b>	<b>22,52</b>	<b>0,000</b>
<b>Avanço</b>	<b>2</b>	<b>9,9003</b>	<b>4,95013</b>	<b>73,23</b>	<b>0,000</b>
Interações de dois fatores	12	19,1882	1,59902	23,66	0,000
<b><math>P_r \times V_r</math></b>	<b>4</b>	<b>9,7785</b>	<b>2,44463</b>	<b>36,16</b>	<b>0,000</b>
$P_r \times f_r$	4	0,2678	0,06694	0,99	0,421
<b><math>V_r \times f_r</math></b>	<b>4</b>	<b>9,1420</b>	<b>2,28549</b>	<b>33,81</b>	<b>0,000</b>
Interações de três fatores	8	12,3096	1,53870	22,76	0,000
<b><math>P_r \times V_r \times f_r</math></b>	<b>8</b>	<b>12,3096</b>	<b>1,53870</b>	<b>22,76</b>	<b>0,000</b>
Erro	54	3,6503	0,06760		
Total	80	64,5239			
Sumário do modelo	Spadrão	R <sup>2</sup>	R <sup>2</sup> <sub>aj.</sub>	R <sup>2</sup> <sub>pred.</sub>	
	0,259995	94,34%	91,62%	87,27%	

Na FIG. 4.8 é mostrada a influência dos três fatores sobre o valor médio de Ra considerando todas as condições avaliadas. O menor valor médio de Ra foi obtido sob pressão de roleteamento de 200 bar e o maior para  $P_r = 300$  bar. A pressão de 100 bar reduziu o valor médio de Ra em relação ao corpo de prova não roleteado ( $R_a = 1,47 \mu\text{m}$ ) devido à deformação dos picos da superfície, porém a maior deformação plástica ocasionada pela pressão de 200 bar reduziu em  $0,03 \mu\text{m}$  o valor médio de Ra quando comparado com a menor pressão de roleteamento. Já a maior pressão (300 bar) provocou deformações plásticas excessivas, invertendo o comportamento de achatamento dos picos para geração de novas irregularidades na superfície, ou seja, o maior afundamento da esfera elevou deslocamento do material. O manual do equipamento de roletear (ECOROLL, 2016) recomenda que, para material com durezas até 450 HV, deve-se aplicar pressões de roleteamento entre 150 e 250 bar como

indicado no QUADRO I.1 do Anexo I. Portanto, o comportamento observado está coerente com a recomendação do fabricante.

A elevação da velocidade de roleteamento aumentou o valor médio de Ra, possivelmente devido ao aumento da vibração no contato esfera/peça e pela redução do tempo de deformação plástica da superfície. Devido à usinagem anterior, os corpos de prova apresentaram batimento radial, característica intensificada pelo aumento da rotação do eixo árvore durante a elevação da velocidade de roleteamento. Esse comportamento foi mais acentuado entre as velocidades de 20 e 30 m/min do que entre 30 e 40 m/min.

Já o aumento do avanço de 0,06 para 0,09 mm/volta pouco alterou o valor médio de Ra, mas o crescimento para 0,12 mm/volta piorou a rugosidade em 0,04  $\mu\text{m}$ . Esse comportamento pode ser explicado pela redução da deformação plástica na superfície devido a menor sobreposição das trajetórias das esferas.

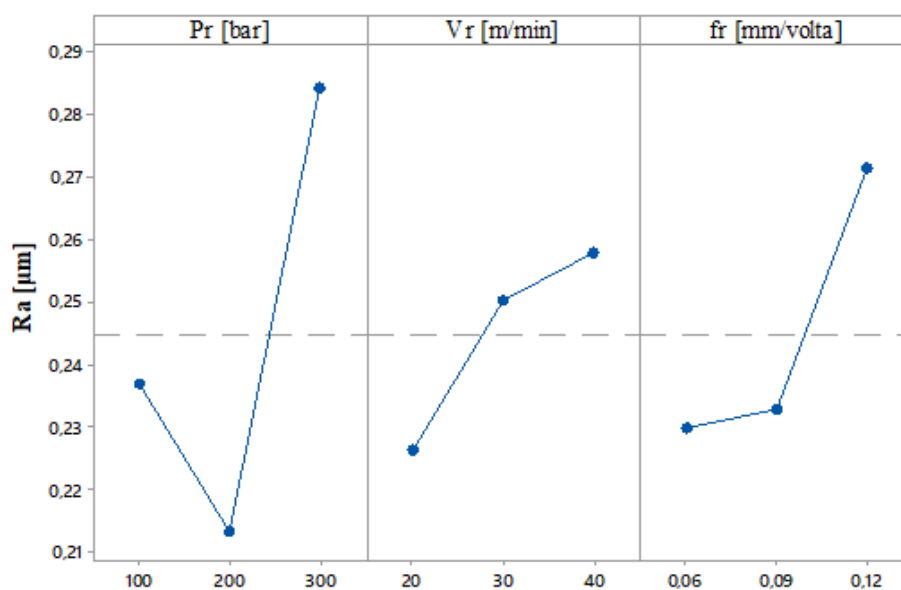


FIGURA 4.8 – Gráficos de efeitos principais para os valores médios de Ra.

O gráfico de interação entre pressão e velocidade de roleteamento mostrado na FIG. 4.9 indica que a pressão de 300 bar apresentou os maiores valores médios de Ra e que a elevação da velocidade intensificou ainda mais este valor, indicando que a maior deformação plástica (maior esforço para roletear) induziu a presença de vibração no contato esfera/peça. As pressões de 100 e 200 bar não apresentaram uma tendência clara com a variação de velocidade.

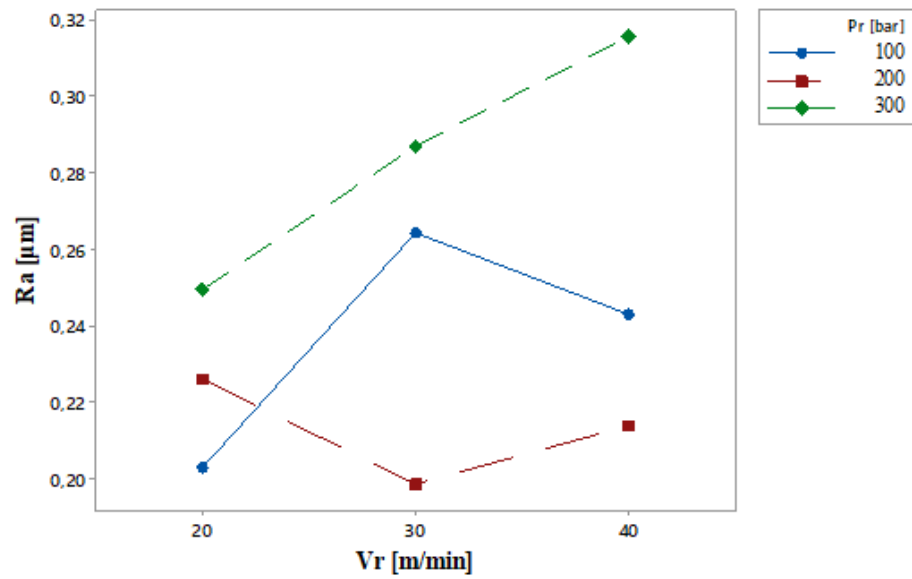


FIGURA 4.9 – Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times V_r$ ) para valores médios de Ra.

Já na FIG. 4.10 nota-se que, exceto para a velocidade de roleteamento de 40 m/min que não apresentou comportamento com tendência clara, tanto o aumento da velocidade quanto do avanço elevou o valor médio de Ra, reforçando a hipótese de que a redução da sobreposição e aumento da vibração podem prejudicar o acabamento do corpo de prova.

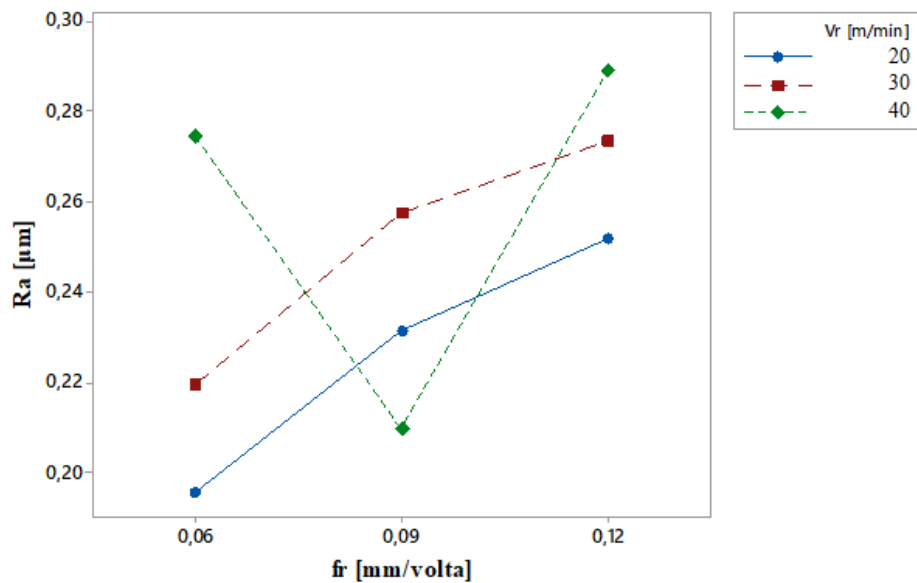


FIGURA 4.10 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $V_r \times f_r$ ) para valores médios de Ra.

#### 4.2.2 Altura máxima do perfil

A altura máxima do perfil ( $R_z$ ) é um parâmetro de amplitude bastante utilizado e representa a soma da altura máxima do pico ( $R_p$ ) com a maior profundidade do vale ( $R_v$ ) do perfil no comprimento de amostragem. Os valores de  $R_p$  e  $R_v$  obtidos neste trabalho são apresentados no Apêndice A (TABS. A.2 e A.3). De modo análogo aos dados de  $R_a$ , a análise sem tratamento estatístico fixou dois parâmetros de roleteamento em valores intermediários e variou o terceiro parâmetro.

Observa-se na FIG. 4.11 que a variação de  $R_z$ ,  $R_v$  e  $R_p$  em função da pressão de roleteamento e o valor para o corpo de prova não roleteado como referência. O roleteamento reduziu em quase 75% o valor de  $R_z$  devido à redução considerável dos valores de  $R_v$  e  $R_p$  nos três níveis de pressão testados. Uma possível explicação para isso pode ser o preenchimento dos vales pelo material deformado nos picos, o que diminuiu os valores de  $R_z$ ,  $R_v$  e  $R_p$ . Para pressão de 100 bar e 200 bar, os valores de  $R_v$  e  $R_p$  foram muito próximos, produzindo o menor valor de  $R_z$  encontrado neste gráfico. A elevação da pressão de roleteamento para 300 bar duplicou o valor de  $R_z$  em comparação aos dois níveis de pressão, pois possivelmente o aumento da deformação plástica na superfície (afundamento da esfera no material) induziu o deslocamento ou recalque de material na forma de novos picos e vales ou de defeitos superficiais (escamas, rebarbas, etc.). Outro ponto importante é a razão  $R_v/R_p$  e nota-se na FIG. 4.11 que o roleteamento equilibrou essa razão para próximo de um, enquanto no corpo de prova não roleteado essa razão foi menor. Portanto, o roleteamento deformou mais os picos do que os vales do perfil.

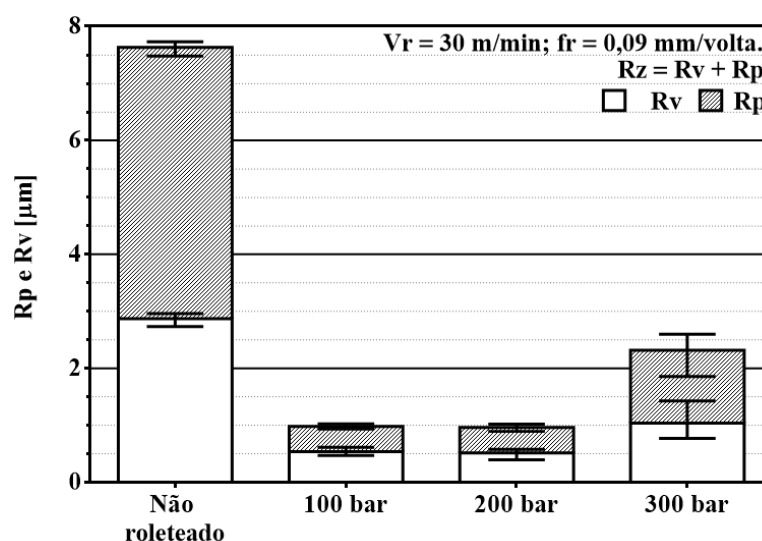


FIGURA 4.11 - Variação de  $R_p$  e  $R_v$  com a pressão de roleteamento.

Os valores de R<sub>z</sub>, R<sub>v</sub> e R<sub>p</sub> em função da variação da velocidade de roleteamento são apresentados na FIG. 4.12. O roleteamento reduziu em mais de 80% o valor de R<sub>z</sub> em relação ao corpo de prova não roleteado, porém a variação da velocidade de roleteamento não provocou alteração significativa nos valores de R<sub>z</sub>, R<sub>v</sub> e R<sub>p</sub>, indicando que o uso da maior velocidade pode reduzir o tempo de operação sem prejudicar esses três parâmetros. Além disso, novamente o roleteamento aproximou a relação R<sub>v</sub>/R<sub>p</sub> de um, reforçando a hipótese de maior achatamento dos picos do que preenchimento dos vales da superfície.

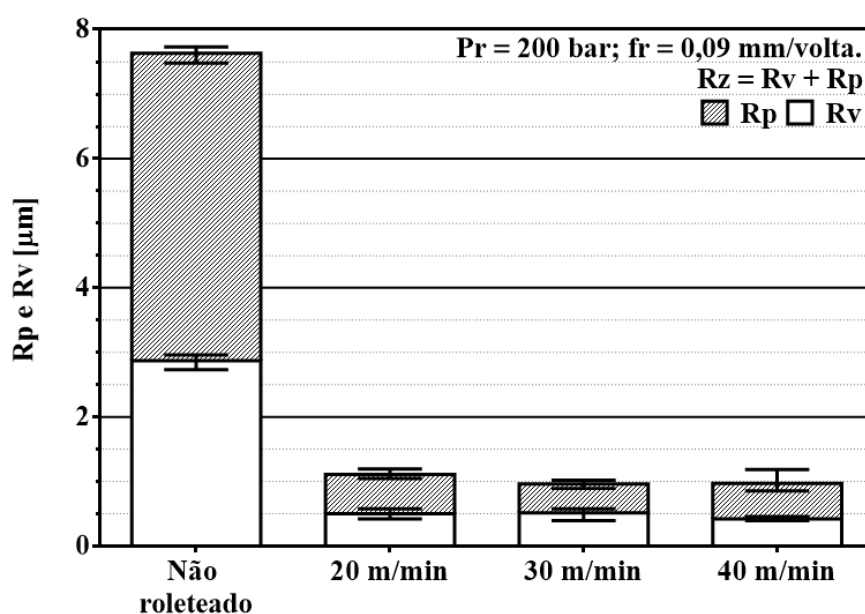


FIGURA 4.12 - Variação de R<sub>p</sub> e R<sub>v</sub> com a velocidade de roleteamento.

Quanto à variação do avanço de roleteamento, nota-se na FIG. 4.13 que o roleteamento reduziu em mais de 80% o valor de R<sub>z</sub> e a variação do avanço de roleteamento não induziu alteração significativa nos valores de R<sub>z</sub>, R<sub>v</sub> e R<sub>p</sub>. Portanto, para pressão de 200 bar e velocidade de 30 m/min o uso do maior avanço pode reduzir o tempo de operação sem prejudicar esses três parâmetros. Mais uma vez o roleteamento aproximou a relação R<sub>v</sub>/R<sub>p</sub> da unidade.

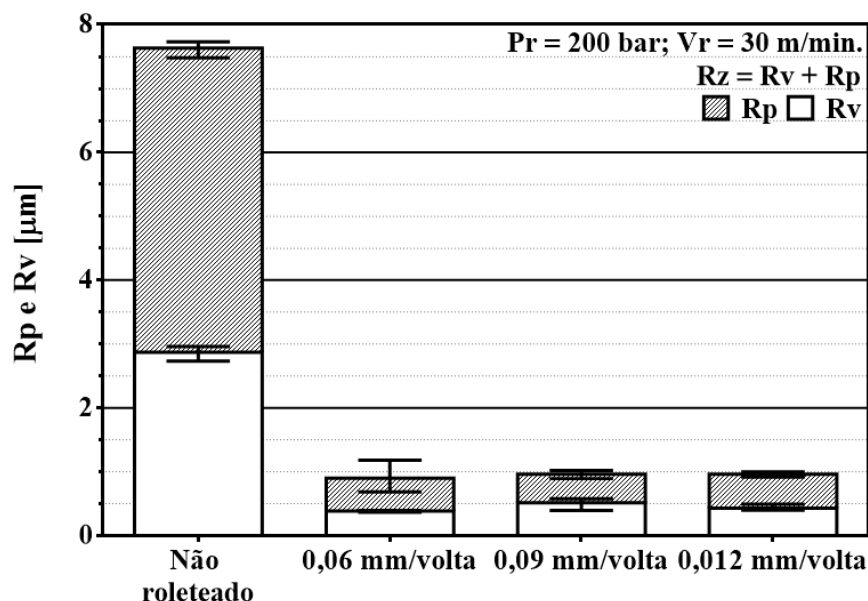


FIGURA 4.13 - Variação de Rp e Rv com o avanço de roleteamento.

A análise estatística será apresentada considerando-se apenas Rp e Rv, cuja soma perfaz Rz. A análise de Rp indicou que para o teste de Anderson-Darling, o p-valor apresentou um valor menor que o nível de significância de 0,05. Com o  $\lambda$  ótimo na transformação Box-Cox, os resíduos padronizados transformados apresentaram p-valor (0,124) maior que 0,05 no teste de Anderson-Darling. A análise dos resíduos padronizados para os dados de Rp apresentaram comportamento similar aos dados de Ra. Os gráficos obtidos com essa análise podem ser vistos no Apêndice B (FIG. B.1 e B.2).

Os resultados da ANOVA dos dados transformados do parâmetro de altura máxima do pico são apresentados na TAB. 4.3. O nível de ajuste do modelo para a variação de Rp foi de 86,77%. Apenas a pressão de roleteamento foi significativa estatisticamente, pois apresentou p-valor menor que o nível de significância considerado (0,05). Quanto às interações de segunda ordem, pressão em função da velocidade e pressão em função do avanço foram significativas. Por fim, a interação de terceira ordem ( $P_r \times V_r \times f_r$ ) também foi estatisticamente significativa.

TABELA 4.3  
Análise de variância para os dados de altura máxima do pico ( $R_p$ ).

Fonte	GL	$SQ_{aj.}$	$QM_{aj.}$	Valor F	p-valor
Modelo	26	6,34677	0,24411	13,63	0,000
Linear	6	5,10273	0,85045	47,48	0,000
<b>Pressão</b>	<b>2</b>	<b>4,96986</b>	<b>2,48493</b>	<b>138,72</b>	<b>0,000</b>
Velocidade	2	0,05051	0,02525	1,41	0,253
Avanço	2	0,08236	0,04118	2,30	0,110
Interações de dois fatores	12	0,92970	0,07747	4,33	0,000
<b><math>P_r \times V_r</math></b>	<b>4</b>	<b>0,40224</b>	<b>0,10056</b>	<b>5,61</b>	<b>0,001</b>
<b><math>P_r \times f_r</math></b>	<b>4</b>	<b>0,34790</b>	<b>0,08698</b>	<b>4,86</b>	<b>0,002</b>
$V_r \times f_r$	4	0,17955	0,04489	2,51	0,053
Interações de três fatores	8	0,31435	0,03929	2,19	0,042
<b><math>P_r \times V_r \times f_r</math></b>	<b>8</b>	<b>0,31435</b>	<b>0,03929</b>	<b>2,19</b>	<b>0,042</b>
Erro	54	0,96731	0,01791		
Total	80	7,31408			
Sumário do modelo	Spadrão	$R^2$	$R^2_{aj.}$	$R^2_{pred.}$	
	0,133840	86,77%	80,41%	70,24%	

A influência da pressão de roleteamento sobre o valor médio de  $R_p$  pode ser vista na FIG. 4.14. A elevação da pressão de roleteamento aumentou o valor médio de  $R_p$ , principalmente para  $P_r = 300$  bar, pois sob esta pressão o valor médio de  $R_p$  praticamente duplicou em relação às outras duas pressões. Esse comportamento reforça a suposição de recalque de material na superfície, o que favoreceu o surgimento de novos picos ou defeitos superficiais.

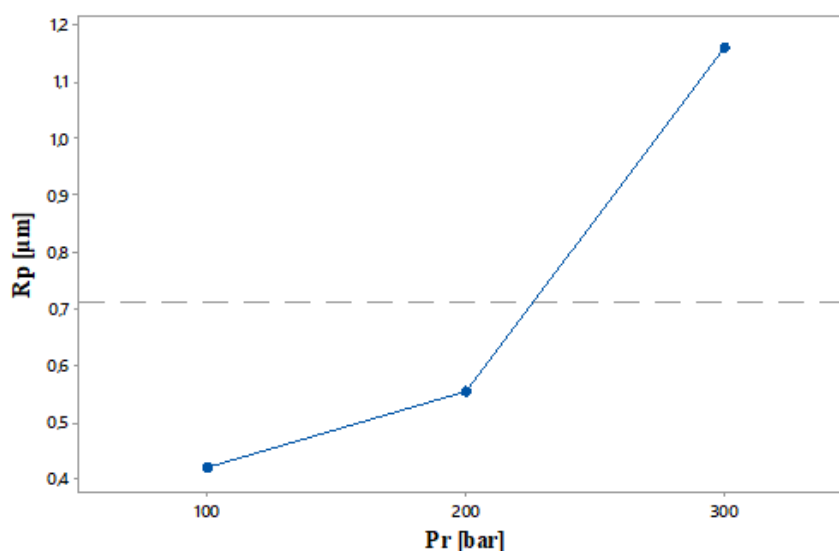


FIGURA 4.14 – Gráfico de efeito principal para valores médios de  $R_p$ .

Depreende-se da FIG. 4.15 que sob pressões de 100 e 200 bar, a variação da velocidade de roleteamento não alterou consideravelmente o valor médio de  $R_p$ . Mas para maior pressão, a elevação da velocidade ampliou o valor médio de  $R_p$  em quase 100%. Esse comportamento pode ser explicado pelo aumento de vibração ocasionada pela combinação de pressão mais alta (maior força de roleteamento das esferas) com altas velocidades.

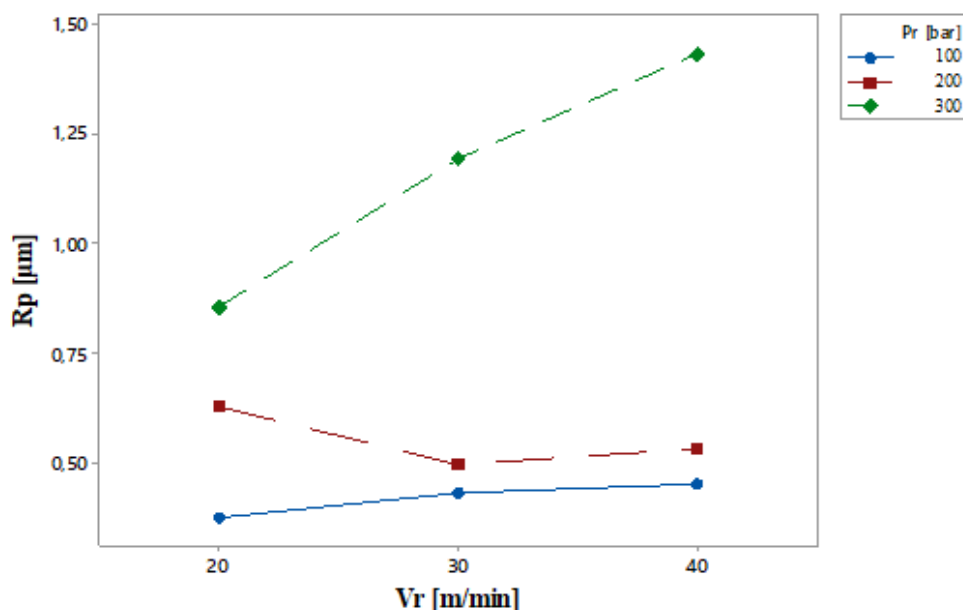


FIGURA 4.15 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times V_r$ ) para valores médios de  $R_p$ .

Sob pressões de 100 e 200 bar (FIG. 4.16), a variação do avanço de roleteamento não alterou substancialmente o valor médio de  $R_p$ . Porém, para  $P_r = 300$  bar a mudança do avanço de 0,06 para 0,09 mm/volta diminuiu em mais de 30% o valor médio de  $R_p$ . Isso ocorreu possivelmente pela redução na sobreposição das esferas na superfície do material. Já para  $f_r = 0,12$  mm/volta foi obtido um valor médio de  $R_p$  similar ao do avanço intermediário, indicando que a redução da sobreposição neste caso produziu a mesma tendência observada para as pressões de 100 e 200 bar.



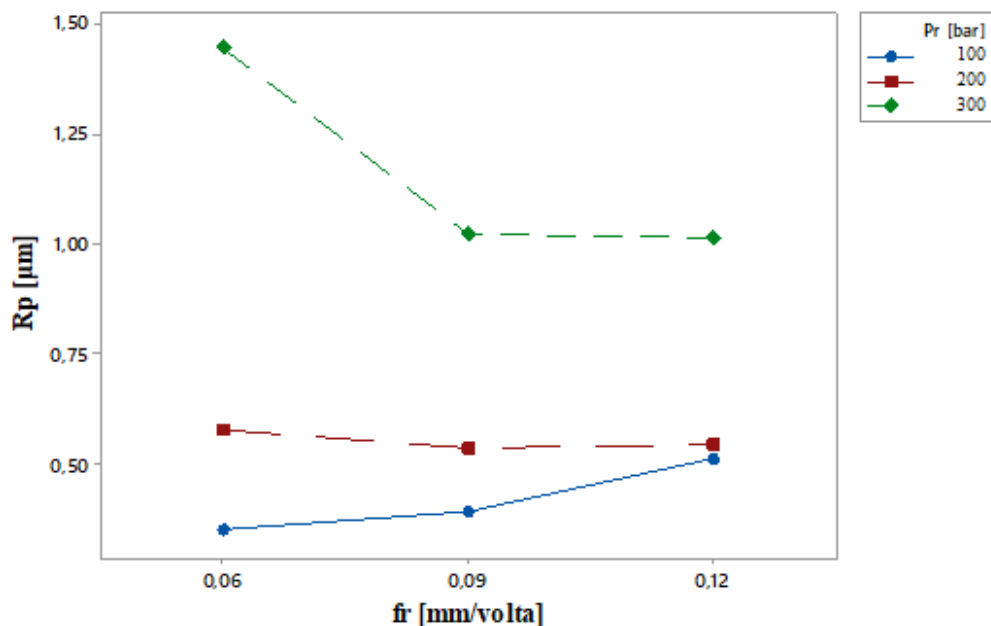


FIGURA 4.16 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times f_r$ ) para valores médios de  $R_p$ .

Quanto à  $R_v$ , a análise estatística indicou que o p-valor foi menor que o nível de significância de 0,05 para o teste de Anderson-Darling. Com o  $\lambda$  ótimo na transformação Box-Cox, os resíduos padronizados transformados apresentaram p-valor (0,536) maior que 0,05 no teste de Anderson-Darling. A análise dos resíduos padronizados para os dados de  $R_p$  apresentou resultados semelhantes aos encontrados para  $R_p$ , como mostrados nas FIG. B.3 e B.4 (Apendência B).

Os resultados da ANOVA dos dados transformados do parâmetro de profundidade máxima do vale são apresentados na TAB. 4.4. O nível de ajuste do modelo para a variação de  $R_v$  foi de 92,32%. Os três parâmetros de roleteamento analisados foram significativos estatisticamente. Quanto às interações de segunda ordem, pressão em função da velocidade, pressão em função do avanço e velocidade em função do avanço foram significativas. Por fim, a interação de terceira ordem ( $P_r \times V_r \times f_r$ ) também foi significativa estatisticamente.

TABELA 4.4  
Análise de variância para os dados de profundidade máxima do vale ( $R_v$ ).

Fonte	GL	SQ <sub>aj.</sub>	QM <sub>aj.</sub>	Valor F	p-valor
Modelo	26	41,246	1,58639	24,98	0,000
Linear	6	23,487	3,91446	61,63	0,000
<b>Pressão</b>	<b>2</b>	<b>17,785</b>	<b>8,89248</b>	<b>140,00</b>	<b>0,000</b>
<b>Velocidade</b>	<b>2</b>	<b>1,569</b>	<b>0,78468</b>	<b>12,35</b>	<b>0,000</b>
<b>Avanço</b>	<b>2</b>	<b>4,132</b>	<b>2,06622</b>	<b>32,53</b>	<b>0,000</b>
Interações de dois fatores	12	12,935	1,07788	16,97	0,000
<b>P<sub>r</sub> x V<sub>r</sub></b>	<b>4</b>	<b>3,979</b>	<b>0,99467</b>	<b>15,66</b>	<b>0,000</b>
<b>P<sub>r</sub> x f<sub>r</sub></b>	<b>4</b>	<b>4,345</b>	<b>1,08626</b>	<b>17,10</b>	<b>0,000</b>
<b>V<sub>r</sub> x f<sub>r</sub></b>	<b>4</b>	<b>4,611</b>	<b>1,15271</b>	<b>18,15</b>	<b>0,000</b>
Interações de três fatores	8	4,825	0,60309	9,50	0,000
<b>P<sub>r</sub> x V<sub>r</sub> x f<sub>r</sub></b>	<b>8</b>	<b>4,825</b>	<b>0,60309</b>	<b>9,50</b>	<b>0,000</b>
Erro	54	3,430	0,06352		
Total	80	44,676			
Sumário do modelo	Spadrão	R <sup>2</sup>	R <sup>2</sup> <sub>aj.</sub>	R <sup>2</sup> <sub>pred.</sub>	
	0,252024	92,32%	88,63%	82,73%	

Observa-se na FIG. 4.17 que a elevação da pressão de roleteamento de 100 para 200 bar alterou menos que 0,05  $\mu\text{m}$  o valor médio de  $R_v$ , porém  $P_r = 300$  bar quase duplicou o valor médio de  $R_v$ . Isso pode indicar um intenso escoamento de material na superfície devido à deformação plástica excessiva. A elevação da velocidade de roleteamento ampliou em até 0,15  $\mu\text{m}$  o valor médio de  $R_v$ , possivelmente pela redução no tempo de roleteamento e pelo aumento da vibração durante a operação. Comportamento similar, porém, com menor intensidade, foi encontrado para o avanço de roleteamento, provavelmente pela redução da sobreposição das esferas.

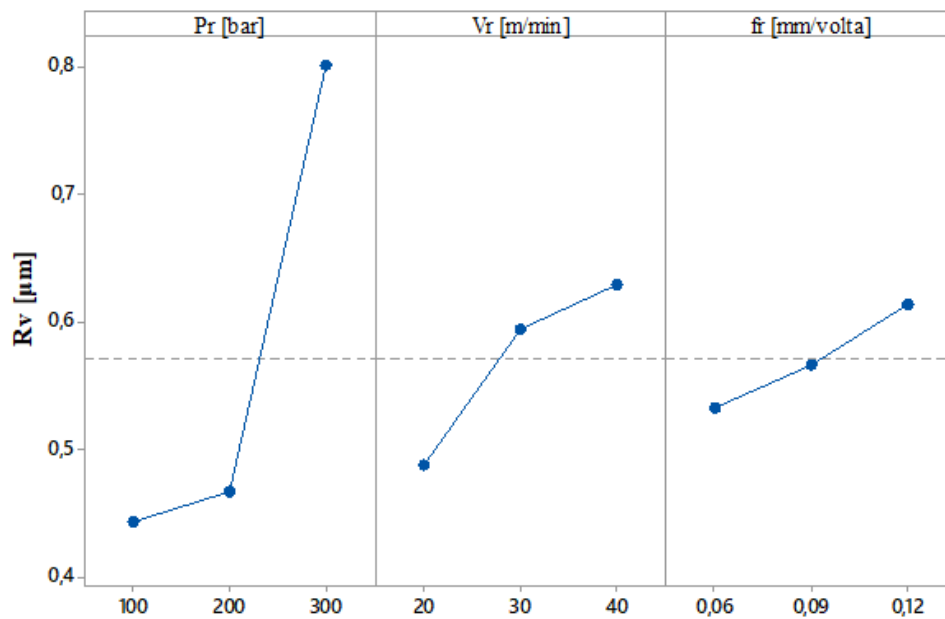


FIGURA 4.17 - Gráfico de efeitos principais para valores médios de  $R_v$ .

Nota-se na FIG. 4.18 que, com pressões de 100 e 200 bar, a variação da velocidade de roleteamento não alterou consideravelmente o valor médio de  $R_v$ . Porém com  $P_r = 300$  bar a elevação da velocidade ampliou o valor médio de  $R_v$  em mais de  $0,4 \mu\text{m}$ . Esse comportamento reforça a hipótese sobre indução de vibração no contato esfera/peça ocasionada pela combinação de pressão mais alta (maior força de roleteamento das esferas) com altas velocidades.

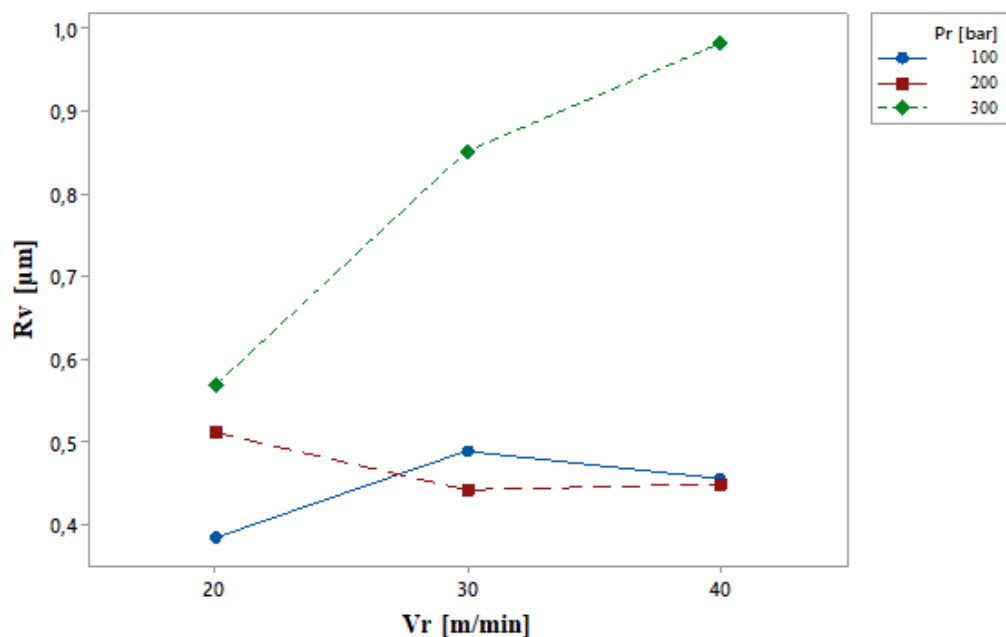


FIGURA 4.18 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times V_r$ ) para valores médios de  $R_v$ .

Ao analisar a FIG. 4.19 conclui-se que sob pressões de 200 e 300 bar a variação do avanço de roleteamento não alterou substancialmente o valor médio de  $R_v$ . Entretanto, na  $P_r = 100$  bar a elevação do avanço ampliou o valor médio de  $R_v$ , provavelmente pela queda na deformação plástica ocasionada pela menor sobreposição e menor pressão.

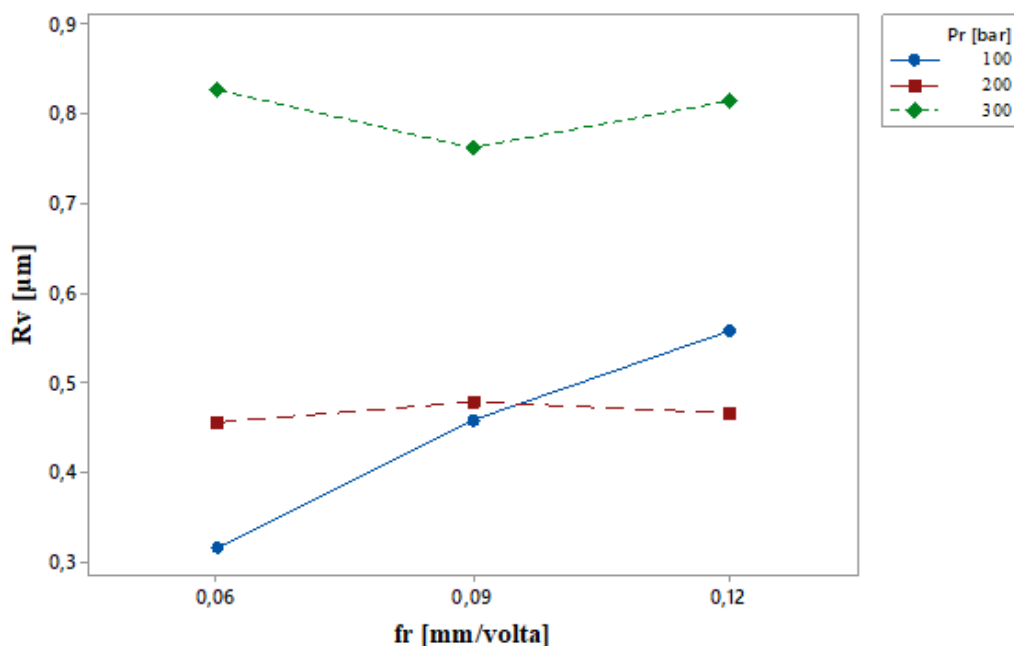


FIGURA 4.19 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times f_r$ ) para valores médios de  $R_v$ .

O gráfico de interação entre velocidade e avanço para os valores médios de  $R_v$  pode ser visto na FIG. 4.20, onde não é possível detectar uma relação clara entre a velocidade e o avanço de roleteamento. Além disso, a variação do valor médio de  $R_v$  dentro das três curvas é menor que  $0,35 \mu\text{m}$ , indicando uma estabilidade na profundidade máxima do vale em função da velocidade e do avanço.

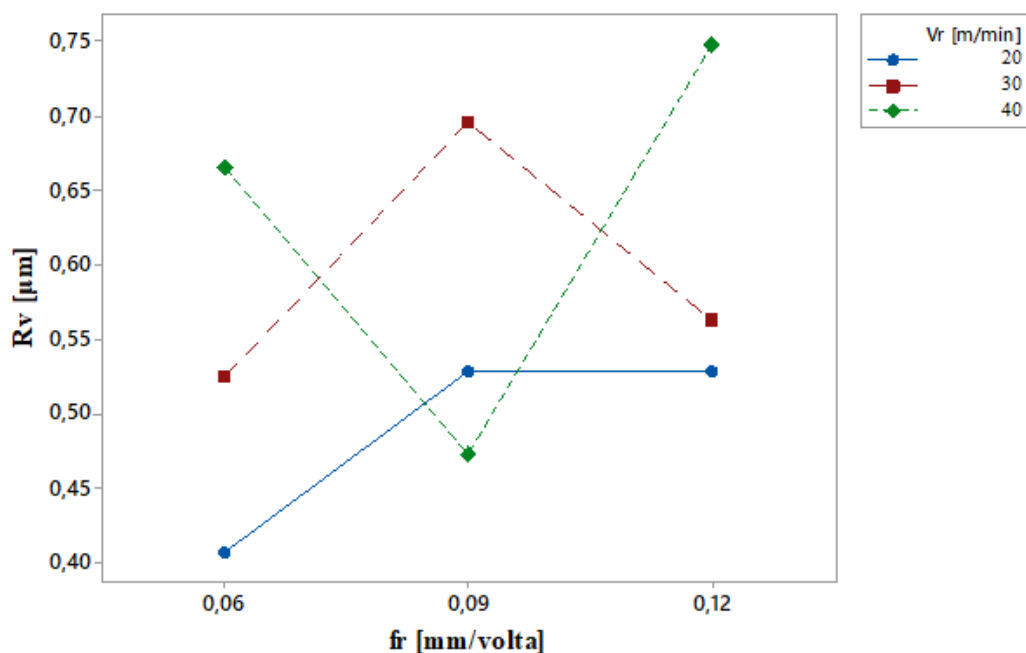


FIGURA 4.20 - Gráfico de interação de segunda ordem ( $V_r \times f_r$ ) para valores médios de  $R_v$ .

#### 4.2.3 Topografia da superfície

Para ilustrar a modificação na topografia introduzida pelo roleteamento com esferas, foi realizada a varredura de uma área (2x10 mm) na região central de dois corpos de prova roleteados sob condições branda e severa e um corpo de prova sem roleteamento. Todas as imagens apresentam escala no eixo z (altura) de 0 a 390  $\mu\text{m}$ .

A topografia do corpo de prova apenas torneado (média de  $R_a$  igual a 1,47  $\mu\text{m}$ ) pode ser vista na FIG. 4.21, na qual é possível identificar facilmente as marcas de avanço e do raio de ponta da ferramenta de corte utilizada durante o torneamento de acabamento.

Na FIG. 4.22 é mostrada a superfície roleteada sob  $P_r = 100$  bar,  $V_r = 20$  m/min e  $f_r = 0,06$  mm/volta (condição mais branda de roleteamento) e que apresentou média de  $R_a$  de 0,183  $\mu\text{m}$ . Na resolução utilizada, não foram identificadas marcas do torneamento prévio, sugerindo uma deformação plástica dos picos e o preenchimento dos vales da superfície após roleteamento. Devido ao baixo avanço de roleteamento (0,06 mm/volta), não foi possível identificar marcas de trajetórias das esferas, o que confirma o efeito de sobreposição das esferas.

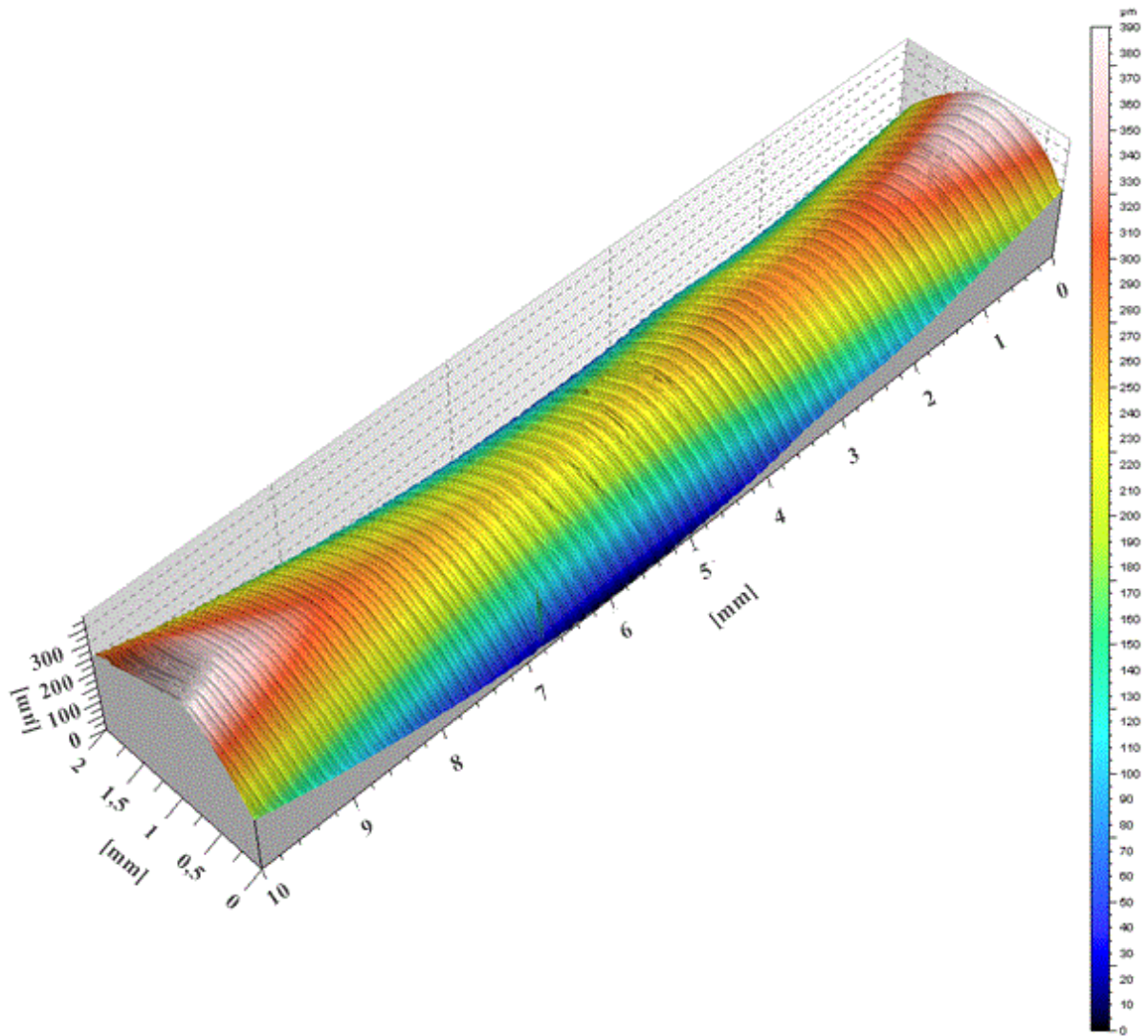


FIGURA 4.21 – Topografia da superfície de um corpo de prova apenas torneado.

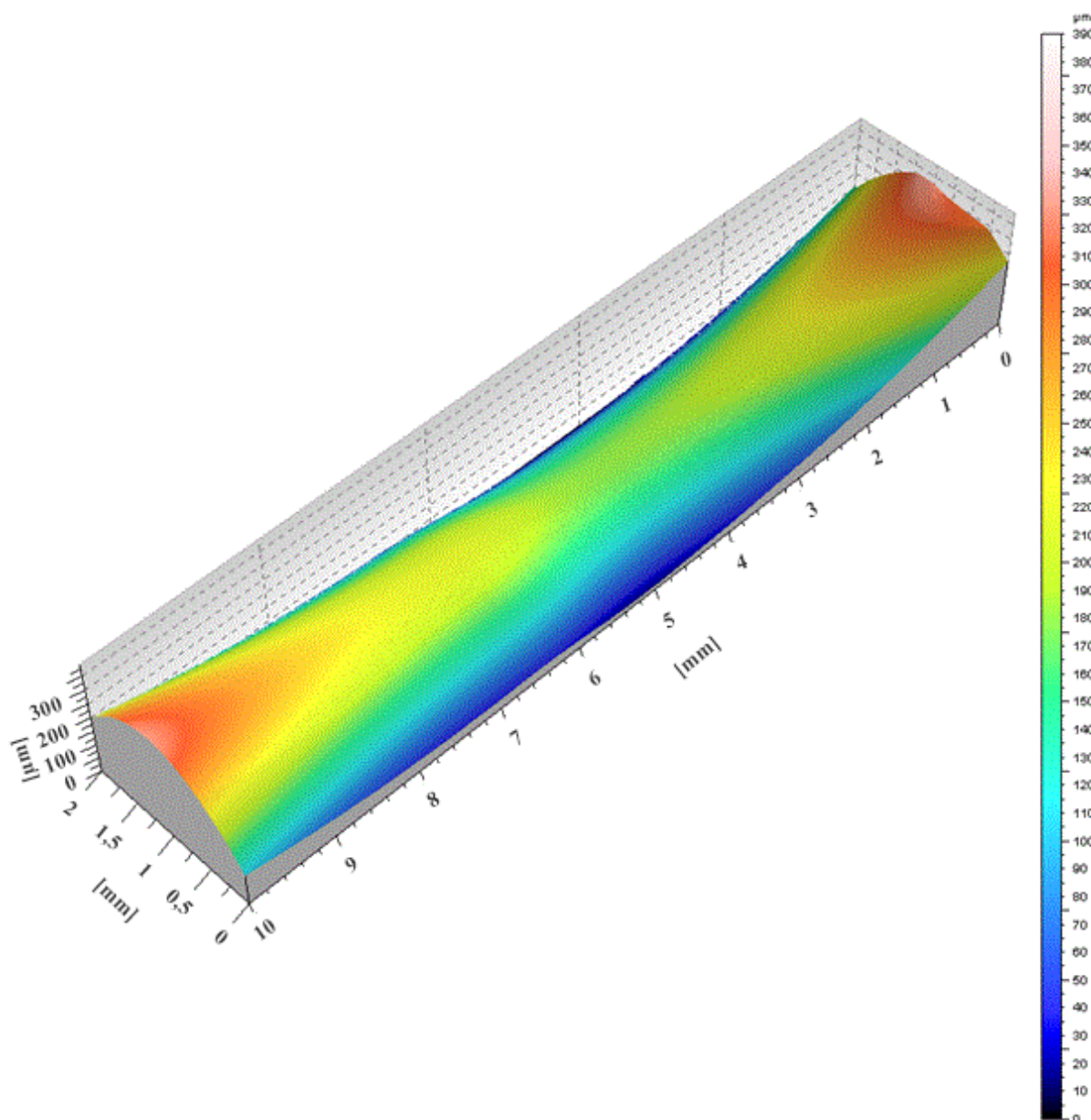


FIGURA 4.22 - Topografia da superfície roleteada sob  $P_r = 100$  bar,  $V_r = 20$  m/min e  $f_r = 0,06$  mm/volta.

Na FIG. 4.23 é ilustrada a topografia da superfície roleteada com  $P_r = 300$  bar,  $V_r = 40$  m/min e  $f_r = 0,12$  mm/volta (condição mais severa de roleteamento) e que apresentou  $R_a$  médio de  $0,295 \mu\text{m}$ . A elevação da pressão e do avanço de roleteamento para 300 bar e 0,12 mm/volta, respectivamente, facilitou a detecção das marcas deixadas pela trajetória das esferas de roletear devido à maior deformação plástica e à menor sobreposição.

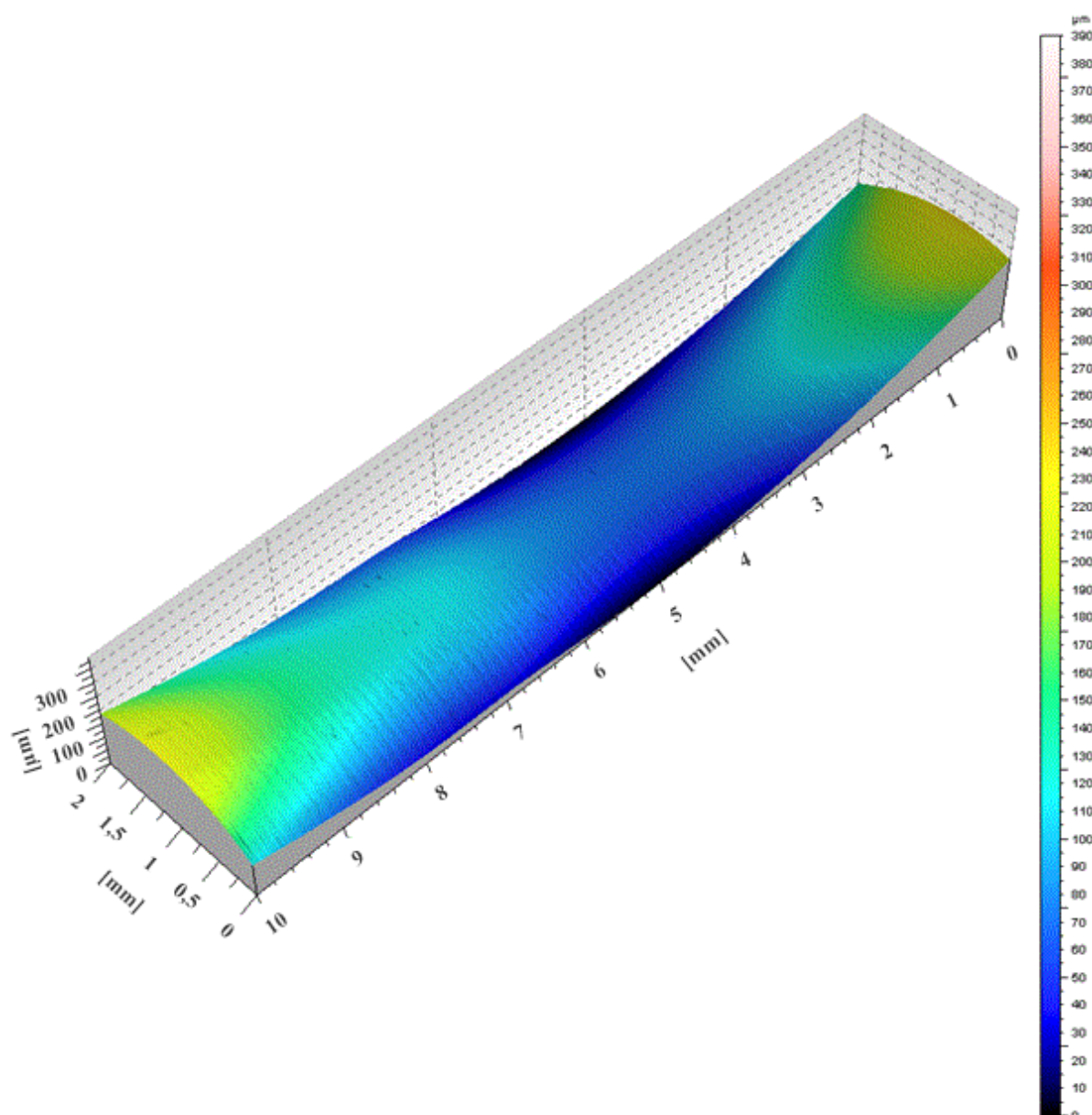


FIGURA 4.23 - Topografia da superfície roleteada sob  $P_r = 300$  bar,  $V_r = 40$  m/min e  $f_r = 0,12$  mm/volta.

### 4.3 Fadiga mecânica por flexão rotativa

Para determinar o momento fletor ( $M$ ) a ser aplicado nos testes de fadiga, foram consideradas frações da tensão de escoamento a 0,2% do material. O objetivo foi encontrar um momento fletor adequado para evitar a fadiga de baixo ciclo ( $<10^4$  ciclos), como relatado por Grabe (2017), no qual os parâmetros de roleteamento não foram influentes sobre a vida em fadiga mecânica, e também evitar número de ciclos excessivamente elevado. Apenas os corpos de prova não roleteados foram utilizados na determinação do momento fletor, pois a expectativa é que estes se rompam após um menor número de ciclos. Após alguns testes preliminares, foi



determinado o valor de 55% da  $\sigma_{e0,2}$  (649,63 MPa), porque com essa tensão o ensaio de fadiga apresentou um número médio de ciclos de 37200 para dois corpos de prova não roleteados. O momento fletor correspondente aplicado na máquina foi de 16,27 Nm (EQ. 3.8).

Na TAB. C.1 do Apêndice C é mostrado o planejamento experimental gerado pelo *software* Minitab 17 para os experimentos de fadiga mecânica e os ciclos encontrados para cada condição testada. A análise sem tratamento estatístico foi realizada da mesma forma que os dados de rugosidade e para cada condição testada foi feita uma réplica.

A influência da pressão de roleteamento sobre o número de ciclos é mostrada na FIG. 4.24. Para as três pressões avaliadas, a vida média em fadiga mecânica foi elevada em pelo menos 50% em comparação com o corpo de prova não roleteado. Para pressões de 100 e 200 bar, o número médio de ciclos foi similar, porém sob  $P_r = 200$  bar a dispersão dos dados (diferença entre os valores máximo e mínimo) foi maior. Esse comportamento pode ser indicativo de que essas duas pressões provocaram deformações plásticas em níveis adequados para obter condições que elevem a resistência à fadiga mecânica, como rugosidade baixa e tensões residuais de compressão. Anteriormente, foi verificado que essas duas pressões propiciaram os menores valores de Rz. Já os corpos de prova roleteados sob pressão de 300 bar apresentaram a menor vida em fadiga mecânica, provavelmente pela maior penetração das esferas na superfície que ocasionou maiores valores de Rz e facilitou a iniciação de fissuras na superfície. Além disso, estudos realizados por Meyer e Kämmler (2016) e Lu, Scholtes e Macherauch (1992) evidenciaram a presença de tensões residuais de compressão após o roleteamento do aço AISI 4140 (equivalente ao ABNT 4140), o que retardaria a iniciação de trincas por fadiga mecânica.

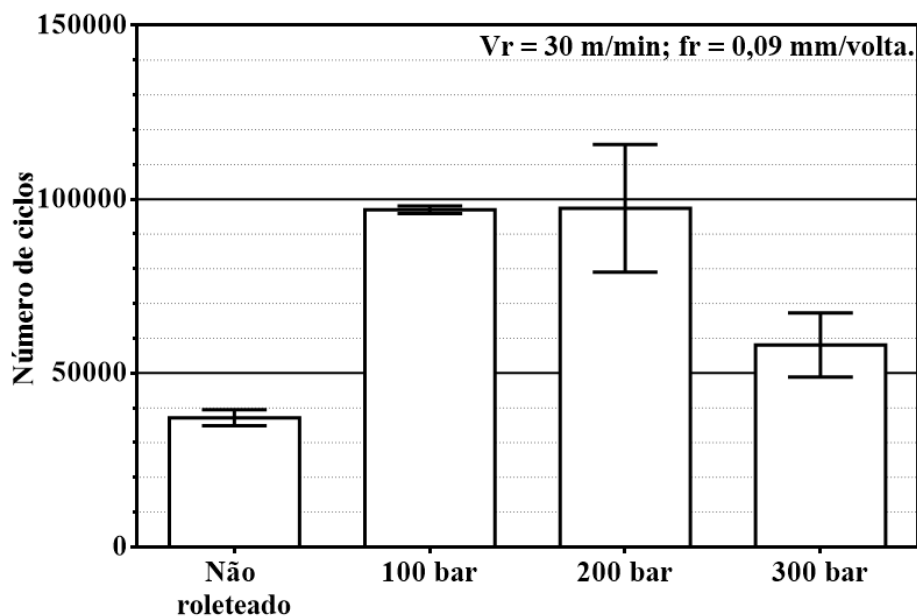


FIGURA 4.24 – Variação da vida em fadiga com a pressão de roleteamento.

Na FIG. 4.25 é apresentada a vida em fadiga mecânica em função da variação da velocidade de roleteamento. As três condições de roleteamento elevaram a vida em fadiga média em pelo menos 70% em comparação com o corpo de prova não roleteado. A velocidade de roleteamento de 30 m/min apresentou a vida média mais longa provavelmente por apresentar maior taxa de deformação em relação a velocidade mais baixa e menor vibração em comparação a maior velocidade. Porém devido às dispersões encontradas para as três velocidades de roleteamento, não foi possível confirmar esse comportamento.

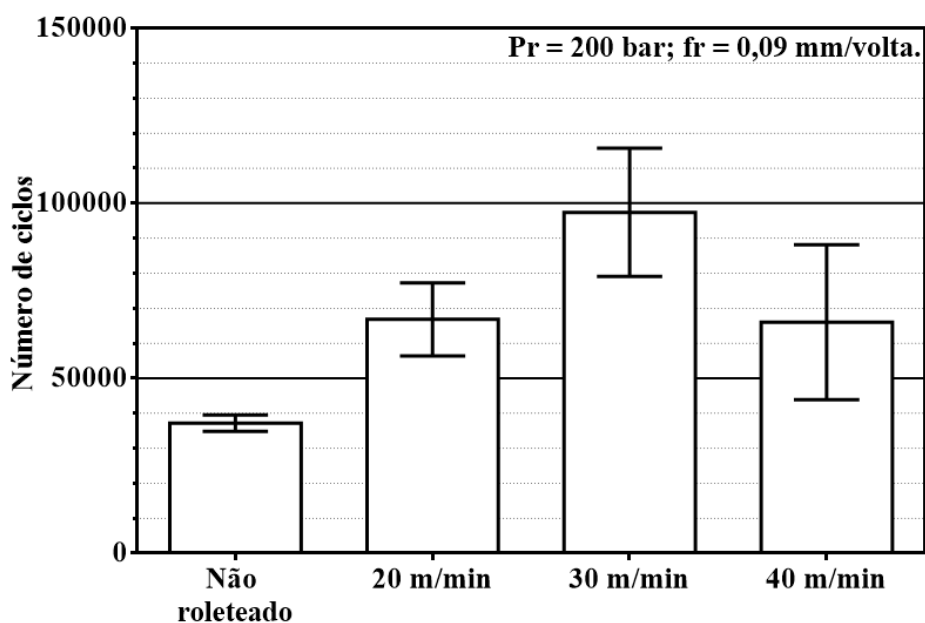


FIGURA 4.25 - Variação da vida em fadiga com a velocidade de roleteamento.

Quanto à influência do avanço de roleteamento sobre o número de ciclos obtidos no ensaio de fadiga mecânica por flexão rotativa (FIG. 4.26), as três condições de roleteamento pelo menos duplicaram a vida média em fadiga em comparação com o corpo de prova não roleteado. O avanço intermediário promoveu a vida média mais longa provavelmente pelo nível intermediário de deformação plástica, entretanto devido às dispersões (valor máximo e mínimo) mostradas para os três avanços de roleteamento não foi possível confirmar essa tendência.

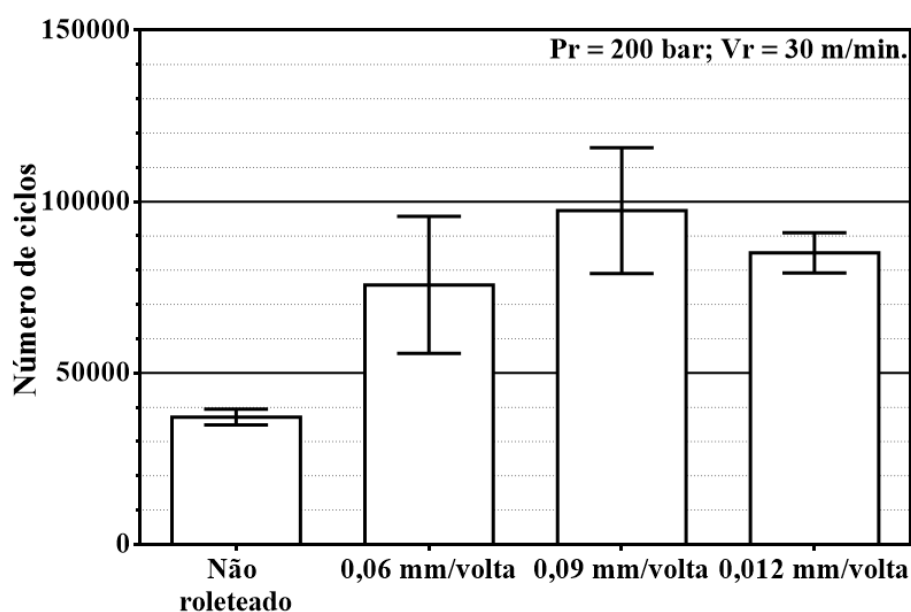


FIGURA 4.26 - Variação da vida em fadiga com o avanço de roleteamento.

A análise estatística da fadiga indicou que para o teste de Anderson-Darling apresentou o p-valor (0,686) maior que o nível de significância. A análise dos resíduos padronizados para os dados de fadiga foi realizada da mesma forma que a rugosidade e os gráficos são mostrados nas FIG. C.1 e C.2 (Apêndice C).

Os dados da ANOVA para a vida em fadiga são mostrados na TAB. 4.5. A porcentagem de explicação ( $R^2_{aj.}$ ) do modelo foi de apenas 44,58%, isso indica que os parâmetros de entrada analisados não explicam bem as variações nas respostas. A predição do modelo ( $R^2_{pred.}$ ) foi 0,0%, ou seja, esse modelo não é capaz de prever a vida útil em fadiga mecânica. A TAB. 4.5 também mostra que apenas a pressão foi significativa estatisticamente (p-valor menor que 0,05). Quanto às interações de segunda ordem, apenas pressão em função do avanço foi significativa e a interação de terceira ordem não.

TABELA 4.5  
Análise de variância para os dados de fadiga.

Fonte	GL	SQ <sub>aj.</sub>	QM <sub>aj.</sub>	Valor F	p-valor
Modelo	26	40235884815	1547534031	2,64	0,007
Linear	6	20359507778	3393251296	5,79	0,001
<b>Pressão</b>	<b>2</b>	<b>19779467037</b>	<b>9889733519</b>	<b>16,87</b>	<b>0,000</b>
Velocidade	2	378122593	189061296	0,32	0,727
Avanço	2	201918148	100959074	0,17	0,843
Interações de dois fatores	12	15654042222	1304503519	2,22	0,041
P <sub>r</sub> x V <sub>r</sub>	4	4950745185	1237686296	2,11	0,107
<b>P<sub>r</sub> x f<sub>r</sub></b>	<b>4</b>	<b>7947396296</b>	<b>1986849074</b>	<b>3,39</b>	<b>0,023</b>
V <sub>r</sub> x f <sub>r</sub>	4	2755900741	688975185	1,18	0,344
Interações de três fatores	8	4222334815	527791852	0,90	0,530
P <sub>r</sub> x V <sub>r</sub> x f <sub>r</sub>	8	4222334815	527791852	0,90	0,530
Erro	27	15830090000	586299630		
Total	53	56065974815			
Sumário do modelo	Spadrão	R <sup>2</sup>	R <sup>2</sup> <sub>aj.</sub>	R <sup>2</sup> <sub>pred.</sub>	
	24213,6	71,77%	44,58%	0,00%	

Nota-se na FIG. 4.27 que as três pressões de roleteamento aumentaram em pelo menos 42% a vida média dos componentes em relação aos não roleteados (37200 ciclos). A menor pressão de roleteamento resultou em vida mais longa, o que condiz com os menores valores de R<sub>p</sub> e R<sub>v</sub> encontrados. Já a elevação da pressão de roleteamento diminuiu a vida média em fadiga pelo aumento percebido anteriormente no valor de R<sub>z</sub>, o que pode ter facilitado a iniciação de trincas através da presença de defeitos superficiais (escamas, rebarbas e etc.) que atuaram como concentradores de tensão. Além disso, essa figura indica que a vida média mais longa ocorreu para uma pressão (100 bar) um pouco mais baixa do que a faixa (150 a 250 Bar) recomendada pelo fabricante (QUADRO I.1 do Anexo I) para materiais com dureza de 40 HRC (392 HV).

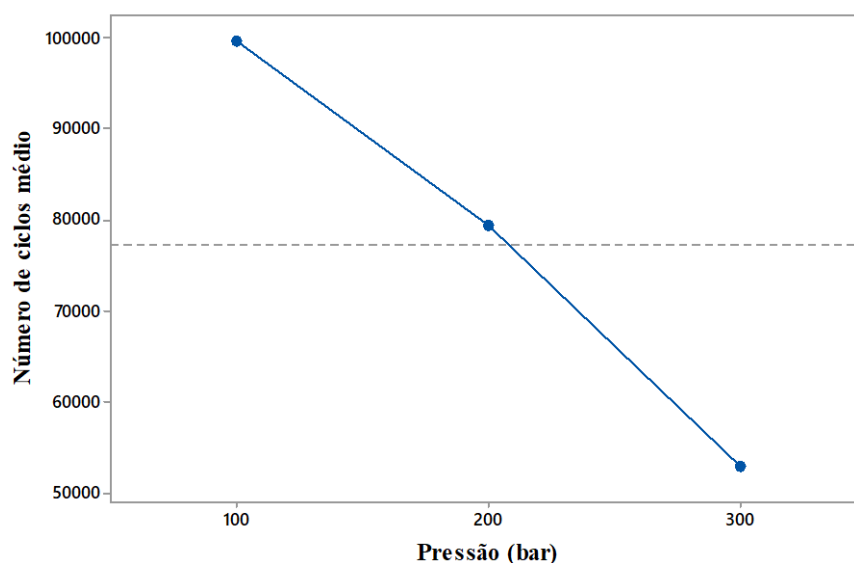


FIGURA 4.27 – Efeito da pressão de roleteamento sobre o número de ciclos.

Na FIG. 4.28 observa-se que o aumento de avanço elevou a vida média em fadiga sob pressões mais elevadas, pois reduziu a deformação plástica (menor sobreposição) em excesso dessas pressões. Portanto, um avanço menor contrabalanceou a redução de deformação plástica para  $P_r = 100$  bar e propiciou um aumento da vida média em fadiga em relação a avanços maiores. Em geral,  $P_r = 100$  bar atingiu números de ciclos mais elevados dentre as condições testadas por causa dos baixos valores de  $R_a$  e  $R_z$  obtidos.

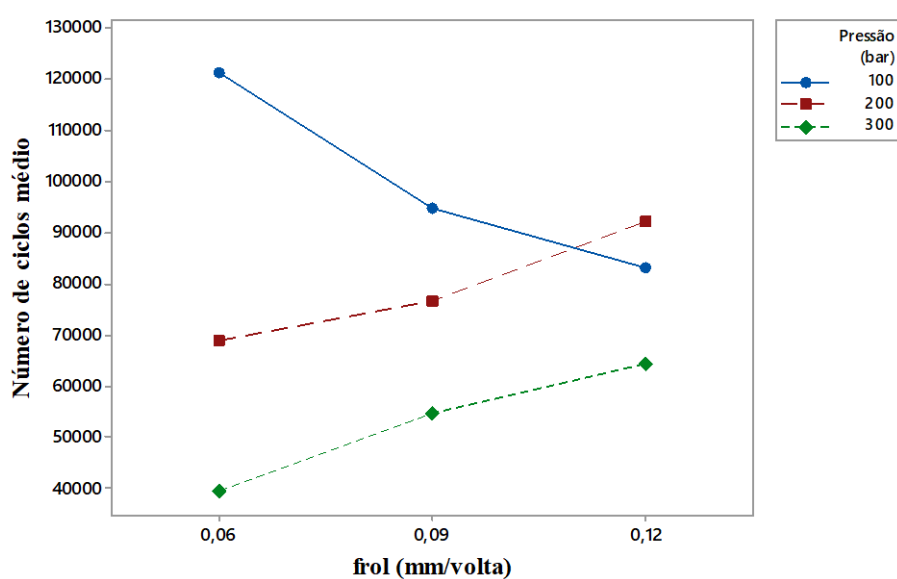


FIGURA 4.28 – Gráfico de interação de segunda ordem ( $P_r \times f_r$ ) sobre o número de ciclos.

Dos 54 corpos de prova roleteados, apenas dois apresentaram um número de ciclos menor do que a média dos não roleteados, o que reforça o efeito benéfico dessa operação sobre o aumento da resistência à fadiga do aço ABNT 4140 endurecido.

Como a pressão de roleteamento foi o único fator significativo sobre a vida em fadiga, as análises da fratura foram realizadas apenas em função desse parâmetro. Na FIG. 4.29 são mostradas três superfícies roleteadas próximas à região da fratura. As superfícies roleteadas com 100 e 200 bar, vide FIG. 4.29(a) e 4.29(b), respectivamente, apresentam um aspecto liso na ampliação utilizada e microtrincas perpendiculares à direção de avanço de roleteamento e paralelo ao sentido de carregamento (tração e compressão) causado pela flexão, enquanto a pressão de 300 bar (FIG. 4.29c) apresenta escamas na superfície e microtrincas paralelas à direção de avanço. Essas características indicam provavelmente que a maior penetração das esferas (maior recalque de material) contribuiu para formação de escamas e, conseqüentemente, aumentou a concentração de tensão na superfície, o que favoreceu múltiplas origens de trincas.

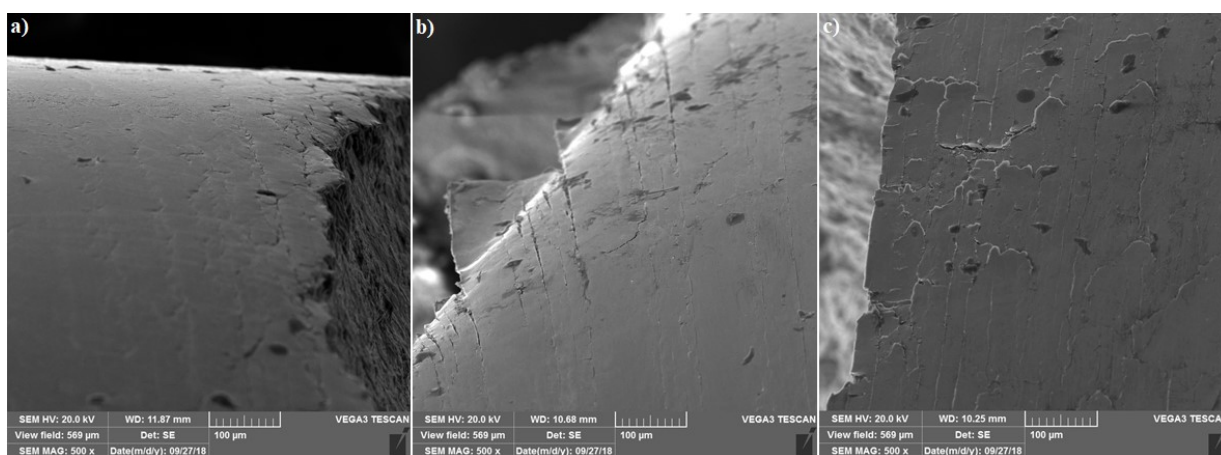


FIGURA 4.29 - Superfície roleteada ( $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta) próxima a fratura: a)  $P_r = 100$  bar (95900 ciclos), b)  $P_r = 200$  bar (115700 ciclos) e c)  $P_r = 300$  bar (48900 ciclos).

No corpo de prova não roleteado (34900 ciclos) mostrado na FIG. 4.30(a), é possível detectar diversas marcas de catraca, mas sem marcas de praia. Segundo Sachs (2005), marcas de catraca indicam origens múltiplas de trincas e podem resultar de alta tensão na peça ou de alta concentração de tensões. Em geral, muitas marcas de catraca apontam para alta concentração de tensões, que pode ter relação com o elevado valor médio de  $R_z$  (7,633 µm) encontrado na peça apenas torneada. Em todas as seções analisadas, a área de sobrecarga (última região de material rompida subitamente devido à redução da seção pelo crescimento da trinca) apresentou tamanho intermediário, o que indica tensões moderadas sobre a peça. Nas FIG. 4.30(b) e 4.30(c) podem ser vistas as seções fraturadas sob pressões de roleteamento de

100 e 200 bar, respectivamente. As duas figuras apresentam características similares, tais como: uma única origem da trinca (setas brancas) na superfície do material e sem marcas de praia, o que sugere baixa concentração de tensão. Já para  $P_r = 300$  bar (FIG. 4.30d) são identificadas características próximas à da peça não roleteada, com presença de algumas marcas de catraca e ausência de marcas de praia. Esse comportamento reforça a hipótese das escamas geradas na superfície (FIG. 4.29c) serem concentradores de tensão na superfície e proporcionarem diversas origens para microtrincas, o que reduziu o número de ciclos em pelo menos 30800 ciclos em comparação as outras duas pressões.

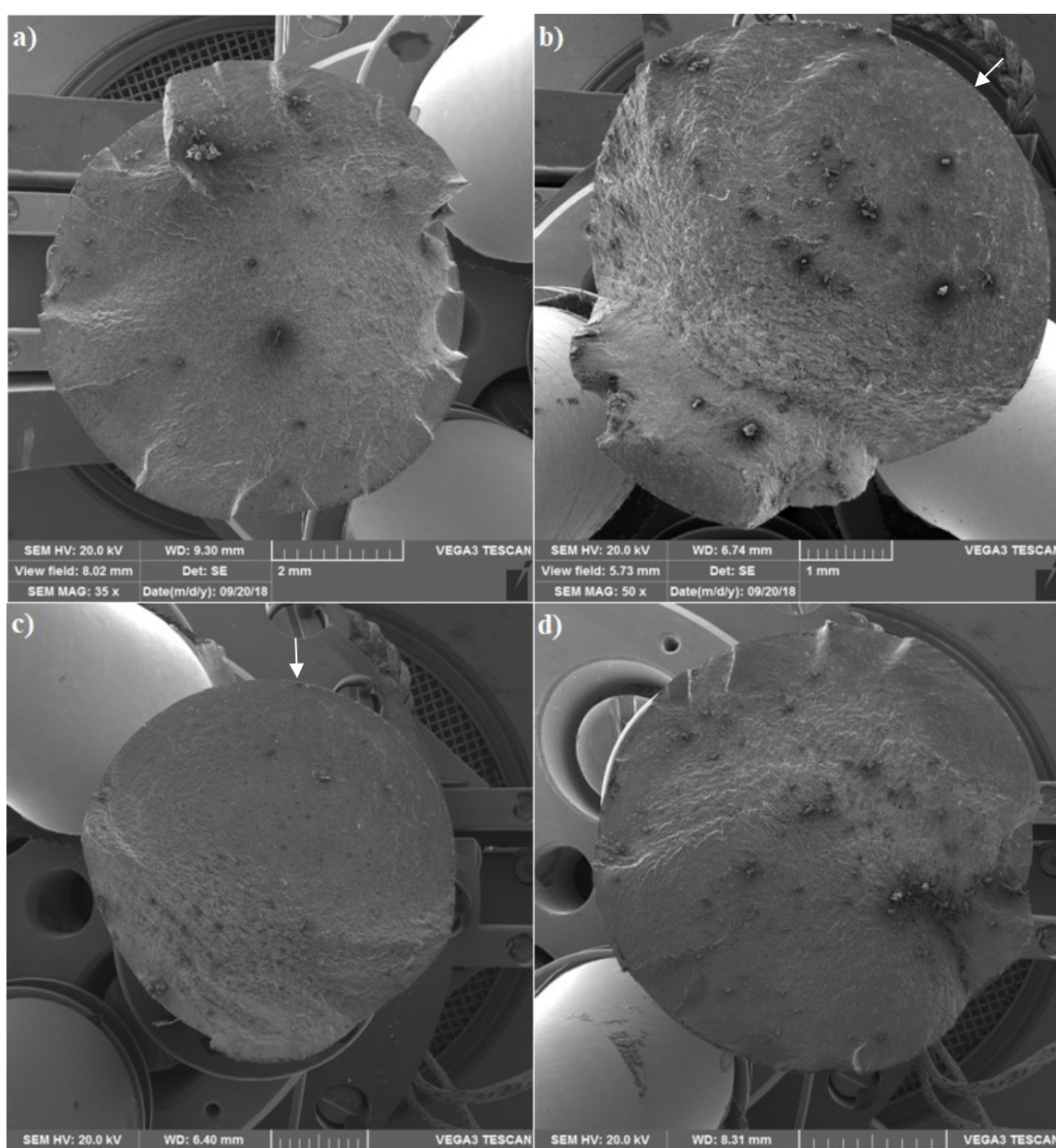


FIGURA 4.30 - Fratura: a) torneado (34900 ciclos) e roleteado ( $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta) sob b)  $P_r = 100$  bar (98100 ciclos), c)  $P_r = 200$  bar (115700 ciclos) e d)  $P_r = 300$  bar (67300 ciclos).



#### 4.4 Temperatura de roleteamento

Na FIG. 4.31 é mostrada uma imagem da seção transversal de um corpo de prova obtida por microscopia ótica, na qual nota-se o furo para inserção do termopar e sua distância da superfície a ser roleteada. A espessura da parede foi determinada em 0,6 mm para evitar o afundamento da superfície durante o roleteamento, porém, observa-se na TAB. 4.6 os valores de diâmetro e distância da superfície efetivamente atingidos para cada corpo de prova roleteado. A variação da espessura da parede acima do termopar variou entre 70% a menos (0,42 mm) e até 160% (1,56 mm) a mais do valor inicialmente programado, porém os resultados mostrados a seguir indicam que essa variação de espessura não foi significativa para as faixas de temperaturas encontradas. Além disso, a espessura de 0,42 mm apresentou um ligeiro afundamento da superfície roleteada logo acima do furo. A dificuldade em centralizar a ponta da broca no centro da parede do canal fresado gerou um furo inclinado em relação ao eixo longitudinal do corpo de prova e, conseqüentemente, provocou essas variações. É indicado utilizar uma broca com maior diâmetro para fabricação do canal em substituição ao fresamento para facilitar a centralização e furação da broca de 1,5 mm de diâmetro.

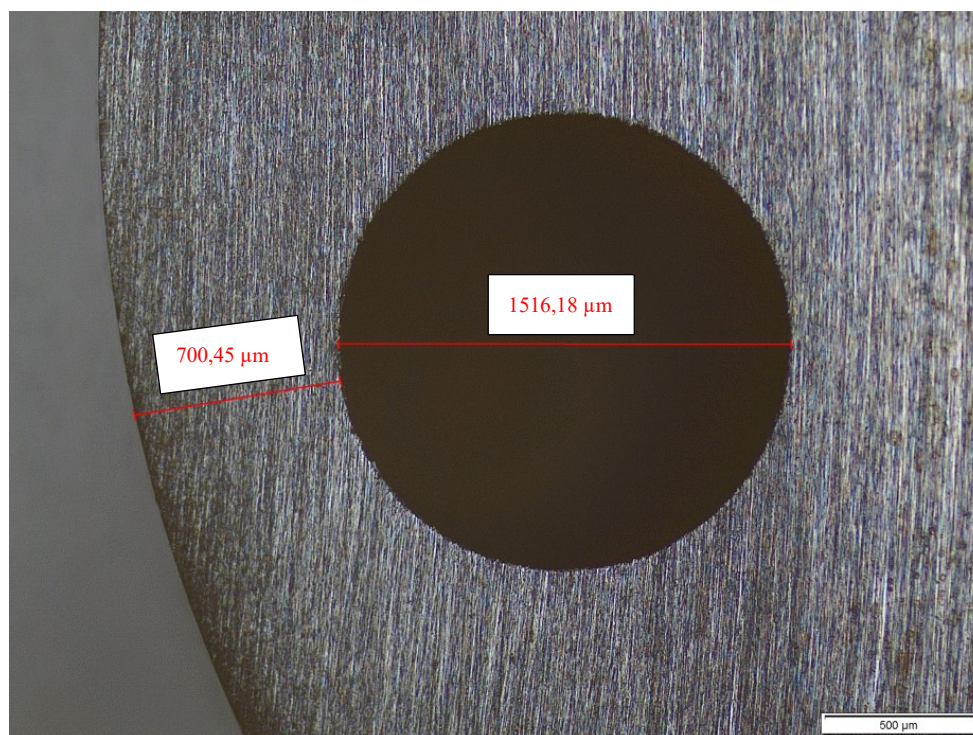


FIGURA 4.31 – Seção transversal do corpo de prova utilizado para medição de temperatura durante o roleteamento.



TABELA 4.6  
Distância da superfície a ser roleteada e diâmetro do furo dos corpos de prova em função dos parâmetros de roleteamento utilizados na medição de temperatura.

<b>Pressão de roleteamento [bar]</b>	<b>Velocidade de roleteamento [m/min]</b>	<b>Avanço de roleteamento [mm/volta]</b>	<b>Distância da superfície a ser roleteada [mm]</b>	<b>Diâmetro do furo [mm]</b>
100	30	0,09	0,78	1,53
150	30	0,09	0,42	1,51
200	30	0,09	0,69	1,51
250	30	0,09	0,74	1,52
300	30	0,09	1,02	1,51
200	30	0,03	1,30	1,52
200	30	0,06	0,93	1,51
200	30	0,12	0,93	1,50
200	30	0,15	1,21	1,52
200	20	0,09	0,70	1,52
200	40	0,09	0,89	1,50
200	50	0,09	1,56	1,50

O comportamento da temperatura durante o torneamento a seco de acabamento de um corpo de prova é mostrado na FIG. 4.32. A curva apresenta dois picos devido aos dois passes realizados, o primeiro com profundidade de usinagem de 0,5 mm e o segundo de 0,25 mm. Não foram encontrados trabalhos com termopar inserido na peça durante a usinagem de uma amostra de aço ABNT 4140. Porém, estudos realizados por Xu, Zhao e Ai (2017) e Kus *et al.* (2015) mediram a emissão de radiação infravermelha durante o torneamento a seco do aço ABNT 4140 para obter faixas de temperatura de corte, sendo a profundidade de usinagem (0,4 mm) e avanço de usinagem (0,10 e 0,08 mm/volta, respectivamente) similares ao utilizado neste estudo. No primeiro trabalho foi utilizada a dureza de 32 a 36 HRC, velocidade de corte de 150 a 225 m/min e quatro tipos de ferramentas, obtendo-se temperaturas de corte no contato cavaco/ferramenta entre 225 e 370 °C. Já o segundo estudo utilizou dureza de 50 HRC e velocidade de 76 a 140 m/min, sendo encontrado temperaturas na interface cavaco/ferramenta de 405 a 520 °C. Portanto, o valor de 131 °C (primeiro passe de usinagem) indicado na FIG. 4.32 está coerente, pois deve-se considerar a dureza de 40 HRC e a espessura de material acima do termopar no primeiro passe de pelo menos 0,85 mm (0,60 mm de parede mais 0,25 mm a serem retirados no segundo passe).

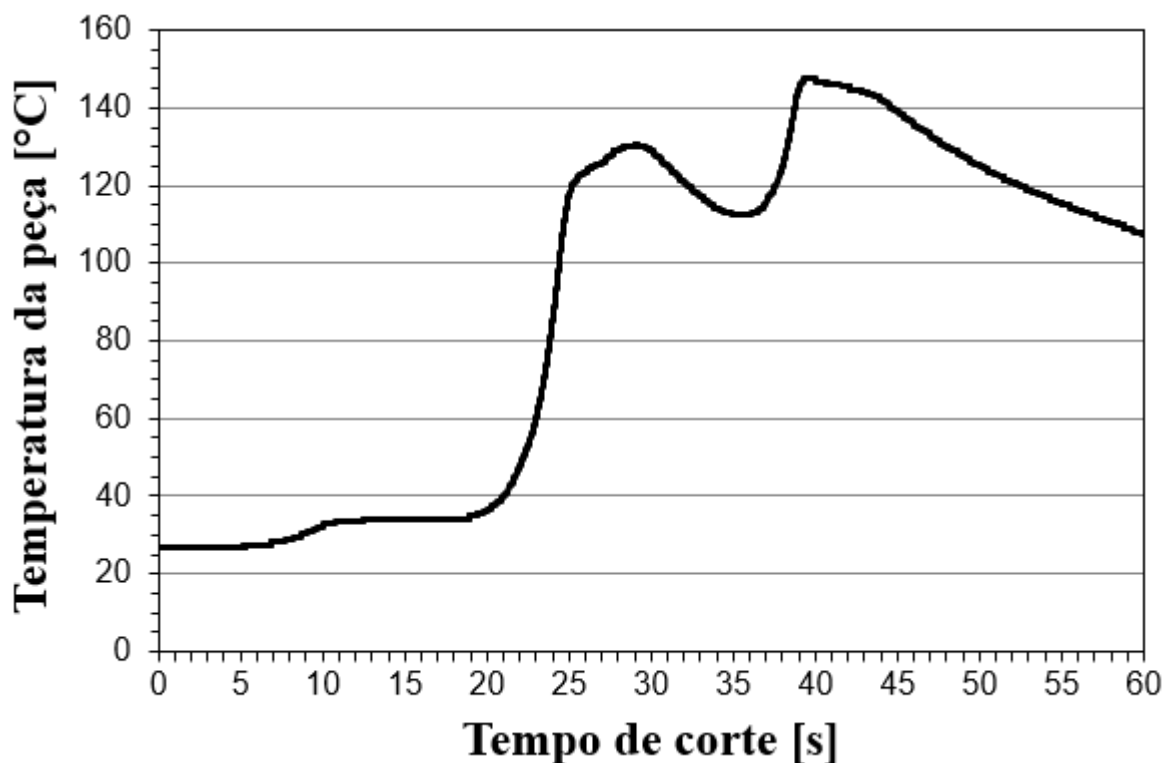


FIGURA 4.32 – Temperatura durante dois passes do torneamento a seco de acabamento.

As curvas de temperatura em função da pressão de roleteamento são mostradas na FIG. 4.33. Em contraste com os resultados da temperatura para torneamento (FIG. 4.32), observa-se um comportamento diferente, caracterizado por valores mais baixos de temperatura e um aumento suave à medida que a ferramenta de roletear se aproxima da localização da junção quente do termopar, onde os valores mais altos de temperatura são registrados. As temperaturas mais altas são obtidas com a pressão mais alta (300 bar) para atingir um máximo de 38,2 ° C e pode ser explicado pelo fato de que quanto maior a pressão de rolamento, maior a deformação plástica associada e, conseqüentemente, maior geração de calor. Portanto, a temperatura da peça aumenta com a pressão de rolamento, exceto a pressão intermediária de 200 bar, que apresenta temperaturas mais baixas. Esse resultado foi inesperado e pode ser explicado pelo fato de que a junção quente do termopar provavelmente não tocou a extremidade do orifício na amostra usada nessa condição (termopar mal inserido).

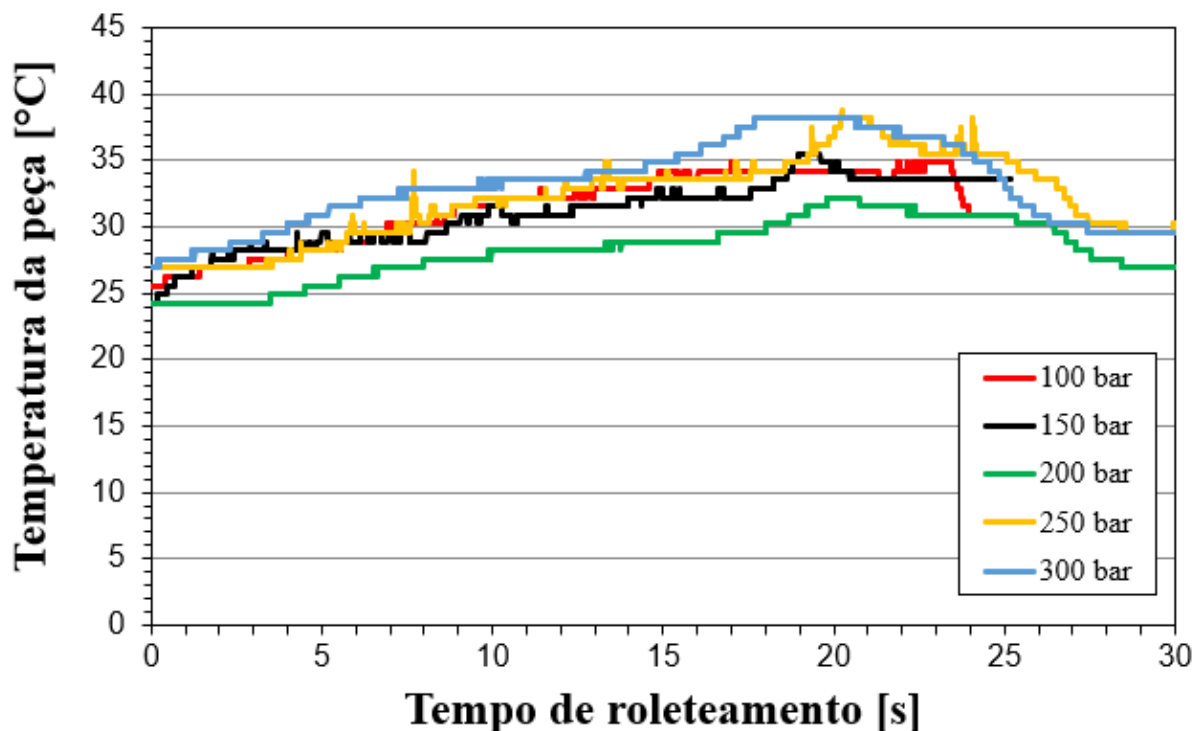


FIGURA 4.33 - Curvas de temperatura em função da pressão de roleteamento ( $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta).

Quanto ao avanço de roleteamento (FIG. 4.34), observa-se que o tempo necessário para atingir a temperatura máxima aumenta à medida que o avanço de rolamento diminui devido à redução correspondente na velocidade de avanço. Porém, o mesmo comprimento das curvas de 0,09 e 0,12 mm/volta se deve provavelmente a variação no comprimento de roleteamento devido ao acionamento manual do equipamento de roletear. Uma relação direta entre o avanço de roleteamento e a temperatura da peça não é evidente e pode ser explicado por dois efeitos opostos: por um lado, a diminuição do avanço deve promover temperaturas mais altas da peça, pois a maior sobreposição da trajetória das esferas aumenta a deformação plástica (energia de deformação convertida em calor na zona de contato esfera/peça) na superfície, por outro lado o maior tempo de operação contribui para dissipação do calor gerado. Como resultado, a temperatura mais alta ( $40,1$  °C) e o maior gradiente de temperatura ( $11,9$  °C) estão associados ao avanço intermediário (0,12 mm/volta), enquanto a temperatura mais baixa ( $31,6$  °C) é registrado para o maior avanço (0,15 mm/volta). O fato dos avanços de 0,09 e 0,15 mm/volta resultarem em temperaturas mais baixas pode ser explicado também pelo valor do avanço (0,10 mm/volta) empregado no torneamento anterior das amostras ser muito próximo de 0,09 mm/volta e representar exatamente dois terços de 0,15 mm/volta, portanto, é provável que a trajetória da esfera de roletear seja paralela às marcas de avanço da ferramenta de corte e o achatamento das cristas não ocorra ou seja diminuído (menor deformação plástica). Por fim, o

ruído presente na curva de 0,03 mm/volta possui a mesma explicação apresentada anteriormente para a FIG. 4.33.

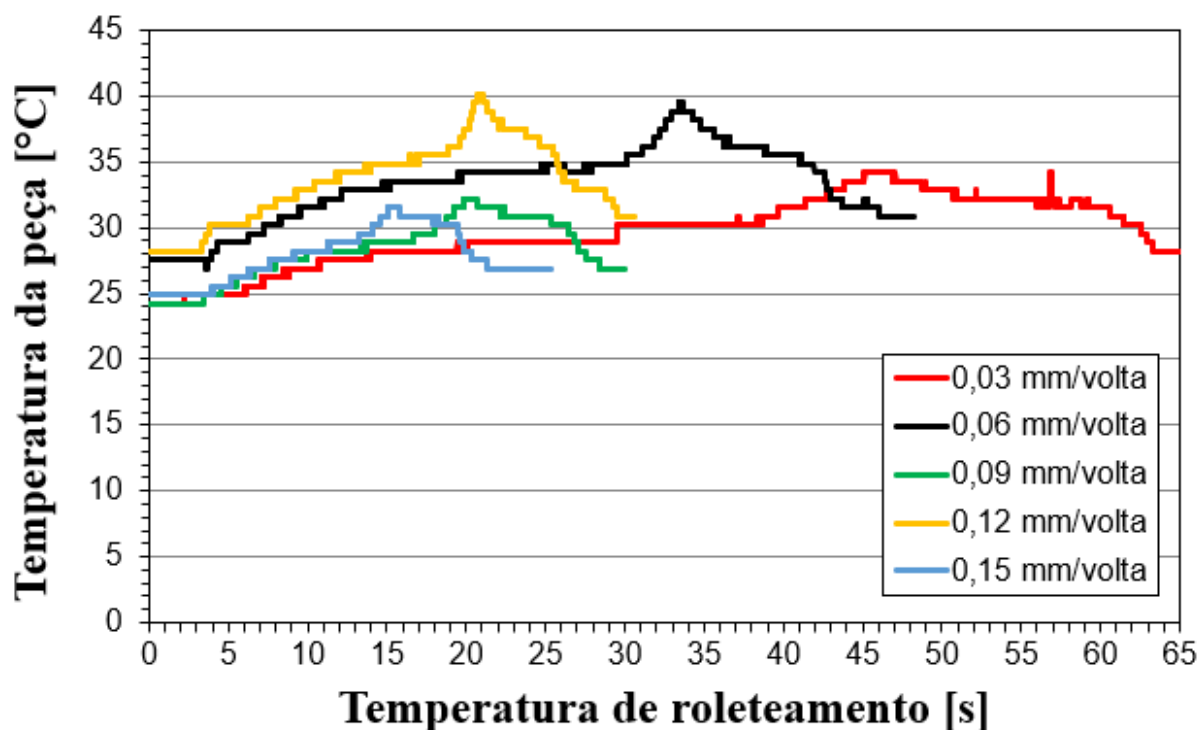


FIGURA 4.34 - Curvas de temperatura em função do avanço de roleteamento ( $P_r = 200$  bar e  $V_r = 30$  m/min).

A FIG. 4.35 apresenta a influência da velocidade de rolamento na temperatura da peça. Sobrepondo as quatro curvas, pode-se observar que quanto maior a velocidade de rolamento, mais cedo é atingida a temperatura de pico, devido ao fato de a velocidade de roleteamento (tangencial) ser aumentada por meio da elevação da rotação da peça, que por sua vez aumenta a velocidade de avanço (produto da velocidade de rotação e avanço) e reduz o tempo necessário para que a ferramenta de roletear alcance o local da junção quente do termopar. Pode-se observar que quanto maior a velocidade de roleteamento, maior o pico de temperatura (máximo de  $35,5$  °C) e maior gradiente de temperatura ( $11,29$  °C), indicando que velocidades de laminação mais altas promovem taxas de deformação mais altas e, por conseguinte, eleva a taxa de geração de calor. Além disso, o aumento de vibração no roleteamento com velocidades mais altas também pode contribuir para elevar a temperatura e o gradiente de temperatura devido ao aumento do esforço para roletear.

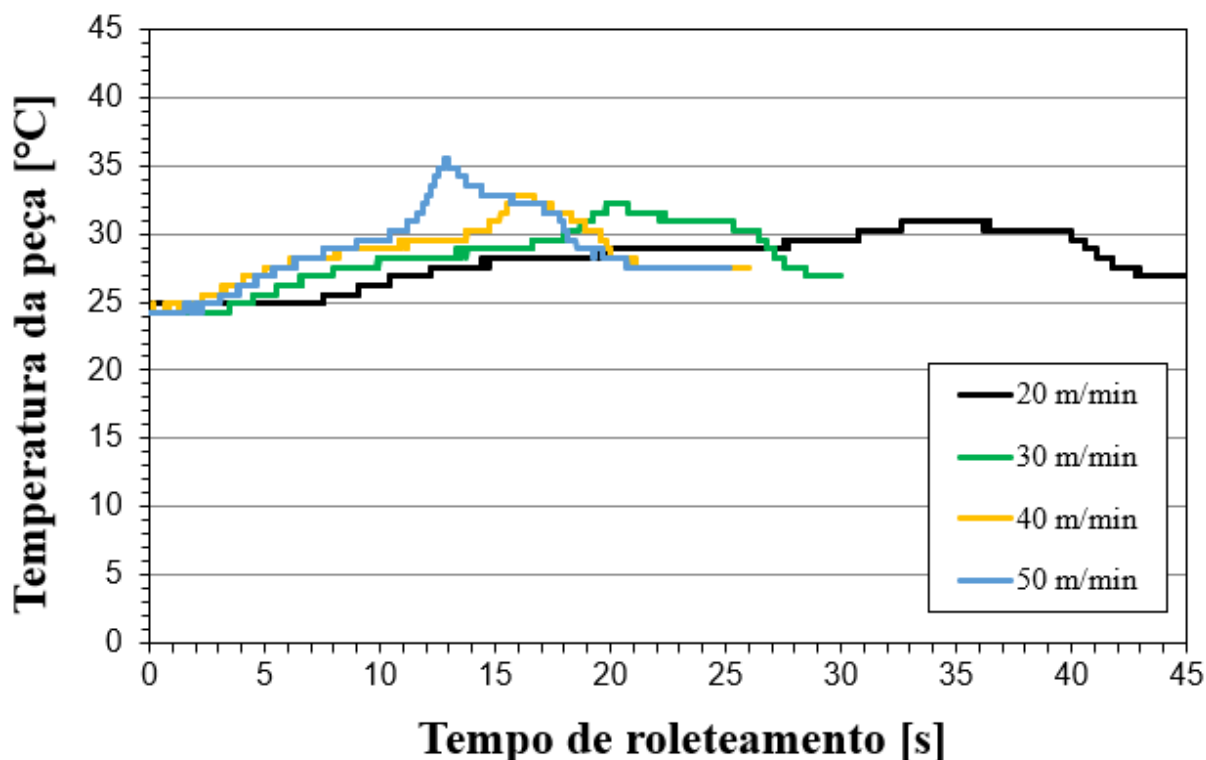


FIGURA 4.35 - Curvas de temperatura em função velocidade de roleteamento ( $P_r = 200$  bar e  $f_r = 0,09$  mm/volta).

Portanto, em todas as condições de roleteamento o gradiente de temperatura foi pequeno ( $< 12$  °C) e a maior temperatura atingida foi de  $40,1$  °C devido ao movimento livre das esferas de roletear e ao efeito lubrificante e refrigerante do fluido de roleteamento, sinalizando que o efeito térmico do roleteamento sobre o aço 4140 temperado e revenido foi inexpressivo. A variação da espessura da camada parece não ter influenciado nos resultados, porque a maioria das condições com maior espessura apresentou temperaturas superiores as condições com espessura próxima a programada. Além disso, com os dados obtidos no estudo realizado por Leal *et al.* (s.d.), por meio de cinco termopares com diferentes profundidades abaixo da superfície e espaçados longitudinalmente em um eixo de aço ABNT 4140, foi possível aplicar um método inverso (algoritmo Gauss-Newton) para estimar a temperatura na superfície roleteada de aproximadamente  $75$  °C, confirmando a ausência de influência térmica na microestrutura roleteada neste trabalho.

## 4.5 Microscopia ótica, microscopia de força atômica e nanoindentação

Como a pressão de roleteamento foi o único parâmetro de entrada significativo sobre a rugosidade e a vida em fadiga mecânica avaliadas neste trabalho, a microscopia ótica (MO) e a microscopia de força atômica (AFM) foram realizadas somente a variação desse parâmetro. Esses dois ensaios permitiram entender melhor os resultados de rugosidade, vida em fadiga mecânica e nanoindentação. A MO também auxiliou na avaliação qualitativa do efeito da pressão de roleteamento sobre a corrosão da superfície do aço ABNT 4140 endurecido.

### 4.5.1 Microscopia ótica

As marcas de avanço deixada pela ferramenta de corte podem ser vistas na FIG. 4.36(a), sendo que as linhas mais fortes apresentaram espaçamento equivalente ao valor de avanço do acabamento (0,10 mm/volta) e indicam, provavelmente, os picos mais altos da superfície. Foi possível observar outras linhas entre esses picos, o que pode ser explicado por imperfeições e/ou desgaste da ponta da ferramenta de corte. Também podem ser vistos alguns pontos escuros na superfície, sendo provavelmente pontos de oxidação devido à rugosidade (maior área de contato com o oxigênio). Para a pressão de roleteamento de 100 bar (FIG. 4.36b) as linhas ficaram menos pronunciadas, o que reforça a hipótese de deformação plástica dos picos da superfície durante a operação. Além disso, o escoamento dos picos mais altos possivelmente reduziu o espaçamento para 93  $\mu\text{m}$  entre as linhas mais intensas. Foram observados pontos escuros menores e em menor quantidade em relação à superfície torneada. Para o roleteamento com  $P_r = 200$  bar (FIG. 4.36c) as marcas de avanço praticamente desapareceram devido ao aumento da deformação plástica do material e o espaçamento entre as marcas continuou daquele observado sob menor pressão. Nessa imagem foi observado menor quantidade e tamanho dos pontos escuros, indicando possivelmente uma redução na oxidação da superfície. Regiões com dupla deformação também foram observadas, ou seja, o material deformado plasticamente por uma esfera foi novamente deformado pela esfera subsequente, o que gerou escamas ou alto relevo do material com formato irregular, provocando em alguns locais o desprendimento de material na superfície. A pressão de roleteamento mais elevada (300 bar) produziu novas marcas verticais e irregulares, vide FIG. 4.36(d), o que confirma a maior ocorrência da dupla deformação devido ao maior recalque de material. Portanto, essas marcas indicam novos picos e vales que podem ter facilitado a oxidação da superfície (maior número e tamanho de pontos escuros) e de desprendimento de material em relação às outras duas pressões testadas.

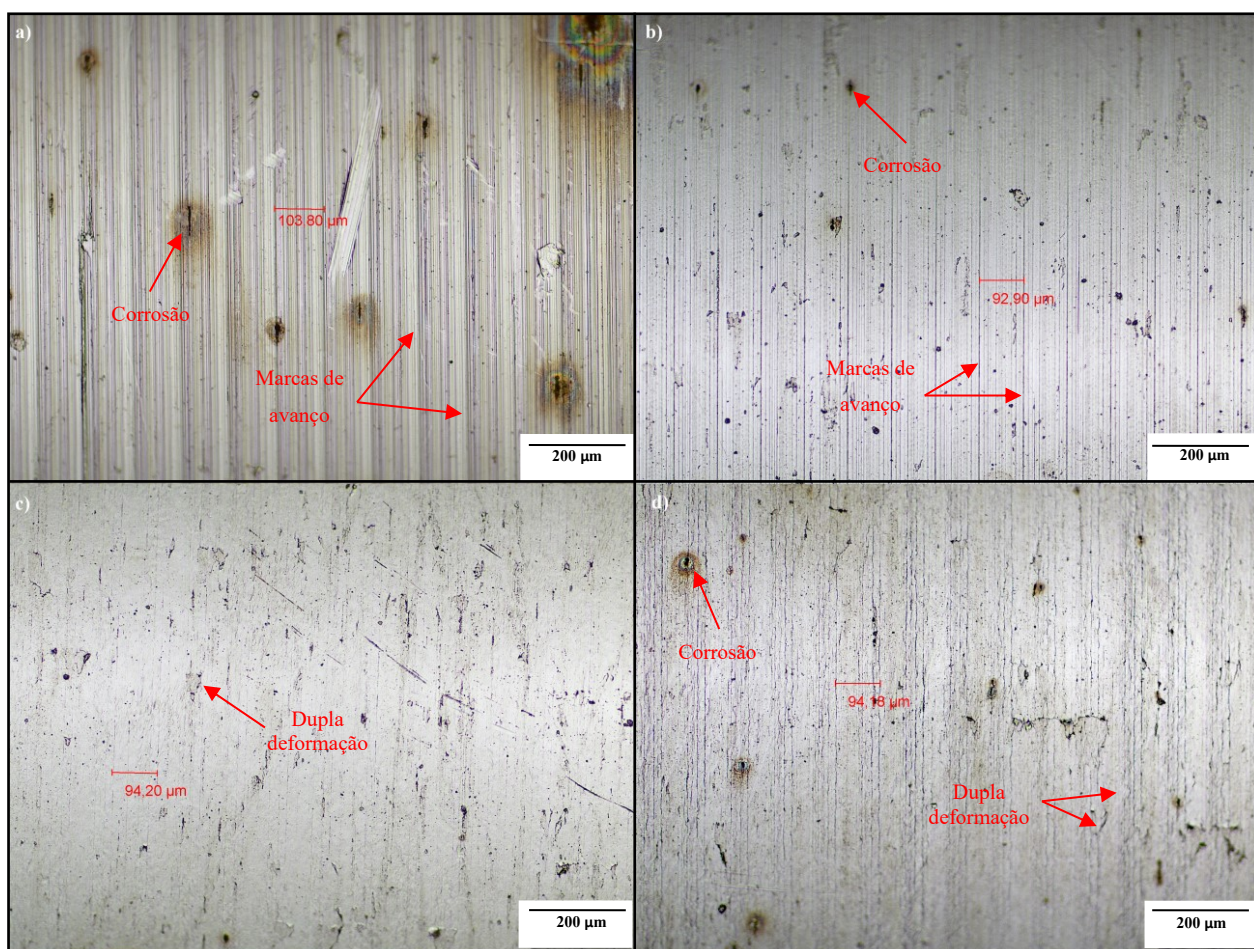


FIGURA 4.36 - Microscopia ótica das superfícies: a) torneada, b) roleteada com  $P_r = 100$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta, c) roleteada com  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta, e d) roleteada com  $P_r = 300$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta.

#### 4.5.2 Microscopia de força atômica

A microscopia de força atômica foi realizada apenas nas superfícies roleteadas, pois a rugosidade da superfície torneada produziu movimentação da sonda durante a geração da imagem (efeito chamado “*drift*”) e impediu a realização confiável desse ensaio. As imagens obtidas por AFM e o perfil da superfície no ponto indicado pela linha vermelha são apresentadas na FIG. 4.37. Acredita-se que as áreas brancas presentes nas imagens possam ser artefatos gerados pelo ensaio ou a presença de resíduos na superfície. Marcas remanescentes da operação de torneamento, como os vales mais profundos, podem ser vistas na FIG. 4.37(a). Isso indica provavelmente que a pressão de 100 bar deformou mais os picos do que preencheu os vales da superfície, fato confirmado pelos valores de  $R_p$  e  $R_v$  deste estudo. A pressão de 200 bar (FIG. 4.37b) gerou uma superfície e um perfil bem diferentes da menor pressão, sendo que as marcas



de torneamento desapareceram e algumas escamas foram detectadas, o que reforça a hipótese de dupla deformação plástica. Na FIG.4.37(c) ficou evidente que o aumento da pressão de roleteamento produziu mais escamas ou rebarbas de material na superfície e no perfil, ou seja, induziu novos picos e vales na superfície como sugerido na análise de Rz deste trabalho. Além disso, os valores de rugosidade da área medida por AFM são mostrados na TAB. 4.7 e confirmam o comportamento descrito anteriormente, sendo que o aumento da pressão de roleteamento só reduziu os valores de Sa, Sq e St até a pressão intermediária.

As marcas em baixo relevo e em forma de arco (FIG. 4.37a e FIG. 4.37b) também foram observadas na MO para a maioria das amostras roleteadas. Como essa característica não foi encontrada na superfície apenas torneada, uma provável hipótese é que as marcas foram impressões deixadas por uma ou mais esferas de roletear devido à rugosidade ou a presença de impurezas. Por isso, a pressão de 200 bar (FIG. 4.37b) deixou essas marcas mais realçadas do que a menor pressão (FIG. 4.37a). Essas marcas apareceram aleatoriamente em grupos circulares ou elípticos como visto na FIG. 4.38, o que reforça a hipótese levantada.

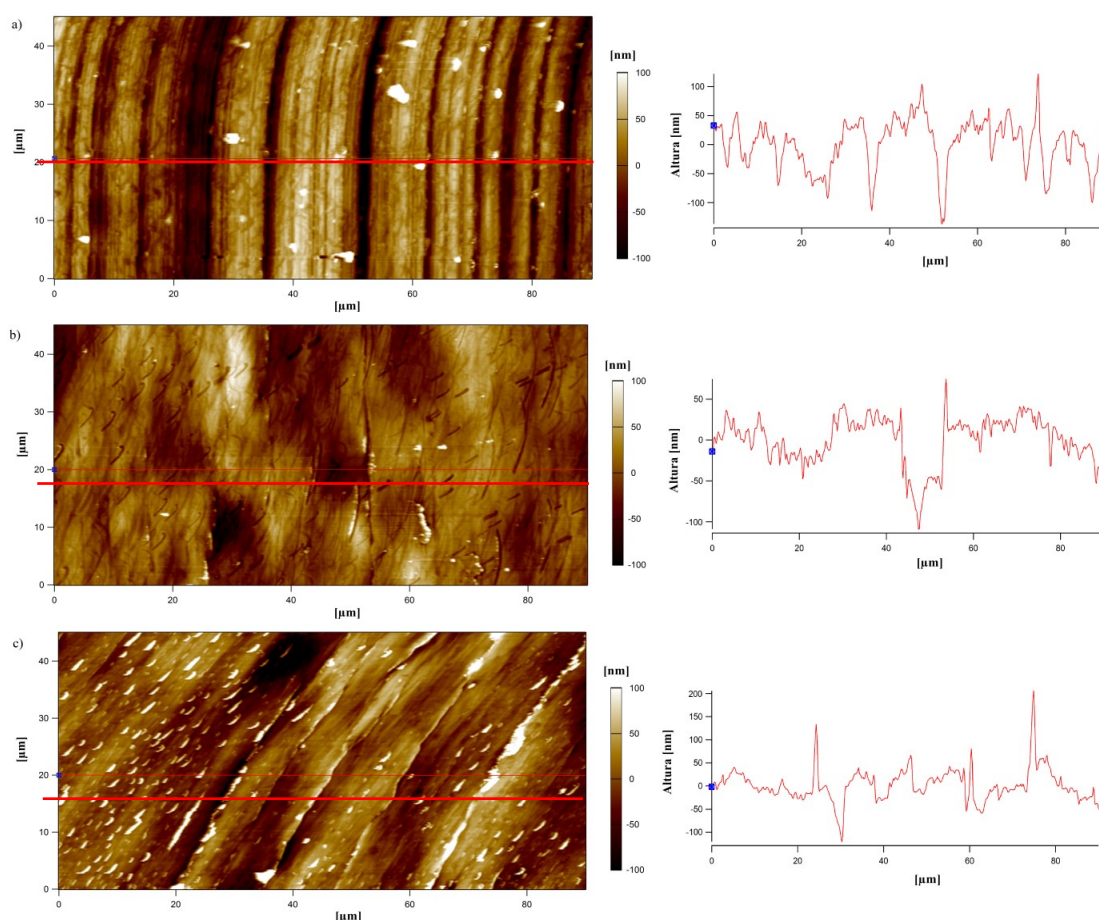


FIGURA 4.37 - Microscopia de força atômica e perfil das superfícies roleteadas: a)  $P_r = 100$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta, b)  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta, e c)  $P_r = 300$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta.



TABELA 4.7  
Rugosidade das áreas roleteadas obtidas por AFM.

Pressão de roleteamento [bar]	Velocidade de roleteamento [m/min]	Avanço de roleteamento [mm/volta]	Sa [nm]	Sq [nm]	St [nm]
100	30	0,09	33,1	43,2	692,0
200	30	0,09	21,4	27,5	327,1
300	30	0,09	27,7	38,8	659,0



FIGURA 4.38 – Presença de marcas em forma de arco (interior dos círculos ou elipses pretos) no corpo de prova roleteado com  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta.

#### 4.5.3 Nanoindentação

Alguns estudos mostram o uso da nanoindentação na avaliação da tensão residual presente na superfície. Por exemplo, a revisão realizada por Jang (2009) mostra estudos com o objetivo de relacionar a medição de tensão residual com a técnica de indentação instrumentada, em especial, a nanoindentação. De acordo com esse autor, embora a tensão residual não afete a dureza (escala macroscópica) de um material, a dureza estimada pela nanoindentação com análise das curvas de Oliver-Pharr pode ser seriamente influenciada pela tensão residual

presente no local da nanoindentação. Um exemplo disso foi apresentado por Zagrebelny e Carter (1997) para filmes de vidro de silicato com substrato de alumina, nos quais a presença de tensões residuais de compressão ou tração com módulo de 0,4 GPa modificaram o comportamento da curva de carregamento-penetração em relação ao corpo sem tensões residuais, como mostrado na FIG. 4.39. Percebeu-se que a tensão trativa diminuiu a resistência à penetração, pois segundo os autores a tensão de tração no filme aumentou a magnitude das tensões de cisalhamento abaixo do penetrador, o que favoreceu uma maior indentação e uma menor dureza medida. Já a presença de tensão compressiva gerou comportamento inverso.

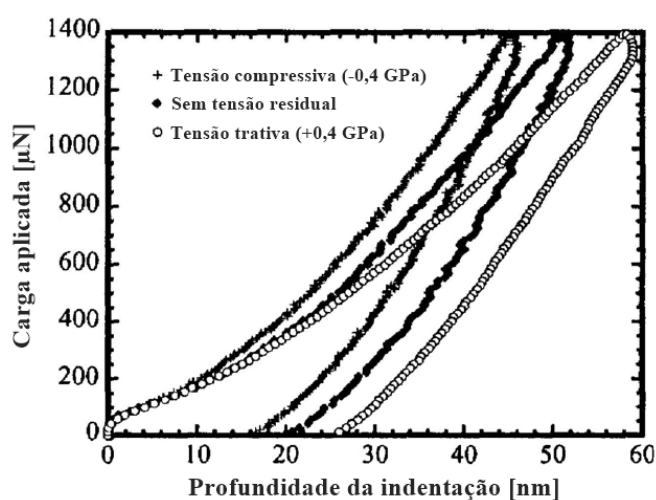


FIGURA 4.39 – Dados de carregamento-penetração durante a nanoindentação em função da presença de tensões residuais.

FONTE – Adaptado de Zagrebelny e Carter, 1997, p. 1871

Todas as curvas obtidas no ensaio de nanoindentação apresentaram comportamento diferente do habitual, como exemplificado na FIG. 4.40, na qual a curva de descarregamento apresentou um aumento da profundidade do indentador mesmo com a redução da carga aplicada e também uma mudança atípica na inclinação final da curva. Mesmo aumentando o tempo de aplicação de carga de 10 para 15 segundos (curva verde) ou alterando a carga máxima aplicada (1,4; 2,0 e 5,0 mN), as curvas de descarga mostraram comportamentos sem explicação física. Além disso, a maioria das tentativas apresentou o cruzamento da curva de descarregamento com a curva de carregamento. Esses fatores impossibilitaram o objetivo inicial de relacionar a nanoindentação com tensão residual induzida pelo roleteamento. Acredita-se que esses resultados foram ocasionados pela rugosidade, pois mesmo o baixo valor de  $R_a$  (em torno de 0,2 µm) encontrado nos corpos de prova roleteados foi maior que o geralmente aplicado nesse tipo de ensaio. A superfície cilíndrica também pode ter contribuído para esses resultados, uma vez que dificultaram a fixação das amostras. Outra dificuldade encontrada para esse tipo de

superfície foi a ausência de uma câmera como acessório do nanoindentador para um melhor posicionamento sobre a amostra.

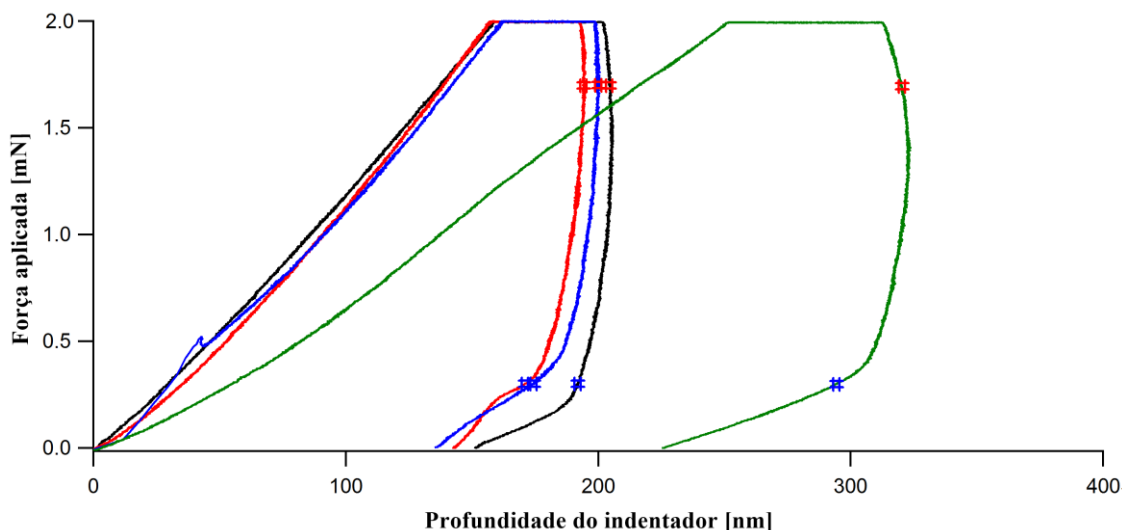


FIGURA 4.40 - Exemplos de curvas carga-descarga encontradas durante a nanoindentação com carga de 2 mN para o mesmo corpo de prova.

## 4.6 Microscopia eletrônica de varredura

Neste trabalho a microscopia eletrônica de varredura (MEV) foi utilizada para analisar: a superfície roleteada em função da pressão de roleteamento, os elementos químicos presentes na esfera de roletear e a microestrutura em função da pressão, velocidade e avanço de roleteamento. Além disso, permitiu realizar a técnica de difração de elétrons retroespalhados.

### 4.6.1 Análise da superfície

Na FIG. 4.41 são apresentadas algumas das imagens obtidas com MEV que reforçam alguns dos comportamentos observados nas FIG. 4.36 e 4.37. O aumento da pressão de roleteamento reduziu a intensidade das marcas de avanço do torneamento (FIG. 4.41a) devido à deformação plástica dos picos e do preenchimento dos vales da superfície. A menor pressão de roleteamento (FIG. 4.41b) reduziu essas marcas de avanço e a pressão intermediária (FIG. 4.41c) eliminou quase todas, mas originou escamas (alto relevo) em algumas regiões do material devido à dupla deformação comentada anteriormente. A maior pressão (300 bar) produziu novas marcas irregulares e aumentou a presença de escamas (FIG. 4.41d), possivelmente, pelo excesso de escoamento de material. Além disso, as marcas em baixo relevo e em forma de arco observadas anteriormente apareceram nas FIG. 4.41(b) e 4.41(c).



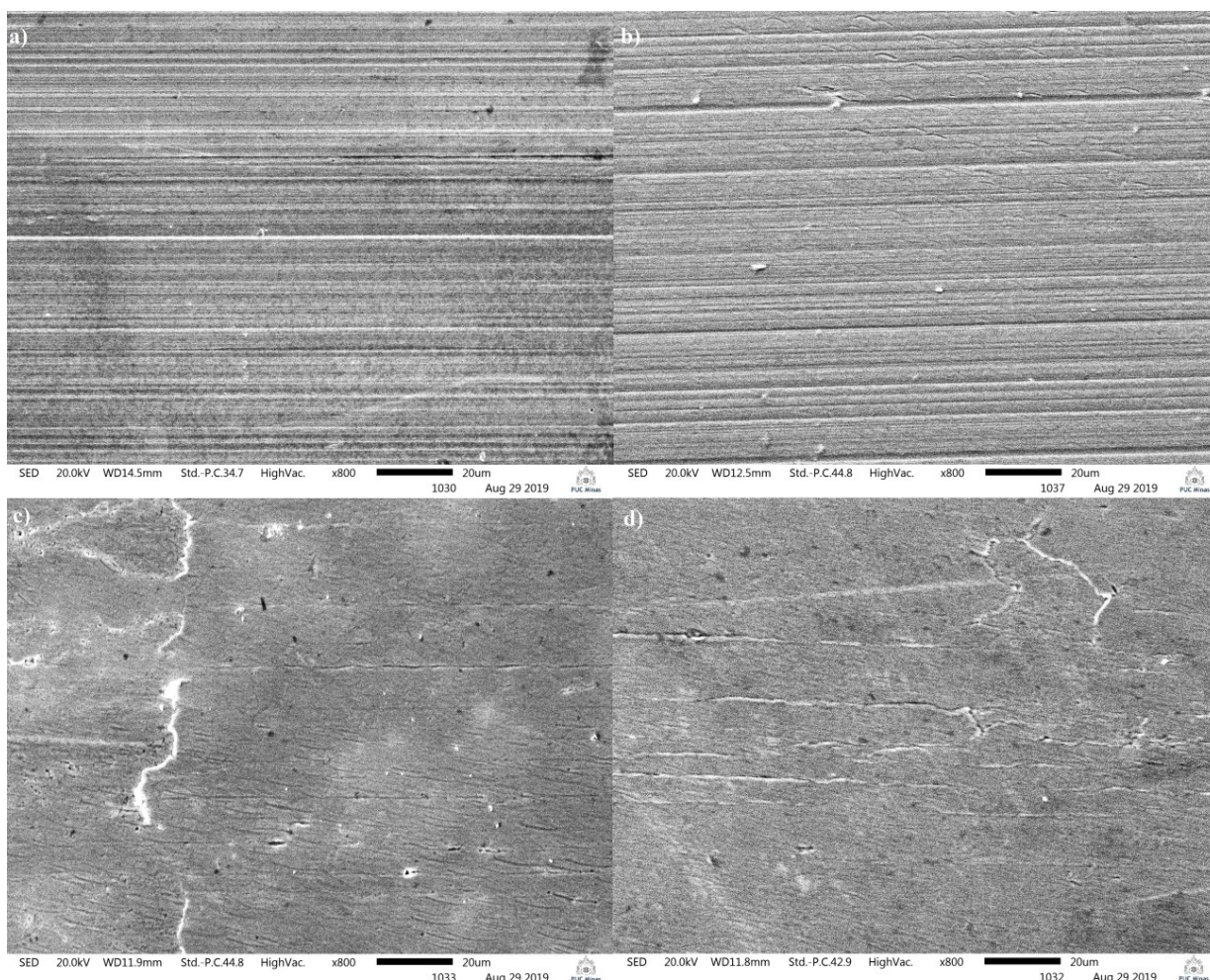


FIGURA 4.41 - Microscopia eletrônica por varredura das superfícies: a) torneada, b) roleteada com  $P_r = 100$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta, c) roleteada com  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta, e d) roleteada com  $P_r = 300$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta.

#### 4.6.2 Análise metalográfica

Na FIG. 4.42 são mostradas a seção transversal corpo de prova sem roletear e em função da pressão de roleteamento. Todas as microestruturas apresentaram ripas de martensita (placas longas e finas), o que era esperado em ligas de ferro-carbono com até 0,6% C, e também uma matriz ferrítica ( $\alpha$ ) devido ao revenimento realizado (CALLISTER, 2002). O corpo de prova submetido apenas ao torneamento (FIG. 4.42a) não apresentou região com deformação plástica, mas apresentou irregularidades na superfície (parede lateral), provavelmente ocasionadas pela ferramenta de corte, como visto anteriormente nas imagens de MO e MEV. Para menor pressão de roleteamento (FIG. 4.42b) uma região deformada plasticamente, com espessura aproximada de 3  $\mu$ m, foi percebida abaixo da superfície, o que permitiu identificar o sentido de rotação do corpo de prova indicado por uma seta branca. Nas pressões de 200 bar (FIG. 4.42c) e 300 bar

(FIG. 4.42d) foi identificado a mesma região de deformação plástica e com espessura próxima à da menor pressão, provavelmente pelo aumento da área de contato esfera/superfície e consequentemente manutenção da intensidade da tensão normal.

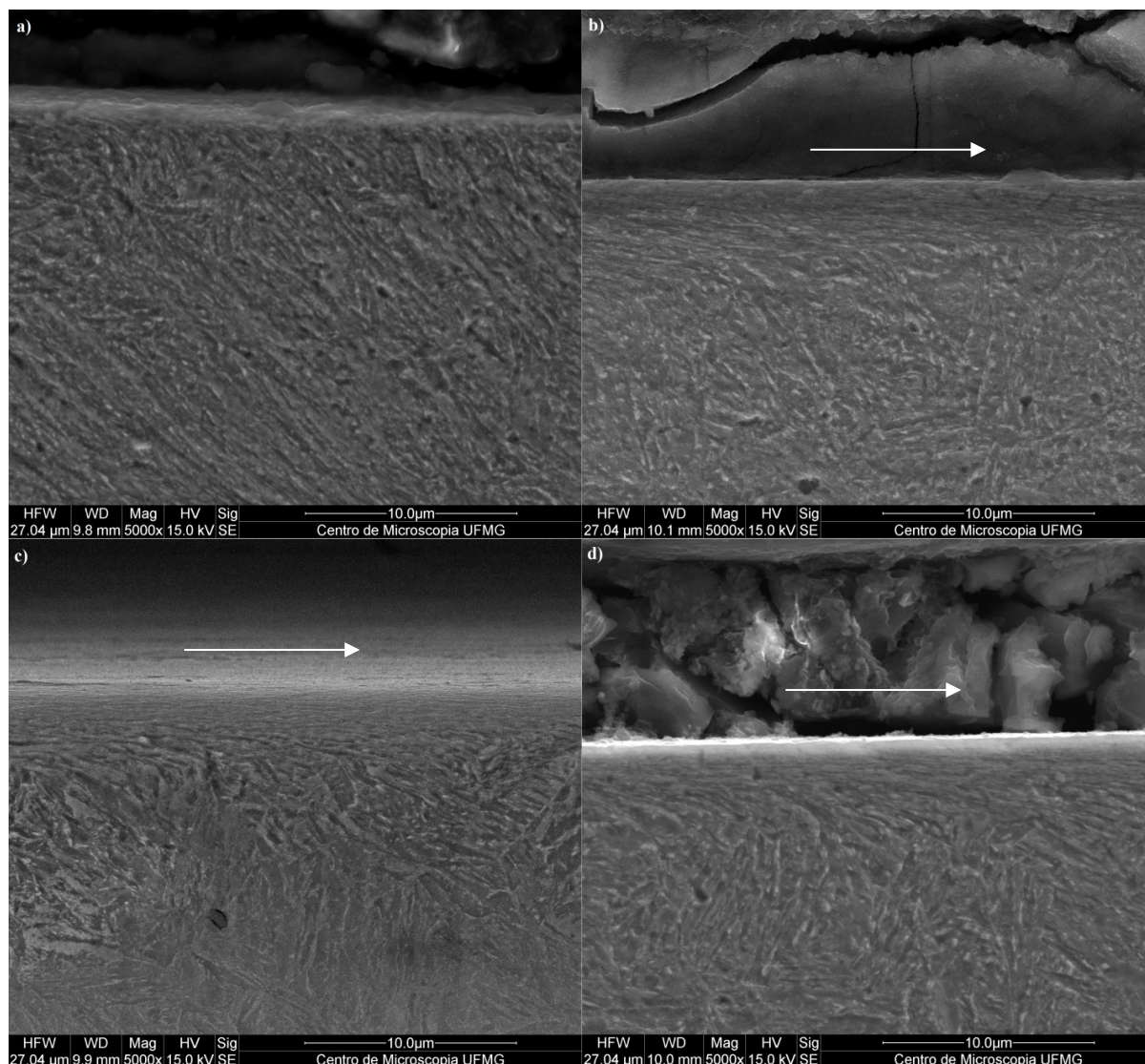


FIGURA 4.42 - Seção transversal dos corpos de prova: a) torneado, b) roleteado com  $P_r = 100$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta, c) roleteada com  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta, e d) roleteada com  $P_r = 300$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta.

Sob as três pressões de roleteamento avaliadas a microestrutura sofreu uma deformação que alterou sua direção e também diminuiu o espaçamento entre as estruturas quando comparada ao núcleo das amostras, ou seja, o roleteamento condensou e mudou visualmente a direção da estrutura do material em quase  $90^\circ$ . Além disso, uma fina camada branca (aproximadamente  $0,7 \mu\text{m}$ ) constante em toda a amostra foi percebida na condição de maior pressão (FIG. 4.42d). Essa camada não apareceu nas outras duas amostras do mesmo embutimento, o que reduz a chance de ser algum resíduo da preparação. De acordo com



Griffiths (1987), existem três mecanismos principais e independentes responsáveis pela formação de camada branca: transformação de fase pelo aquecimento e resfriamento rápido (influência térmica), reação da superfície com o meio ambiente (aumento de carbonetos na camada) e fluxo plástico que produz uma estrutura homogênea ou com grãos muito finos. Em diversos estudos, a camada branca recebeu esse nome devido à sua aparência observada ao microscópio ótico em superfícies atacadas quimicamente. Essa característica comprova que a camada branca apresenta propriedades mecânicas diferentes do restante do material atacado. Abrão *et al.* (2014c) encontraram camada branca no aço AISI 1060 temperado e revenido após o roleteamento com pressão de 200 bar, velocidade de 100 m/min, avanço de 0,07 mm/volta e número de passe igual a um, sendo justificada por uma deformação plástica suficientemente alta sem a influência de temperaturas elevadas.

Nas FIG. 4.43(a) e 4.43(b) é mostrada a camada branca com maior ampliação, sendo que sua espessura se mantém constante e a superfície (parede lateral) apresenta algumas irregularidades que foram visualizadas anteriormente pelo rugosímetro, MO e AFM. De acordo com os resultados de rugosidade ( $R_z$ ), temperatura e AFM, o provável mecanismo de formação da camada branca foi o excesso de deformação plástica na superfície, o que aumentou a densidade de estrutura deformada nesse local. Descartou-se a influência do ambiente, pois somente essa condição de roleteamento apresentou a camada branca. A camada branca geralmente se difere do resto do material em termos de estrutura e propriedade mecânicas, sua maior dureza e menor ductilidade podem contribuir para redução da vida em fadiga mecânica (GUO e WARREN, 2008), o que explicaria a redução da vida em fadiga mecânica para maior pressão de roleteamento (300 bar) encontrada nas FIG. 4.24 e 4.27.

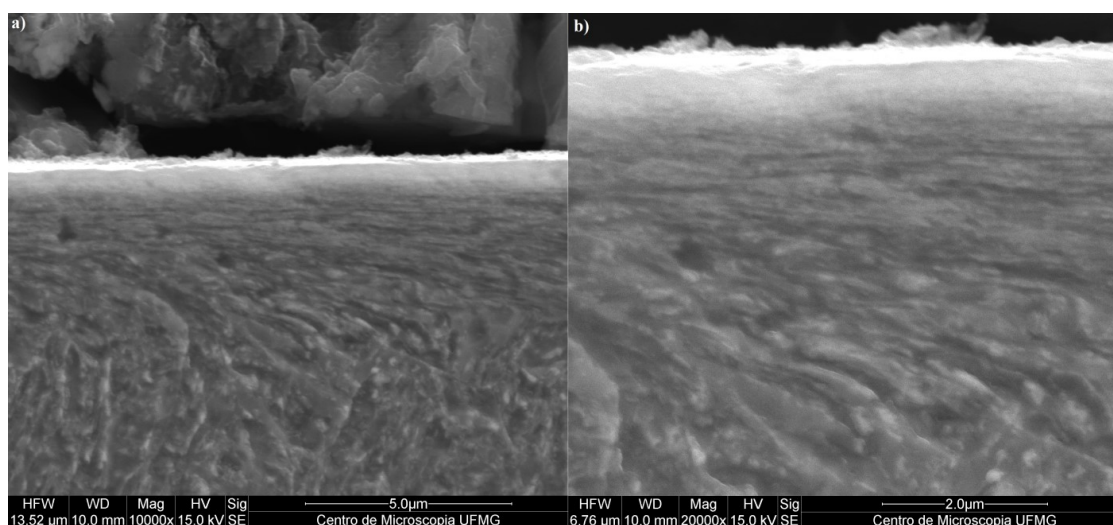


FIGURA 4.43 - Seção transversal roleteada com  $P_r = 300$  bar  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta: a) ampliação de  $\times 10000$  e b) ampliação de  $\times 20000$ .

As seções transversais para o avanço de roleteamento de 0,06 mm/volta (FIG. 4.44a) e 0,12 mm/volta (FIG. 4.44b) apresentaram uma região deformada plasticamente abaixo da superfície com espessura próxima de 2,0  $\mu\text{m}$ . O aumento desse parâmetro não produziu características diferentes na microestrutura abaixo da superfície, mas o avanço mais alto promoveu irregularidades na superfície (parede lateral), provavelmente devido à menor sobreposição das esferas como visto na FIG 4.5. Parece que a condição de 0,06 mm/volta teve um excesso de ataque com Nital, o que aumentou o relevo da microestrutura em relação a FIG. 4.44(b). Por fim, para as velocidades de 20 m/min (FIG. 4.44c) e 40 m/min (FIG. 4.44d) as duas microestruturas apresentaram uma região deformada com espessura próxima de 2,0  $\mu\text{m}$  e nenhuma diferença significativa na microestrutura foi percebida.

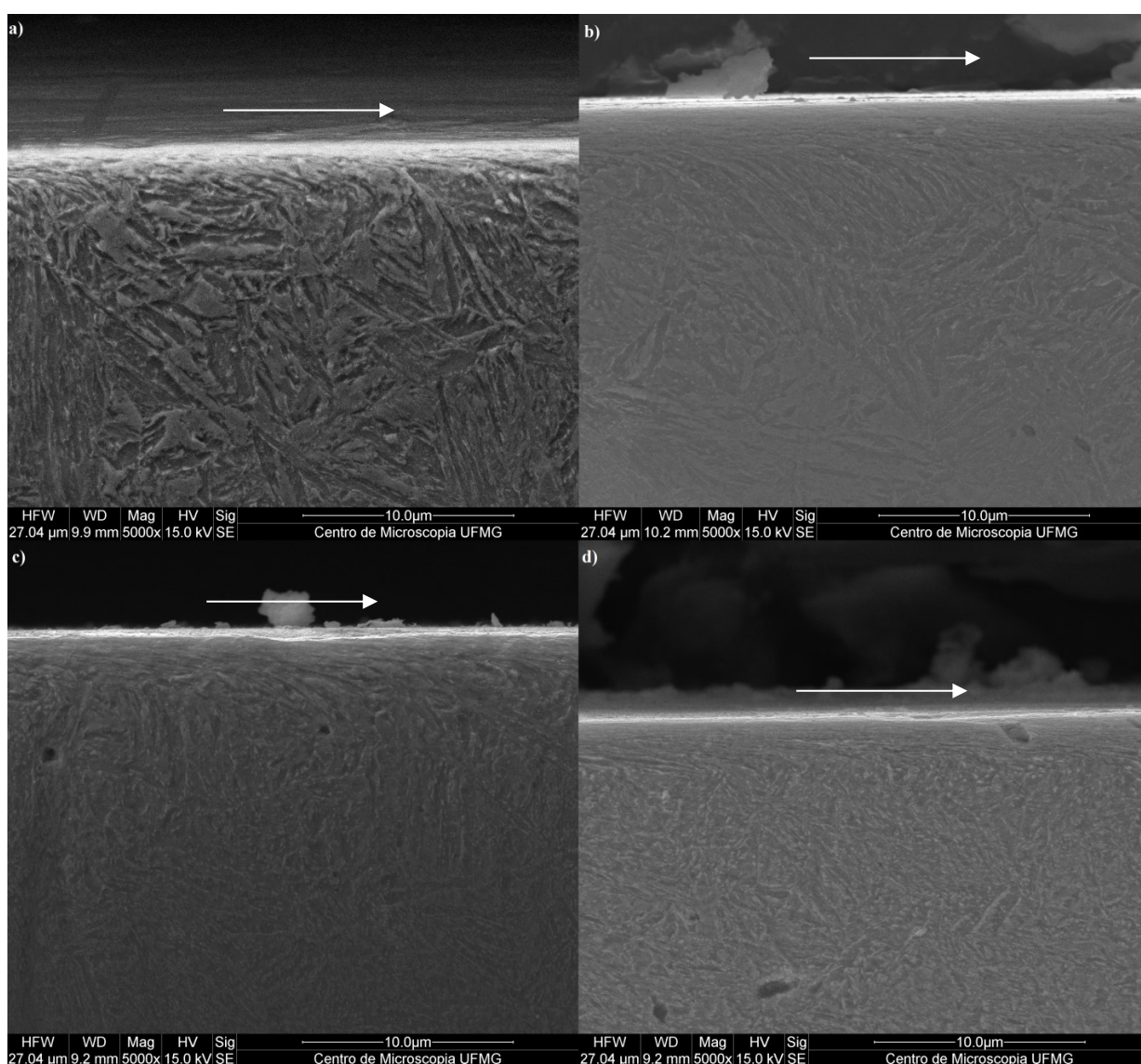


FIGURA 4.44 - Seção transversal dos corpos de prova roleteados com a)  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,06$  mm/volta, b)  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,12$  mm/volta, c)  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 20$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta e d)  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 40$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta.

### 4.6.3 Espectrometria por energia dispersiva

A imagem de uma das esferas de roletear usadas nos ensaios (FIG. 4.45) indicou a presença de uma linha levemente mais clara que a esfera, por isso, o EDS pontual foi aplicado nesta linha (FIG. 4.46a) e na esfera (FIG. 4.46b) para determinar os elementos presentes. Ambas análises mostram uma porcentagem em peso similar dos principais elementos encontrados: silício, nitrogênio, carbono, oxigênio e alumínio. A concentração encontrada indica possivelmente que a esfera é constituída de nitreto de silício ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ) com um pouco de óxido de alumínio ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ). Os pontos brancos presentes nas duas imagens da FIG. 4.46 apresentaram 54,2% Si, 19,6% N, 19,2% C, 3,5% O e 3,5% Al, sendo similar ao encontrado no resto da esfera, mas a maior concentração de carbono pode indicar a presença do carboneto de silício (SiC). Além disso, não foram encontrados elementos pertencentes ao material dos corpos de prova, exceto pelo carbono, o que descartou a hipótese de adesão desse material nas regiões avaliadas.

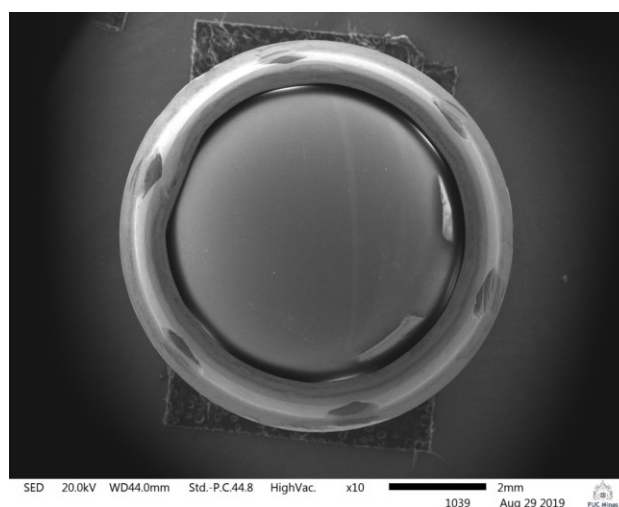


FIGURA 4.45 – Microscopia eletrônica por varredura de uma das esferas utilizadas no roleteamento.



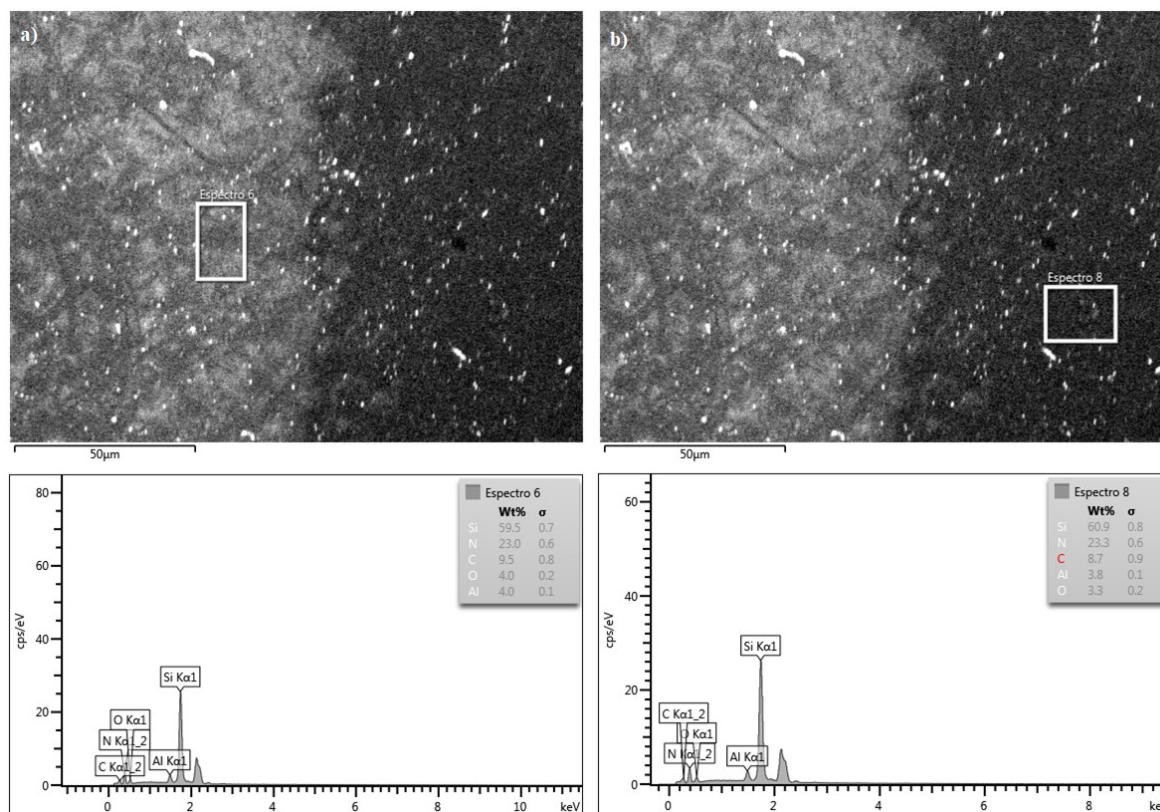


FIGURA 4.46 – Análise por espectrometria por raios-X: a) linha e b) região central da esfera usada.

O mapa químico foi obtido por EDS em uma área selecionada (FIG 4.47a) do corpo de prova roleteado com  $P_r = 100$  bar e preparado para difração de elétrons retroespalhados (EBSD). Foi possível perceber que a superfície apresentou um aspecto de ataque químico mesmo sem ter sido atacada com Nital, pois o polimento ultrafino juntamente com a inclinação da amostra em  $70^\circ$  para realização do EBSD permitiu a diferenciação de altura das diferentes microestruturas presentes. Os principais elementos químicos detectados foram Fe, Cr, Si, C, Mn e Mo, e apresentaram distribuição uniforme ao longo da área avaliada (FIG. 4.47b). Esse resultado confirma a composição química encontrada com a espectrometria de emissão óptica e mostra que não houve contaminação da amostra durante preparo para o EBSD.

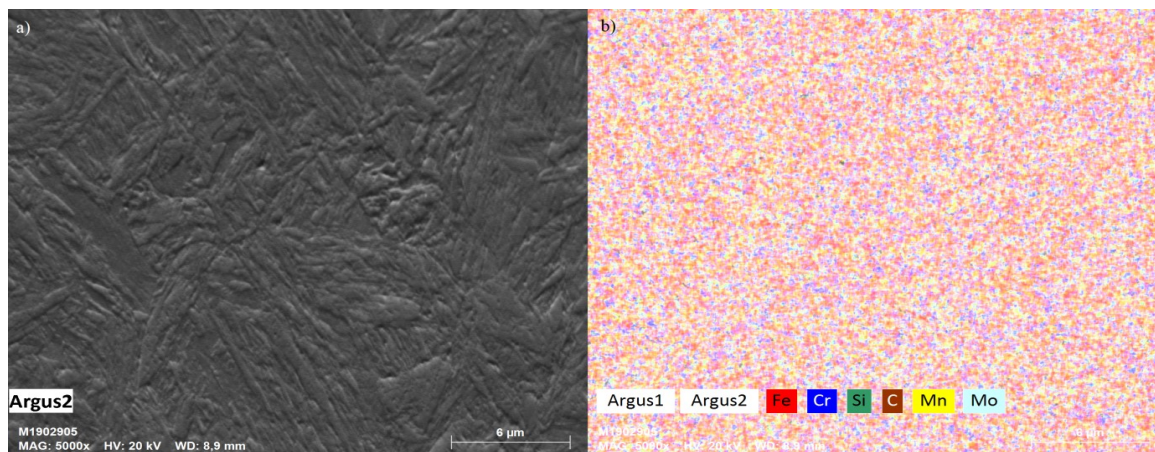


FIGURA 4.47 – Mapa químico de uma amostra roleteada com  $P_r = 100$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  m/min: a) área analisada e b) distribuição dos principais elementos químicos encontrados.

#### 4.6.4 Difração de elétrons retroespalhados

O *software* ESPRIT 2.2 (Bruker Co.) foi utilizado para coleta e análise das bandas de Kikuchi obtidas no ensaio de EBSD. Esse programa possui em seu banco de dados diversos arquivos (*Crystallographic Information File* - CIF) com informações sobre a estrutura cristalina (tipo, composição e distância interatômica) de uma fase. Nesse estudo foi utilizado o CIF da ferrita (ferro  $\alpha$ ) e austenita ( $\gamma$ ). Como o programa não possui o CIF para martensita, foi utilizado o de Nagakura e Toyoshima (1979).

Mesmo após algumas tentativas na realização do EBSD com ajustes na ampliação (1000, 2000 e 5000 vezes) e no passo de varredura (0,2  $\mu\text{m}$  e 20 nm), o menor índice de zero solução das bandas de Kikuchi indexadas foi de 27,4%, sendo que uma boa coleta nesse ensaio apresenta esse índice inferior a 20%. As imagens mostradas a seguir foram obtidas com ampliação de 1000 vezes, passo de 0,2  $\mu\text{m}$  e área focalizada de 146,8  $\mu\text{m}$  x 126,6  $\mu\text{m}$ . A área analisada foi reduzida pela metade (69,68  $\mu\text{m}$  x 126,6  $\mu\text{m}$ ) para reduzir o tempo de aquisição e análise.

A distribuição da ferrita (vermelho), austenita (verde) e martensita (azul) são mostradas na TAB. 4.9 e FIG. 4.48. A borda esquerda da imagem representa a região próxima à superfície roleteada e os pontos escuros representam locais com zero solução para as três fases analisadas, sendo esses pontos mais comuns na borda da amostra devido ao carregamento do feixe de elétrons do MEV. É possível perceber que as fases estão distribuídas uniformemente e a maior presença de ferrita sugere uma matriz ferrítica, sendo a martensita e austenita retida presentes em grupos com áreas menores (pontos). Como não foi realizado o EBSD na amostra sem roleteamento não foi possível comparar a concentração de austenita retida após roleteamento.

TABELA 4.8

Distribuição de fases em um corpo de prova roleteado com  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,06$  m/volta.

Fase	Bruto [%]	Normalizado [%]
Ferro $\alpha$	48,7	67,2
Austenita	3,05	4,2
Martensita	20,8	28,6
Zero solução	27,4	

FIGURA 4.48 – Distribuição de fases da amostra roleteada com  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,06$  m/volta.

A definição de grão adotado na análise do programa foi de um conjunto com no mínimo cinco pixels e com diferença de orientação máxima de  $5^\circ$  entre um pixel e seus vizinhos. Na FIG. 4.49 são mostrados os grãos que cumpriram esses requisitos. É possível notar que os contornos de grão não estão bem definidos devido ao alto índice de não solução das bandas coletadas. Além disso, o *software* forneceu o tamanho médio ( $2,91 \mu\text{m}$ ), a mediana ( $2,61 \mu\text{m}$ ) e o desvio padrão ( $129,14 \text{ nm}$ ) dos grãos contendo mais de 100 pixels. O tamanho médio do grão encontrado foi de 10 a 15% do valor encontrado ( $19$  a  $27 \mu\text{m}$ ) por Meysami *et al.* (2010) para barras circulares (diâmetro entre  $70$  e  $115 \text{ mm}$ ) do aço AISI 4140 temperado e revenido



com condições similares ao deste estudo. Essa diferença também pode estar relacionada com a baixa definição dos contornos de grãos obtidos.

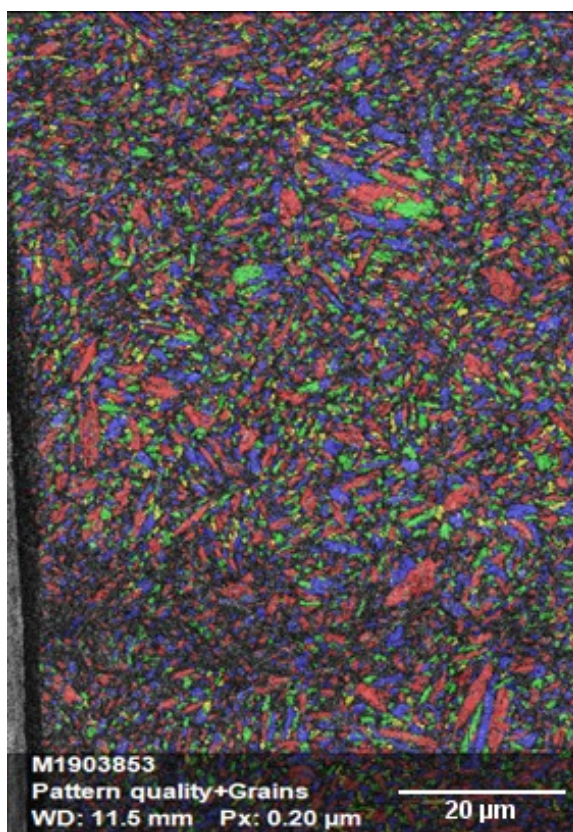


FIGURA 4.49 – Contornos de grãos obtidos da amostra roleteada com  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,06$  m/volta.

A orientação cristalográfica em relação ao eixo z (perpendicular à superfície da amostra) é apresentada na FIG. 4.50. Nesta imagem não foi possível identificar uma textura cristalográfica ocasionada pelo roleteamento na superfície (borda esquerda), pois a região afetada pelo roleteamento, que na metalografia foi uma faixa menor que  $5 \mu\text{m}$  abaixo da superfície, não apresentou diferenças nas orientações em relação as outras regiões analisadas na imagem. Pode-se notar que para as três fases consideradas a amostra apresentou diferentes direções cristalográficas distribuídas em toda área analisada, o que indica que o material antes ao roleteamento não apresentava nenhuma textura prévia.

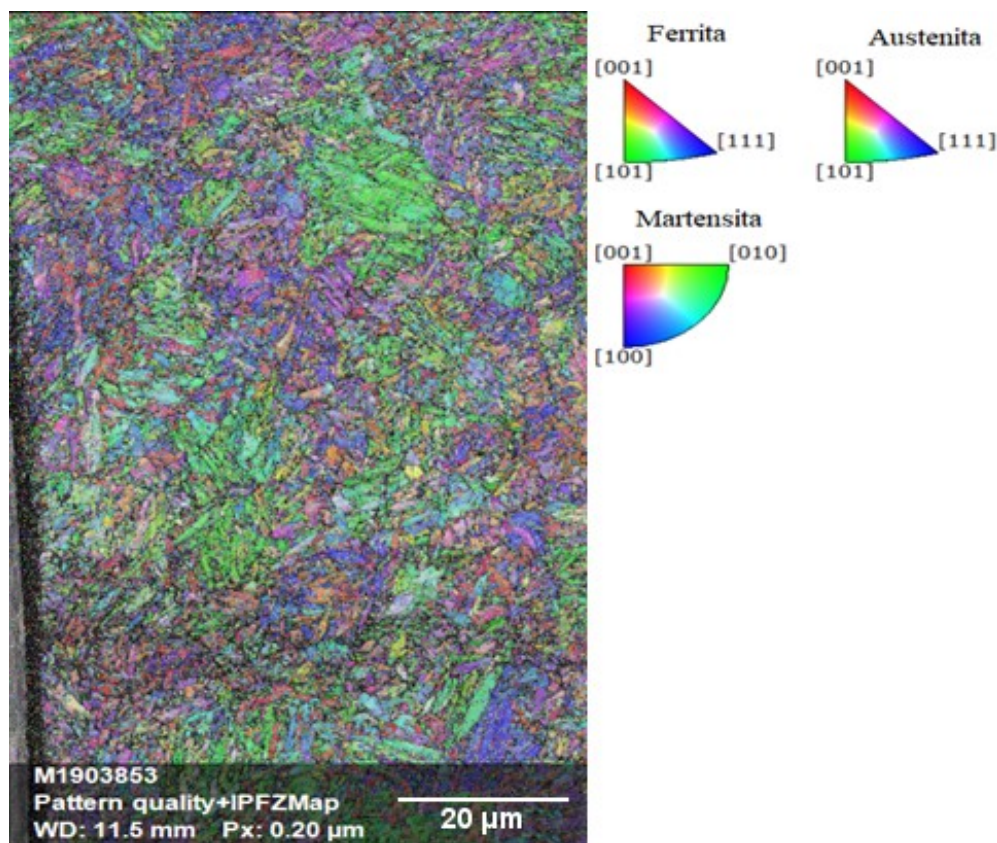


FIGURA 4.50 – Direção cristalográfica no eixo z para uma amostra roleteada com  $P_r = 200$  bar,  $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,06$  m/volta.

#### 4.7 Perfil de microdureza

Os perfis de microdureza abaixo da superfície de corpo de prova torneado e roleteados são mostrados na FIG. 4.51. As medições de microdureza foram realizadas em apenas um dia devido a disponibilidade do equipamento e também para reduzir os erros aleatórios no ensaio, como por exemplo a inicialização do sistema de medição do durômetro. Para o roleteamento apenas a pressão foi considerada, pois foi o parâmetro mais significativo nas alterações verificadas neste estudo. Além disso, só as pressões de roleteamento extremas (100 bar e 300 bar) foram avaliadas devido à pressão intermediária (200 bar) apresentar comportamento similar a pressão de 100 bar em diversos ensaios deste estudo.

A maior pressão de roleteamento (300 bar) induziu uma microdureza média de 497  $HV_{0,2}$  até a profundidade de 45  $\mu\text{m}$  (três pontos de medição), sendo que para a mesma faixa de profundidade a  $P_r = 100$  bar e o torneamento prévio geraram uma microdureza média de 468  $HV_{0,2}$  e 454  $HV_{0,2}$ , respectivamente. O aumento de 6% da microdureza para maior pressão de roleteamento em relação a menor pode ser relacionada com a proximidade da camada branca encontrada para a  $P_r = 300$  bar na metalografia, uma vez que essa camada se caracteriza por

uma alta dureza em relação ao núcleo do material. A deformação plástica que contribuiu para formação dessa camada provavelmente encruou o material de tal maneira que elevou a média da dureza para profundidades de até 45  $\mu\text{m}$ , indicando que a influência da maior pressão de roleteamento sobre a dureza atingiu profundidades maiores do que a alteração visual da microestrutura (FIG. 4.42d). Após essa faixa de material e até a profundidade de 378  $\mu\text{m}$ , as três condições avaliadas apresentaram uma média de microdureza similar a 472  $\text{HV}_{0,2}$ , o que indica a microdureza do núcleo do material (sem influência de roleteamento). Por fim, a região próxima à superfície apenas usinada apresentou redução de microdureza em comparação ao núcleo do material, o que provavelmente é explicado pela redução do encruamento ocasionada no aquecimento durante o torneamento de acabamento (FIG. 4.32). A TAB. D.1 do Apêndice D mostra os valores médios de dureza, erro máximo e erro mínimo para as três condições testadas.

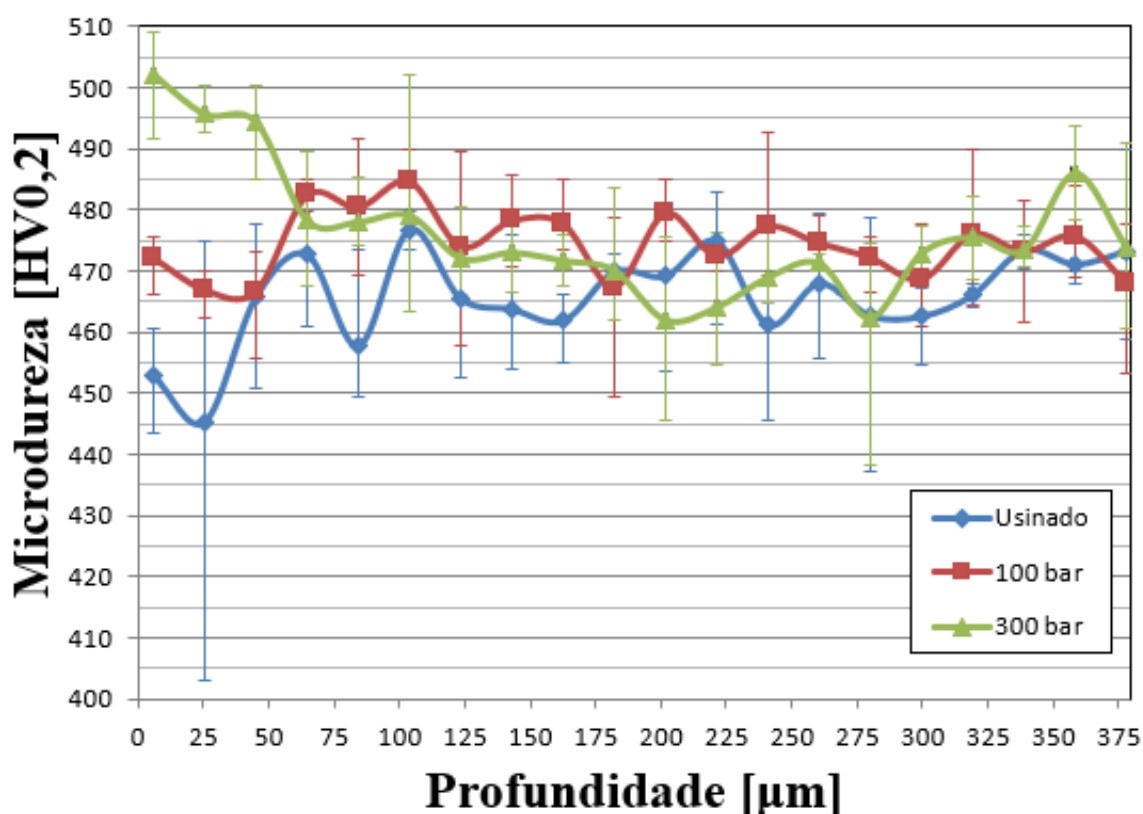


FIGURA 4.51 – Microdureza [ $\text{HV}_{0,2}$ ] em função da profundidade para os corpos de prova usinado e roleteados com  $P_r = 100$  e  $P_r = 300$  bar ( $V_r = 30$  m/min e  $f_r = 0,09$  mm/volta).

## 5 ANÁLISE DOS RESULTADOS

Este capítulo tem como objetivo discutir, interligar e compreender os resultados apresentados no capítulo anterior por meio de sua análise, o que permite um melhor entendimento da influência dos parâmetros de entrada do roleteamento analisados sobre a qualidade superficial, a vida em fadiga mecânica, temperatura, microestrutura e microdureza.

A análise sem tratamento estatístico mostrou que o roleteamento reduziu os valores dos parâmetros de rugosidade analisados. Dentre os parâmetros de roleteamento avaliados, a variação da pressão foi a mais preponderante sobre os valores de  $R_a$  e  $R_z$ , sendo seu aumento até 200 bar benéfico para o acabamento do corpo de prova devido a retirada das marcas deixadas pelo torneamento prévio. O excesso de deformação plástica causada pela maior pressão induziu a criação de novos picos e vales na superfície e também de defeitos como escamas. Essas características influenciaram diretamente na vida em fadiga mecânica, pois a maior pressão de roleteamento reduziu a vida em relação as duas pressões avaliadas. Portanto, a maior deformação plástica na superfície além de gerar concentradores de tensão na superfície através de defeitos pode provavelmente reduzir a intensidade das tensões compressivas residuais. Porém, todas as fraturas observadas tiveram origem na superfície e o roleteamento aumentou a vida em fadiga mecânica média para todos níveis testados.

A TAB. 5.1 resume os resultados encontrados nas análises estatísticas deste trabalho. São apresentados somente os valores dos parâmetros de entrada estatisticamente significativos e que produziram os menores valores de  $R_a$ ,  $R_p$  e  $R_v$  e o maior número de ciclos em fadiga. A pressão de roleteamento foi significativa para todos os parâmetros de saída, o que indica a importância desse parâmetro sobre a qualidade superficial e a vida em fadiga do aço ABNT 4140 endurecido. Deve-se ressaltar que para os parâmetros de rugosidade, as pressões de 100 e 200 bar apresentaram valores muito próximos, indicando que esses dois níveis podem ser usados para obter uma boa qualidade superficial. Porém, para uma vida em fadiga mais longa é recomendado o uso de  $P_r = 100$  bar, sendo esse valor um pouco abaixo da faixa recomendada pelo fabricante do equipamento de roleteamento. A velocidade de roleteamento foi significativa apenas para  $R_a$  e  $R_v$  e a menor velocidade é recomendada para se obter os menores valores desses dois parâmetros, possivelmente pela menor vibração induzida no contato ferramenta/peça. Por fim, o avanço de roleteamento foi significativo para  $R_a$  e  $R_v$ , sendo indicado o  $f_r = 0,06$ mm/volta para os menores valores de  $R_a$  e  $R_v$ , pois contribuiu para maior

sobreposição das esferas e, conseqüentemente maior deslocamento de material dos picos para os vales da superfície.

TABELA 5.1  
Efeitos principais dos parâmetros de entrada sobre a rugosidade e vida em fadiga.

<b>Parâmetros de entrada</b>			
<b>Parâmetros de saída</b>	$P_r$ [bar]	$V_r$ [m/min]	$f_r$ [mm/volta]
<b>Ra</b>	200	20	0,06
<b>Rp</b>	100	-	-
<b>Rv</b>	100	20	0,06
<b>Vida em fadiga</b>	100	-	-

Em todas as condições testadas, a temperatura de roleteamento não ultrapassou 30% da temperatura obtida no torneamento a seco de acabamento, o que mostra sua baixa influência em possíveis alterações na microestrutura e/ou propriedades mecânicas do material. Esses resultados confirmam que o movimento livre das esferas de roletear e o fluido de roleteamento são eficientes para reduzir e dissipar, respectivamente, o calor proveniente da energia de deformação produzida na operação.

A maior temperatura obtida no roleteamento (40,1 °C) descarta a influência térmica da operação na formação de camada branca observada na metalografia e detectada na microdureza para a condição de maior pressão de roleteamento. Essa camada pode ser explicada pelo intenso fluxo plástico produzido na superfície e na microrregião abaixo dela, sendo responsável pela fragilidade detectada nos ensaios de fadiga para pressão de 300 bar.

Após algumas tentativas, o EBSD apresentou baixa solução das bandas de Kikuchi devido ao tamanho de grão presente no material e também da deformação plástica presente na superfície do corpo de prova (borda da amostra), o que dificulta a indexação das bandas de Kikuchi devido a alteração na microestrutura do material. Porém, o ensaio revelou a presença de matriz ferrítica e martensita, e em menor quantidade a austenita retida. Além disso, em comparação ao núcleo do material não foi detectado uma textura cristalográfica ocasionada pelo roleteamento.



## 6 CONCLUSÃO

Por meio dos estudos e análises realizadas neste trabalho é possível chegar às seguintes conclusões acerca da influência dos parâmetros de roleteamento sobre a qualidade superficial, vida em fadiga mecânica, temperatura, microestrutura e microdureza do aço ABNT 4140 temperado e revenido para 39 HRC:

- O roleteamento reduziu o valor médio de Ra em pelo menos 80% em relação à superfície torneada. Dentre as pressões testadas, a pressão de 200 bar proporcionou a quantidade adequada de deformação plástica para a superfície atingir a menor média ( $Ra = 0,213 \mu\text{m}$ ). A velocidade de roleteamento mais baixa reduziu a vibração no contato esfera/peça, produzindo assim menores valores de Ra. A elevação do avanço ocasionou o aumento do valor de Ra devido ao maior espaçamento entre a trajetória de uma esfera e a subsequente. A análise estatística mostrou que os três parâmetros de roleteamento foram significativos sobre Ra.
- Após o roleteamento o valor de Rz caiu em até 92% em relação à amostra não roleteada e apresentou uma razão  $Rv/Rp$  próxima de um, indicando uma maior deformação plástica dos picos em relação aos vales da superfície. A maior pressão de roleteamento duplicou o valor de Rz em relação às outras pressões por causa do maior recalque de material da superfície. A variação da velocidade ou avanço de roleteamento não alterou os valores de Rz. A pressão de roleteamento foi o único parâmetro significativo estatisticamente para Rp, enquanto para Rv os três parâmetros de roleteamento foram significativos.
- Para melhorar a qualidade superficial do material em relação ao torneamento, o roleteamento deve ser realizado com pressão de 100 bar ou 200 bar, velocidade de 20 m/min e avanço de 0,06 mm/volta, uma vez que deformações plásticas excessivas podem provocar defeitos na superfície, como escamas. Por meio da análise da topografia da superfície foi possível verificar o desaparecimento das marcas de avanço do torneamento após a realização do roleteamento.
- O roleteamento aumentou a vida em fadiga em relação ao torneamento para praticamente todas as condições testadas, exceto para dois corpos de prova. Em algumas condições, o aumento foi mais de 400% em relação aos corpos de prova não roleteados. As pressões de 100 e 200 bar apresentaram vida similar, mas pressão de 300 bar reduziu essa vida em quase 50% por causa da presença de escamas (concentradores de tensão) na superfície. A variação da velocidade ou

avanço de roleteamento não alterou a vida em fadiga mecânica. Isso confirmou que a pressão de roleteamento foi o único fator que influenciou estatisticamente a vida em fadiga do material. A análise das fraturas mostrou que todas as amostras avaliadas apresentaram iniciação da trinca por fadiga mecânica na superfície e que a condição usinada e de 300 bar apresentaram múltiplos pontos de iniciação de trinca (marcas de catraca).

- As temperaturas dos corpos de prova durante roleteamento não ultrapassaram 40,1 °C em regiões pelo menos 0,6 mm abaixo da superfície roleteada, comprovando que elas não possuem efeito sobre qualquer mudança na microestrutura. As temperaturas baixas encontradas durante o roleteamento são consequências da redução na conversão da energia de deformação em calor pelo movimento livre (rolamento) das esferas de roletear e pela dissipação de calor do fluido de roleteamento (ação lubrificante e refrigerante).
- A microscopia ótica, microscopia de força atômica e microscopia eletrônica de varredura mostraram que a pressão de 100 bar reduziu as marcas de avanço do torneamento prévio, a pressão intermediária removeu completamente essas marcas e a maior pressão originou novos picos e vales na superfície devido ao maior recalque de material. A presença de dupla deformação plástica gerou escamas na superfície nas condições de 200 e 300 bar, sendo muito intensas na última. Além disso, a análise visual indicou uma redução de possíveis pontos de corrosão até a pressão de 200 bar, sendo esses pontos aumentados na maior pressão.
- Em todas as amostras roleteadas a análise metalográfica revelou uma pequena região deformada plasticamente abaixo da superfície. Essa região alterou a direção dos contornos de grãos em até 90° em relação ao resto do material, permitindo inferir a direção de roleteamento. Na condição de maior pressão, uma fina e uniforme camada branca foi observada, sendo relacionada ao excesso de escoamento plástico do material na superfície. A alta dureza e baixa ductilidade dessa camada explicam o comportamento observado na vida em fadiga mecânica por flexão rotativa.
- A espectrometria de raios X mostrou que a esfera de roletear deve ser constituída de nitreto de silício e óxido de alumínio, e que não indicou existência de adesão do material roleteado.

- A difração de elétrons retroespalhados indicou a presença de matriz ferrítica e martensita na microestrutura do material, sendo encontrado em menor quantidade austenita retida. Não foi detectado mudança de orientação cristalográfica após roleteamento quando comparado ao núcleo do material. O tamanho de grão do material e a deformação plástica gerada no roleteamento afetaram a qualidade desse ensaio.
- A pressão de 300 bar gerou uma microdureza média de 497 HV<sub>0,2</sub> até uma profundidade de 45 μm, sendo esse valor 6% maior que a média encontrada para menor pressão de roleteamento. Entre essa profundidade e 378 μm as duas condições roleteadas e a não roleteada apresentaram microdureza média similares. Esse comportamento pode ser explicado pela proximidade da camada branca e pela combinação do encruamento do material e de tensões residuais compressivas presentes na região logo abaixo da superfície roleteada.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Em função do elevado número de variáveis envolvidas neste estudo e do tempo prolongado para realização dos testes, existem aspectos que são sugeridos para trabalhos futuros, a saber:

- Realizar testes de tração em corpos de prova roleteados para avaliar a influência dos parâmetros de roleteamento sobre as tensões de escoamento e máxima do material. Variar o diâmetro da seção dos corpos de prova de tração roleteados para determinar se esse parâmetro altera as tensões de escoamento e máxima do material.
- Realizar simulação numérica considerando deformações elásticas e plásticas no contato esfera/peça para avaliar a distribuição e intensidade da força de contato ou tensão de contato sobre a superfície roleteada.
- Testar diversos revestimentos nas esferas de roletear para avaliar viabilidade e benefícios sobre a qualidade superficial, a vida em fadiga mecânica, a tensão residual e a microestrutura de diferentes materiais roleteados.
- Avaliar a influência do sentido de roleteamento sobre os parâmetros de saída como estratégia para redução de tempo e aumento da qualidade da operação.
- Utilizar a difração de elétrons retroespalhados por microscopia eletrônica de transmissão para aumentar a qualidade do exame, possibilitando a avaliação precisa do tamanho de grão e da direção cristalográfica das fases do aço ABNT 4140 endurecido em função dos parâmetros de roleteamento.
- Analisar o efeito do roleteamento sobre a resistência à corrosão do aço ABNT 4140 temperado e revenido em substituição a processos de revestimentos ou tratamentos químicos para proteção da superfície.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRÃO, A. M.; DENKENA, B.; KÖHLER, J.; BREIDENSTEIN, B.; MÖRKE, T. The Influence of Deep Rolling on the Surface Integrity of AISI 1060 High Carbon Steel. **Procedia CIRP**, v. 13, p. 31–36, 2014a.

ABRÃO, A. M. DENKENA, B.; BREIDENSTEIN, B.; MÖRKE, T. Surface and subsurface alterations induced by deep rolling of hardened AISI 1060 steel. **Production Engineering**, v. 8, n. 5, p. 551–558, out. 2014b.

ABRÃO, A. M.; DENKENA, B.; KÖHLER, J.; BREIDENSTEIN, B.; MÖRKE, 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**, v. 214, n. 12, p. 3020–3030, dez. 2014c.

ABRÃO, A. M. DENKENA, B.; BREIDENSTEIN, B.; MÖRKE, T. The inducement of residual stress through deep rolling of AISI 1060 steel and its subsequent relaxation under cyclic loading. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 79, n. 9–12, p. 1939–1947, ago. 2015.

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: A**, v. 264, n. 1–2, p. 1–16, maio 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**, v. 48, n. 12, p. 1593–1598, jun. 2003.

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, nov. 2012.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6152: Materiais metálicos - Ensaio de tração à temperatura ambiente**. Rio de Janeiro: ABNT, 2002a.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR ISO 4287: Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade**. Rio de Janeiro: ABNT, 2002b.

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**, v. 55, p. 230–244, out. 2013.

AXINTE, D. A.; GINDY, N. Turning assisted with deep cold rolling—a cost efficient hybrid process for workpiece surface quality enhancement. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 218, n. 7, p. 807–811, jul. 2004.

BALLAND, P.; TABOUROT, L.; DEGRE, F.; MOREAU, V. An investigation of the mechanics of roller burnishing through finite element simulation and experiments. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 65, p. 29–36, fev. 2013.

BHADESHIA, H. K. D. H. Material Factors. In: **Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel**. Ohio, USA: ASM International, 2002. v. 1p. 3–10.

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**, v. 92, p. 223–228, dez. 2017.

BOUZID, W.; TSOUMAREV, O.; SAÏ, K. An investigation of surface roughness of burnished AISI 1042 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 1, n. 1, p. 1–1, 11 jun. 2003.

BREWER, L. N.; FIELD, D. P.; MERRIMAN, C. C. Mapping and Assessing Plastic Deformation Using EBSD. In: **Electron Backscatter Diffraction in Materials Science**. 2ª ed. New York, USA: Springer, 2009. p. 403.

BRINKSMEIER, E.; GARBRECHT, M.; MEYER, D.; DONG, J. Surface hardening by strain induced martensitic transformation. **Production Engineering**, v. 2, n. 2, p. 109–116, jun. 2008.

BROITMAN, E. Indentation Hardness Measurements at Macro-, Micro-, and Nanoscale: A Critical Overview. **Tribology Letters**, v. 65, n. 1, p. 23, 28 dez. 2016.

BRUKER. **QUANTAX EBSD - User Manual**. Bruker Nano GmbH, 2015.

BURNS, G. W.; SCROGER, M. G.; STROUSE, G. F.; CROARKIN, M. C.; GUTHRIE, W. **Temperature-electromotive force reference functions and tables for the letter-designated thermocouple types based on the ITS-90**. Gaithersburg, MD: National Institute of Standards and Technology, 1993. Disponível em: <<https://nvlpubs.nist.gov/nistpubs/Legacy/MONO/nistmonograph175.pdf>>. Acesso em: 11 nov. 2019.

BUSH, G. F.; ALMEN, J. O.; DANSE, L. A.; HEISS, J. P. How, when and by whom was mechanical prestressing discovered. **Society of Automotive Engineers**, p. 1–14, 1962.

CALLISTER, W. D. **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução**. 5ª edição ed. Rio de Janeiro: LTC, 2002.

CARNEIRO, J. P. S. **AVALIAÇÃO DA MICROESTRUTURA/ PROPRIEDADES MECÂNICAS E DESGASTE DO AÇO ABNT 4140 NITRETADO**. Dissertação—Belo Horizonte: Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, 2019.

CHEN, C. H.; SHIOU, F.-J. Determination of Optimal Ball-Burnishing Parameters for Plastic Injection Moulding Steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 21, n. 3, p. 177–185, 1 mar. 2002.

CHUI, P.; SUN, K.; SUN, C.; WU, C.; WANG, H.; ZHAO, Y. Effect of surface nanocrystallization induced by fast multiple rotation rolling on mechanical properties of a low carbon steel. **Materials & Design**, v. 35, p. 754–759, mar. 2012.

DELGADO, P.; CUESTA, I. I.; ALEGRE, J. M.; DÍAZ, A. State of the art of Deep Rolling. **Precision Engineering**, v. 46, p. 1–10, out. 2016.

DENKENA, B.; GROVE, T.; MAIß, O. Influence of Hard Turned Roller Bearings Surface on Surface Integrity after Deep Rolling. **Procedia CIRP**, v. 45, p. 359–362, 2016.

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**, v. 54, n. 1, p. 67–71, 2018.

DRECHSLER, A.; DÖRR, T.; WAGNER, L. Mechanical surface treatments on Ti–10V–2Fe–3Al for improved fatigue resistance. **Materials Science and Engineering: A**, v. 243, n. 1–2, p. 217–220, mar. 1998.

ECOROLL. **ECOROLL - Operating Instruction: Hydrostatic Roller Burnishing and Deep Rolling Tool HG6-20**. Ecoroll, 2016.

ECOROLL. **Hydrostatic Tools HG2 – HG25 - ECOROLL**. Disponível em: <<http://www.ecoroll.de/en/products/hydrostatic-tools.html>>. Acesso em: 9 maio. 2018.

EL-AXIR, M. H. An investigation into roller burnishing. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 40, n. 11, p. 1603–1617, set. 2000.

EL-AXIR, M. H.; IBRAHIM, A. A. Some surface characteristics due to center rest ball burnishing. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 167, n. 1, p. 47–53, ago. 2005.

EL-TAWHEEL, T. A.; EL-AXIR, M. H. Analysis and optimization of the ball burnishing process through the Taguchi technique. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 41, n. 3–4, p. 301–310, mar. 2009.

FATIGUE DYNAMICS. **Instruction Manual: Model RBF-200** Fatigue Dynamics Inc., [s.d.].  
GADELMAWLA, E. S.; KOURA, M. M.; MAKSOUD, T. M. A.; ELEWA, I., M.; SOLIMAN, H. H. Roughness parameters. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 123, n. 1, p. 133–145, abr. 2002.

GRABE, T. M. **INFLUÊNCIA DA OPERAÇÃO DE ROLETEAMENTO SOBRE O ACABAMENTO E RESISTÊNCIA À FADIGA DO AÇO ABNT 4140 TEMPERADO**. Monografia — Belo Horizonte: UFMG, 26 jun. 2017.

GRIFFITHS, B. J. Mechanisms of White Layer Generation With Reference to Machining and Deformation Processes. **Journal of Tribology**, v. 109, n. 3, p. 525–530, 1 jul. 1987.

GUO, Y. B.; WARREN, A. W. The Basic Relationship Between Machining Induced Residual Stress Profiles and Fatigue Life. p. 103–107, 7 out. 2008.

HAMADACHE, H.; LAOUAR, L.; ZEGHIB, N. E.; CHAOUI, K. Characteristics of Rb40 steel superficial layer under ball and roller burnishing. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 180, n. 1–3, p. 130–136, dez. 2006.

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 and Manufacture**, v. 40, n. 12, p. 1775–1786, set. 2000.

HE, D.; WANG, B.; ZHANG, J.; LIAO, S.; DENG, W. J. Investigation of interference effects on the burnishing process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 95, n. 1–4, p. 1–10, mar. 2018.

HOEPPNER, D. W. Industrial Significance of Fatigue Problems. In: **FATIGUE AND FRACTURE**. 1. ed. USA: ASM International, 1996. v. 19p. 10–13.

HUTCHINGS, I. M. **Tribology - Friction and Wear of Engineering Materials**. 1<sup>a</sup> ed. London, England: Edward Arnold, 1992.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 1143: Metallic materials - Rotating bar bending fatigue testing**. Suíça: ISO, 2010.

JANG, J. Estimation of residual stress by instrumented indentation: A review. **Journal of Ceramic Processing Research**, v. 10, p. 391–400, 1 jun. 2009.

JUVINALL, R. C.; MARSHEK, K. M. **Fundamentos do Projeto de Componentes de Máquinas**. 4<sup>a</sup> edição ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008.

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. **Production Engineering**, v. 3, n. 4–5, p. 391–399, dez. 2009.

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**, v. 225, n. 1, p. 2–11, jan. 2011.

KLOCKE, F.; LIERMANN, J. Roller burnishing of hard turned surfaces. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 38, n. 5–6, p. 419–423, maio 1998.

KLOOS, K.; FUCHSBAUER, B.; ADELMANN, J. Fatigue properties of specimens similar to components deep rolled under optimized conditions. **International Journal of Fatigue**, v. 9, n. 1, p. 35–42, jan. 1987.

KORZYNSKI, M. Modeling and experimental validation of the force–surface roughness relation for smoothing burnishing with a spherical tool. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 47, n. 12–13, p. 1956–1964, out. 2007.

KUS, A.; ISIK, Y.; CAKIR, M. C.; COŞKUN, S.; ÖZDEMİR, K. Thermocouple and Infrared Sensor-Based Measurement of Temperature Distribution in Metal Cutting. **Sensors**, v. 15, n. 1, p. 1274–1291, jan. 2015.



LEONG, K. C.; LYE, S. W. Thermal-based tool sensor for ball burnishing. **Journal of Mechanical Working Technology**, p. 8, 1989.

LIMA, H. V. **ESTUDO SOBRE A TEMPERATURA NO FRESAMENTO DO AÇO FERRAMENTA ABNT D2 EMPREGANDO OS MÉTODOS DO TERMOPAR FERRAMENTA/PEÇA, TERMOPAR INSERIDO E SIMULAÇÃO NUMÉRICA**. Belo Horizonte: UFMG, 2017.

LOH, N. H.; TAM, S. C. Effects of ball burnishing parameters on surface finish—A literature survey and discussion. **Precision Engineering**, v. 10, n. 4, p. 215–220, out. 1988.

LOH, N. H.; TAM, S. C.; MIYAZAWA, S. Statistical analyses of the effects of ball burnishing parameters on surface hardness. **Wear**, v. 129, p. 235–243, 1989.

LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, A.; MUNÕA, J.; SÁNCHEZ, J. Quality improvement of ball-end milled sculptured surfaces by ball burnishing. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, n. 15, p. 1659–1668, dez. 2005.

LU, H.; SCHOLTES, B.; MACHERAUCH, E. Randschichtzustände von normalisiertem und vergütetem 42 CrMo 4 nach konsekutiven Kugelstrahl- und Festwalzbehandlungen. **Materialwissenschaft und Werkstofftechnik**, v. 23, n. 11, p. 388–394, 1 nov. 1992.

LU, J. Prestress Engineering of Structural Material: A Global Design Approach to the Residual Stress Problem. In: **Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel**. Ohio, USA: ASM International, 2002. v. 1p. 11–26.

LUCA, L.; NEAGU-VENTZEL, S.; MARINESCU, I. Effects of working parameters on surface finish in ball-burnishing of hardened steels. **Precision Engineering**, v. 29, n. 2, p. 253–256, abr. 2005.

LUO, H.; LIU, J.; WANG, L.; ZHONG, Q. Investigation of the Burnishing Force During the Burnishing Process with a Cylindrical Surfaced Tool: **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, 31 jul. 2006.

MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R., T.; DA SILVA, M., B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2ª edição revisada ed. São Paulo - SP - Brasil: Blucher, 2011.

MACHERAUCH, E. Introduction to residual stress. In: **Advances in Surface Treatments: Technology-Applications-Effects**. Oxford, England: Pergamon Press, 1987. v. 4p. 1–36.

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**, v. 26, n. 2, p. 876–884, fev. 2017.

MAIß, O.; DENKENA, B.; GROVE, T. Hybrid machining of roller bearing inner rings by hard turning and deep rolling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 230, p. 211–216, abr. 2016.

MATLOCK, D. K.; ALOGAB, K. A.; RICHARDS, M. D.; SPEER, J. G. Surface processing to improve the fatigue resistance of advanced bar steels for automotive applications. **Materials Research**, v. 8, n. 4, p. 453–459, dez. 2005.

MEYER, D.; BRINKSMEIER, E.; HOFFMANN, F. Surface hardening by cryogenic deep rolling. **Procedia Engineering**, v. 19, p. 258–263, 2011.

MEYER, D.; KÄMMLER, J. Surface Integrity of AISI 4140 After Deep Rolling with Varied External and Internal Loads. **Procedia CIRP**, v. 45, p. 363–366, 2016.

MEYSAMI, A. H.; GHASEMZADEH, R.; SEYEDEIN, S. H.; ABOUTALEBI, M. R. An investigation on the microstructure and mechanical properties of direct-quenched and tempered AISI 4140 steel. **Materials & Design**, v. 31, n. 3, p. 1570–1575, 1 mar. 2010.

MONTGOMERY, D. C.; RUNGER, G. C. **Estatística aplicada e probabilidade para engenheiros**. 6ª edição ed. Rio de Janeiro: LTC, 2016.

MORIMOTO, T. Examination of the burnishing process using a newly-designed tool. **Journal of Mechanical Working Technology**, v. 13, n. 3, p. 257–272, out. 1986.

MORIMOTO, T. Work hardening and tool surface damage in burnishing. **Wear**, v. 127, n. 2, p. 149–159, out. 1988.

MURTHY, R. L.; KOTIVEERACHARI, B. Burnishing of metallic surfaces — a review. **Precision Engineering**, v. 3, n. 3, p. 172–179, jul. 1981.

NAGAKURA, S.; TOYOSHIMA, M. Crystal Structure and Morphology of the Ordered Phase in Iron-Carbon Martensite. **Transactions of the Japan Institute of Metals**, v. 20, n. 3, p. 100–110, 1979.

NAGARAJAN, B.; KUMAR, D.; FAN, Z.; CASTAGNE, S. Effect of deep cold rolling on mechanical properties and microstructure of nickel-based superalloys. **Materials Science and Engineering: A**, v. 728, p. 196–207, jun. 2018.

NALLA, R.; ALTENBERGER, I.; NOSTER, U.; LIU, G. Y.; SCHOLTES, B.; RITCHIE, R. On the influence of mechanical surface treatments—deep rolling and laser shock peening—on the fatigue behavior of Ti–6Al–4V at ambient and elevated temperatures. **Materials Science and Engineering: A**, v. 355, n. 1–2, p. 216–230, ago. 2003.

NÉMAT, M.; LYONS, A. C. An Investigation of the Surface Topography of Ball Burnished Mild Steel and Aluminium. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 16, n. 7, p. 469–473, 8 jun. 2000.

NIKITIN, I.; SCHOLTES, B.; MAIER, H. J.; ALTENBERGER, I. High temperature fatigue behavior and residual stress stability of laser-shock peened and deep rolled austenitic steel AISI 304. **Scripta Materialia**, v. 50, n. 10, p. 1345–1350, maio 2004.

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**, v. 465, n. 1–2, p. 176–182, set. 2007.

NIKITIN, I.; BESEL, M. Residual stress relaxation of deep-rolled austenitic steel. **Scripta Materialia**, v. 58, n. 3, p. 239–242, fev. 2008.

OLIVER, W. C.; PHARR, G. M. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. **Journal of Materials Research**, v. 7, n. 6, p. 1564–1583, jun. 1992.

PERENDA, J.; TRAJKOVSKI, J.; ZEROVNIK, A.; PREBIL, I. Residual stresses after deep rolling of a torsion bar made from high strength steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 218, p. 89–98, abr. 2015.

**Portal Action - Transformação de Box-Cox.** Disponível em: <<http://www.portalaction.com.br/analise-de-capacidade/411-transformacao-de-box-cox>>. Acesso em: 7 jun. 2018.

PREVÉY, P. S.; CAMMETT, J. Low Cost Corrosion Damage Mitigation and Improved Fatigue Performance of Low Plasticity Burnished 7075-T6. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 10, n. 5, p. 548–555, 1 out. 2001.

RAJESHAM, S.; TAK, J. C. A study on the surface characteristics of burnished components. **Journal of Mechanical Working Technology**, v. 20, p. 129–138, set. 1989.

RAMAMOORTHY, B.; RADHAKRISHNAN, V. Performance Improvement Of Shrink-Fitted Assemblies by Surface Strengthening. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 206, n. 3, p. 207–213, ago. 1992.

RAO, D. S.; HEBBAR, H. S.; KOMARAIHAH, M.; KEMPAIAH, U. N. Investigations on the Effect of Ball Burnishing Parameters on Surface Hardness and Wear Resistance of HSLA Dual-Phase Steels. **Materials and Manufacturing Processes**, v. 23, p. 295–302, 31 mar. 2008.

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**, v. 131, p. 587–601, nov. 2014.

REVANKAR, G. D.; SHETTY, R.; RAO, S. S.; GAITONDE, V. N. Analysis of surface roughness and hardness in ball burnishing of titanium alloy. **Measurement**, v. 58, p. 256–268, dez. 2014.

RODRÍGUEZ, A.; LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; CELAYA, A.; LAMIKIZ, A.; ALBIZURI, J. Surface improvement of shafts by the deep ball-burnishing technique. **Surface and Coatings Technology**, v. 206, n. 11–12, p. 2817–2824, fev. 2012.

SAGBAS, A. Analysis and optimization of surface roughness in the ball burnishing process using response surface methodology and desirability function. **Advances in Engineering Software**, v. 42, n. 11, p. 992–998, nov. 2011.

SALAHSHOOR, M.; GUO, Y. B. Surface integrity of biodegradable Magnesium–Calcium orthopedic implant by burnishing. **Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials**, v. 4, n. 8, p. 1888–1904, nov. 2011.

SCHIJVE, J. **Fatigue of Structures and Materials**. 2ª edição ed. Holanda: Springer, 2009.

SCHUH, A.; ZELLER, C.; HOLZWARTH, 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**, v. 81B, n. 2, p. 330–335, maio 2007.

SCHULZE, V. **Modern Mechanical Surface Treatment: States, Stability, Effects**. Germany: WILEY-VCH, 2006.

SEEMIKERI, C. Y.; BRAHMANKAR, P. K.; MAHAGAONKAR, S. B. Investigations on surface integrity of AISI 1045 using LPB tool. **Tribology International**, v. 41, n. 8, p. 724–734, ago. 2008.

SEGAWA, T.; SASAHARA, H.; TSUTSUMI, M. Development of a new tool to generate compressive residual stress within a machined surface. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 11, p. 1215–1221, set. 2004.

SILVA, A. L. DA C. E.; MEI, P. R. **Aços e ligas especiais**. 2ª ed. Sumaré, SP: Eletrometal S.A. Metais Especiais, 1988.

SKALSKI, K.; MORAWSKI, A.; PRZYBYLSKI, W. Analysis of contact elastic-plastic strains during the process of burnishing. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 37, n. 5, p. 461–472, maio 1995.

**Suporte ao Minitab 18**. mtbtopic. Disponível em: <<https://support.minitab.com/pt-br/minitab/18/>>. Acesso em: 6 jun. 2018.

ŚWIRAD, S. The surface texture analysis after sliding burnishing with cylindrical elements. **Wear**, v. 271, n. 3–4, p. 576–581, jun. 2011.

TEKKAYA, A. E.; KLEINER, M.; BIERMANN, D.; HIEGEMANN, L.; RAUSCH, S.; FRANZEN, V.; KWIATKOWSKI, L.; KERSTING, P. Friction analysis of thermally sprayed coatings finished by ball burnishing and grinding. **Production Engineering**, v. 7, n. 6, p. 601–610, nov. 2013.

TRAUTH, D.; KLOCKE, F.; MATTFELD, P.; KLINK, A. Time-efficient Prediction of the Surface Layer State after Deep Rolling using Similarity Mechanics Approach. **Procedia CIRP**, v. 9, p. 29–34, 2013.

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: A**, v. 488, n. 1–2, p. 139–145, ago. 2008.

WAGNER, L. Mechanical surface treatments on titanium, aluminum and magnesium alloys. **Materials Science and Engineering: A**, v. 263, n. 2, p. 210–216, maio 1999.

WEBSTER, G. A.; EZEILO, A. N. Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes. **International Journal of Fatigue**, v. 23, p. 375–383, 2001.

WHITEHOUSE, D. **Surfaces and their Measurement**. London: Hermes Penton Ltd, 2002.

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

XU, Q.; ZHAO, J.; AI, X. Cutting performance of tools made of different materials in the machining of 42CrMo4 high-strength steel: a comparative study. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 93, n. 5, p. 2061–2069, 1 nov. 2017.

YELDOSE, B. C.; RAMAMOORTHY, B. An investigation into the high performance of TiN-coated rollers in burnishing process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 207, n. 1–3, p. 350–355, out. 2008.

ZAGREBELNY, A. V.; CARTER, C. B. Indentation of strained silicate-glass films on alumina substrates. **Scripta Materialia**, v. 37, n. 12, 15 dez. 1997.

ZHANG, P.; LINDEMANN, J. Effect of roller burnishing on the high cycle fatigue performance of the high-strength wrought magnesium alloy AZ80. **Scripta Materialia**, v. 52, n. 10, p. 1011–1015, maio 2005.

ZHUANG, W. Z.; HALFORD, G. R. Investigation of residual stress relaxation under cyclic load. **International Journal of Fatigue**, v. 23, p. 31–37, 2001.

**Zirtec**. Disponível em: <<http://www.zirtec.com.br/jateamento/artigos-tecnicos/como-funciona-o-processo/>>. Acesso em: 23 ago. 2018.

## ANEXO I: INFORMAÇÕES DO EQUIPAMENTO DE ROLETEAR

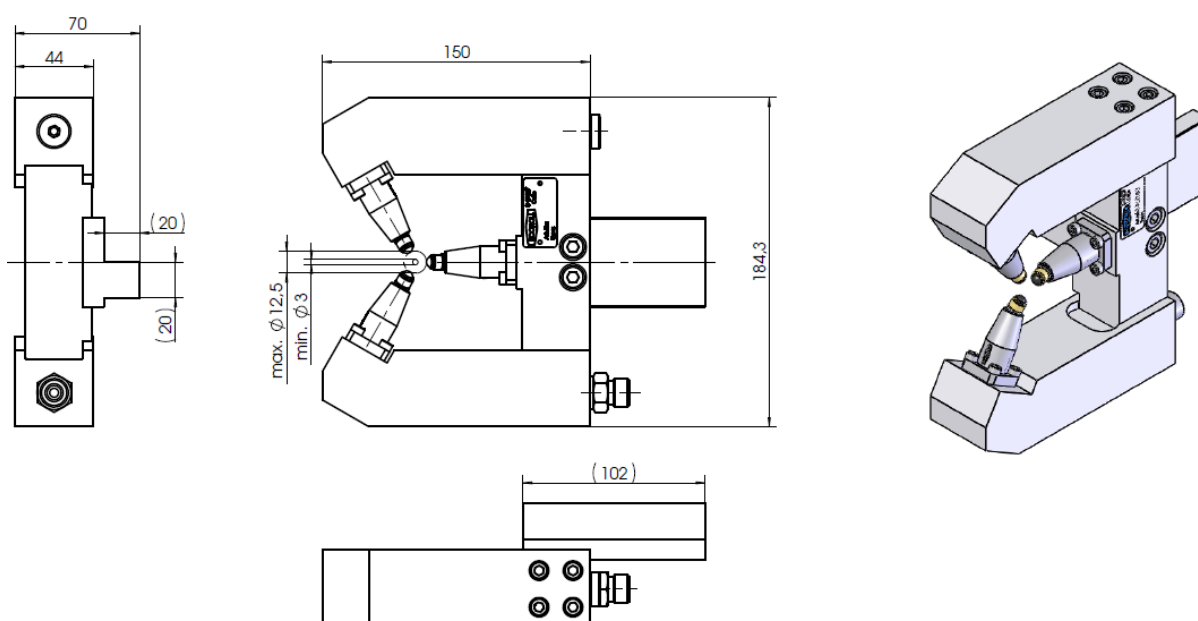


FIGURA A.1 – Dimensões em mm da ferramenta de roletear.  
 FONTE – Adaptado de ECOROLL, 2016

QUADRO I.1

Pressão de roleteamento recomendadas em função da dureza do material.

Dureza do material [HV]	Faixa de pressão [bar]
Até 200	20-150
Até 450	150-250
Até 840	300-400

FONTE – Adaptado de ECOROLL, 2016, p. 9

## APÊNDICE A: RESULTADOS DE RUGOSIDADE

TABELA A.1  
Resultados de desvio aritmético do perfil.

<b>P<sub>r</sub></b> <b>[bar]</b>	<b>V<sub>r</sub>[m/min]</b>	<b>f<sub>r</sub></b> <b>[mm/volta]</b>	<b>Ra1</b> <b>[μm]</b>	<b>Ra2</b> <b>[μm]</b>	<b>Ra3</b> <b>[μm]</b>	<b>Ramédio</b> <b>[μm]</b>
100	20	0,06	0,182	0,190	0,177	0,183
100	20	0,09	0,217	0,224	0,243	0,228
100	20	0,12	0,190	0,207	0,197	0,198
100	30	0,06	0,221	0,235	0,225	0,227
100	30	0,09	0,244	0,304	0,248	0,265
100	30	0,12	0,287	0,296	0,322	0,302
100	40	0,06	0,213	0,220	0,218	0,217
100	40	0,09	0,190	0,184	0,185	0,186
100	40	0,12	0,304	0,291	0,386	0,327
200	20	0,06	0,219	0,229	0,223	0,224
200	20	0,09	0,213	0,223	0,248	0,228
200	20	0,12	0,213	0,230	0,240	0,228
200	30	0,06	0,166	0,161	0,160	0,162
200	30	0,09	0,194	0,216	0,213	0,208
200	30	0,12	0,205	0,231	0,244	0,227
200	40	0,06	0,215	0,206	0,208	0,210
200	40	0,09	0,183	0,174	0,204	0,187
200	40	0,12	0,238	0,259	0,240	0,246
300	20	0,06	0,197	0,174	0,170	0,172
300	20	0,09	0,239	0,246	0,231	0,239
300	20	0,12	0,333	0,310	0,347	0,330
300	30	0,06	0,278	0,278	0,253	0,266
300	30	0,09	0,306	0,300	0,294	0,300
300	30	0,12	0,297	0,287	0,292	0,292
300	40	0,06	0,405	0,333	0,453	0,369
300	40	0,09	0,243	0,264	0,260	0,256
300	40	0,12	0,279	0,311	0,295	0,295
<b>Não roleteado</b>			1,460	1,460	1,490	1,470

TABELA A.2  
Resultados de altura máxima do pico do perfil.

<b>Pr</b> <b>[bar]</b>	<b>V<sub>r</sub>[m/min]</b>	<b>f<sub>r</sub></b> <b>[mm/volta]</b>	<b>Rp1</b> <b>(μm)</b>	<b>Rp2</b> <b>(μm)</b>	<b>Rp3</b> <b>(μm)</b>	<b>Rpmédio</b> <b>(μm)</b>
100	20	0,06	0,249	0,338	0,318	0,302
100	20	0,09	0,381	0,413	0,414	0,403
100	20	0,12	0,437	0,396	0,440	0,424
100	30	0,06	0,412	0,395	0,353	0,387
100	30	0,09	0,448	0,487	0,394	0,443
100	30	0,12	0,381	0,540	0,485	0,469
100	40	0,06	0,332	0,303	0,476	0,370
100	40	0,09	0,360	0,330	0,328	0,339
100	40	0,12	0,561	0,612	0,776	0,650
200	20	0,06	0,559	0,771	0,581	0,637
200	20	0,09	0,692	0,590	0,546	0,609
200	20	0,12	0,652	0,592	0,689	0,644
200	30	0,06	0,798	0,439	0,301	0,513
200	30	0,09	0,378	0,466	0,506	0,450
200	30	0,12	0,484	0,568	0,550	0,534
200	40	0,06	0,662	0,462	0,633	0,586
200	40	0,09	0,432	0,460	0,766	0,553
200	40	0,12	0,443	0,515	0,422	0,460
300	20	0,06	1,170	0,498	0,731	0,800
300	20	0,09	0,920	0,858	0,785	0,854
300	20	0,12	0,979	0,825	0,926	0,910
300	30	0,06	1,530	1,470	0,867	1,289
300	30	0,09	1,460	1,560	0,817	1,279
300	30	0,12	1,010	0,913	1,130	1,018
300	40	0,06	2,100	1,930	2,700	2,243
300	40	0,09	0,864	1,180	0,754	0,933
300	40	0,12	1,180	1,360	0,813	1,118
<b>Não roleteado</b>			4,820	4,860	4,610	4,763



TABELA A.3  
Resultados de profundidade máxima do vale do perfil.

<b>P<sub>r</sub></b> <b>[bar]</b>	<b>V<sub>r</sub>[m/min]</b>	<b>f<sub>r</sub></b> <b>[mm/volta]</b>	<b>Rv1 (μm)</b>	<b>Rv2 (μm)</b>	<b>Rv3 (μm)</b>	<b>Rvmédio</b> <b>(μm)</b>
100	20	0,06	0,222	0,279	0,252	0,251
100	20	0,09	0,512	0,488	0,578	0,526
100	20	0,12	0,390	0,374	0,370	0,378
100	30	0,06	0,392	0,370	0,324	0,362
100	30	0,09	0,533	0,613	0,470	0,539
100	30	0,12	0,470	0,669	0,570	0,570
100	40	0,06	0,313	0,340	0,351	0,335
100	40	0,09	0,308	0,314	0,299	0,307
100	40	0,12	0,619	0,682	0,881	0,727
200	20	0,06	0,526	0,632	0,488	0,549
200	20	0,09	0,418	0,577	0,504	0,500
200	20	0,12	0,439	0,503	0,509	0,484
200	30	0,06	0,367	0,389	0,396	0,384
200	30	0,09	0,578	0,574	0,392	0,515
200	30	0,12	0,407	0,397	0,489	0,431
200	40	0,06	0,504	0,362	0,444	0,437
200	40	0,09	0,396	0,412	0,456	0,421
200	40	0,12	0,489	0,526	0,447	0,487
300	20	0,06	0,436	0,392	0,440	0,423
300	20	0,09	0,553	0,591	0,542	0,562
300	20	0,12	0,736	0,721	0,719	0,725
300	30	0,06	1,060	0,711	0,712	0,828
300	30	0,09	0,768	1,430	0,913	1,037
300	30	0,12	0,729	0,610	0,729	0,689
300	40	0,06	1,410	0,874	1,400	1,228
300	40	0,09	0,580	0,664	0,827	0,690
300	40	0,12	0,759	1,100	1,230	1,030
<b>Não roleteado</b>			2,730	2,960	2,920	2,870

## APÊNDICE B: RESULTADOS ESTATÍSTICOS PARA ALTURA MÁXIMA DO PICO E PROFUNDIDADE MÁXIMA DO VALE

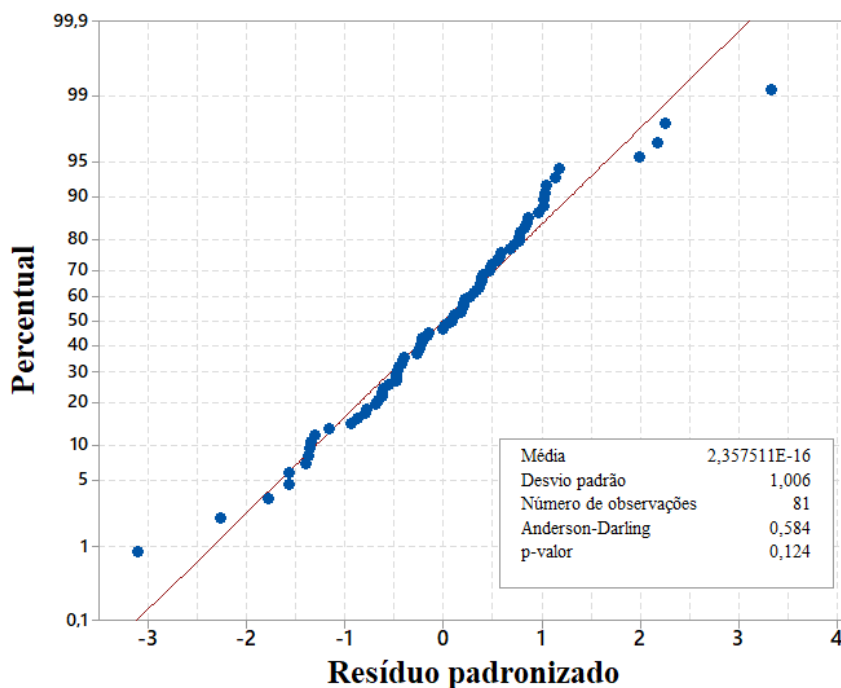


FIGURA B.1 - Gráfico de probabilidade normal para altura máxima do pico do perfil.

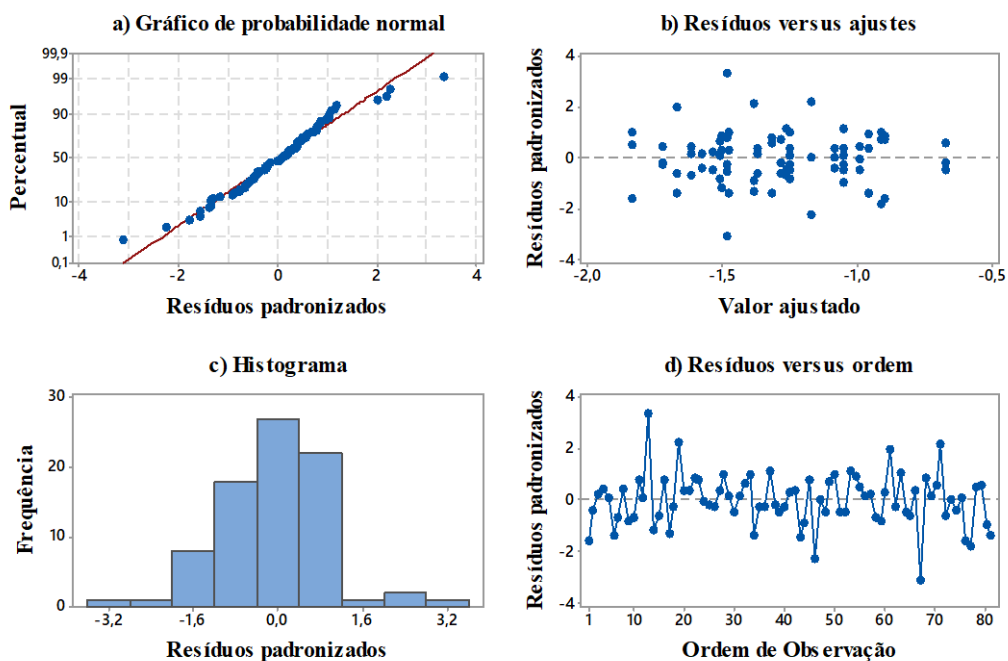


FIGURA B.2 Gráficos de resíduos padronizados de Rp: a) gráfico de probabilidade normal, b) resíduos versus ajustes, c) histograma e d) resíduos versus ordem.

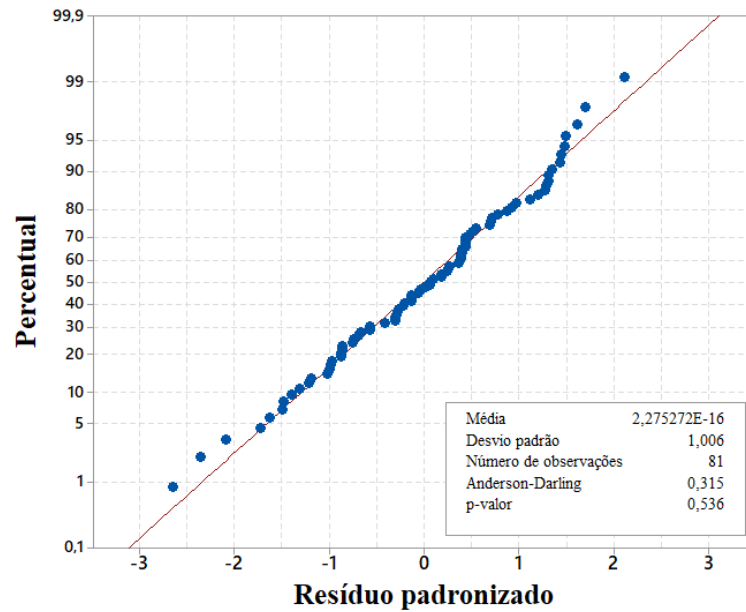


FIGURA B.3 - Gráfico de probabilidade normal para profundidade máxima do vale do perfil.

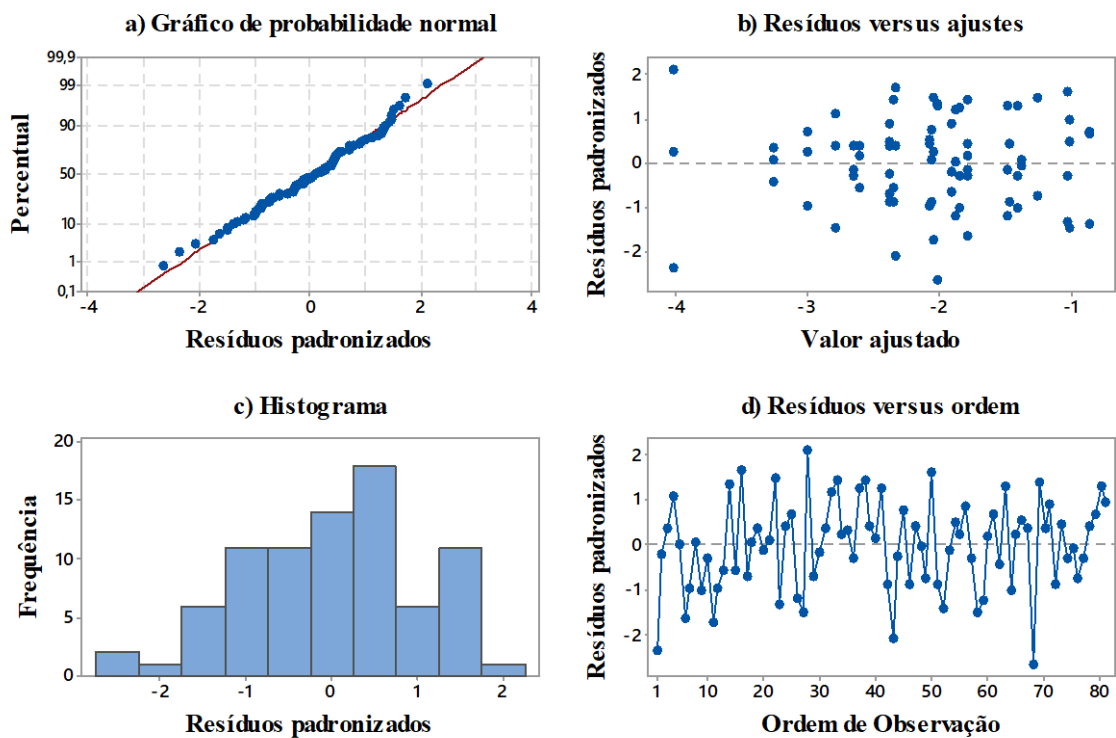


FIGURA B.4 - Gráficos de resíduos padronizados de Rv: a) gráfico de probabilidade normal, b) resíduos versus ajustes, c) histograma e d) resíduos versus ordem.

## APÊNDICE C: RESULTADOS ESTATÍSTICOS PARA FADIGA MECÂNICA POR FLEXÃO ROTATIVA

TABELA C.1  
Arranjo experimental e resultados dos ensaios de fadiga mecânica por flexão rotativa.

<b>Teste</b>	<b>Ordem dos testes</b>	<b>P<sub>r</sub> [bar]</b>	<b>V<sub>r</sub> [m/min]</b>	<b>f<sub>r</sub> [mm/volta]</b>	<b>Número de ciclos</b>
34	1	100	40	0,06	146300
50	2	300	30	0,09	48900
53	3	300	40	0,09	37500
29	4	100	20	0,09	126600
19	5	300	20	0,06	42500
12	6	200	20	0,12	104900
51	7	300	30	0,12	55600
16	8	200	40	0,06	65900
23	9	300	30	0,09	67300
15	10	200	30	0,12	79200
30	11	100	20	0,12	66000
22	12	300	30	0,06	36900
11	13	200	20	0,09	56400
44	14	200	40	0,09	88200
49	15	300	30	0,06	26900
35	16	100	40	0,09	68100
38	17	200	20	0,09	77300
13	18	200	30	0,06	55700
24	19	300	30	0,12	72500
48	20	300	20	0,12	64200
52	21	300	40	0,06	54000
14	22	200	30	0,09	79100
21	23	300	20	0,12	56100
17	24	200	40	0,09	43900
41	25	200	30	0,09	115700
40	26	200	30	0,06	95700
18	27	200	40	0,12	120600
4	28	100	30	0,06	111100
7	29	100	40	0,06	200900
47	30	300	20	0,09	64100
43	31	200	40	0,06	51300
54	32	300	40	0,12	85600
27	33	300	40	0,12	52800
46	34	300	20	0,06	53800
37	35	200	20	0,06	77300
26	36	300	40	0,09	47800

8	37	100	40	0,09	110700
36	38	100	40	0,12	95200
33	39	100	30	0,12	85400
42	40	200	30	0,12	90900
6	41	100	30	0,12	68100
9	42	100	40	0,12	110000
1	43	100	20	0,06	44200
32	44	100	30	0,09	98100
3	45	100	20	0,12	74600
31	46	100	30	0,06	84500
2	47	100	20	0,09	68600
20	48	300	20	0,09	63500
5	49	100	30	0,09	95900
10	50	200	20	0,06	68200
28	51	100	20	0,06	140600
39	52	200	20	0,12	101500
25	53	300	40	0,06	23400
45	54	200	40	0,12	56700

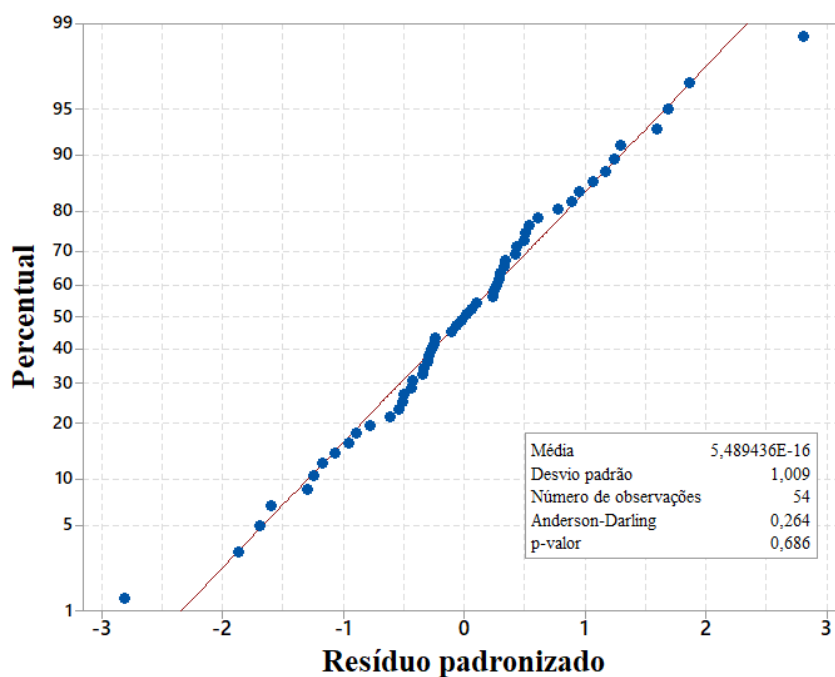


FIGURA C.1 - Gráfico de probabilidade normal para fadiga.

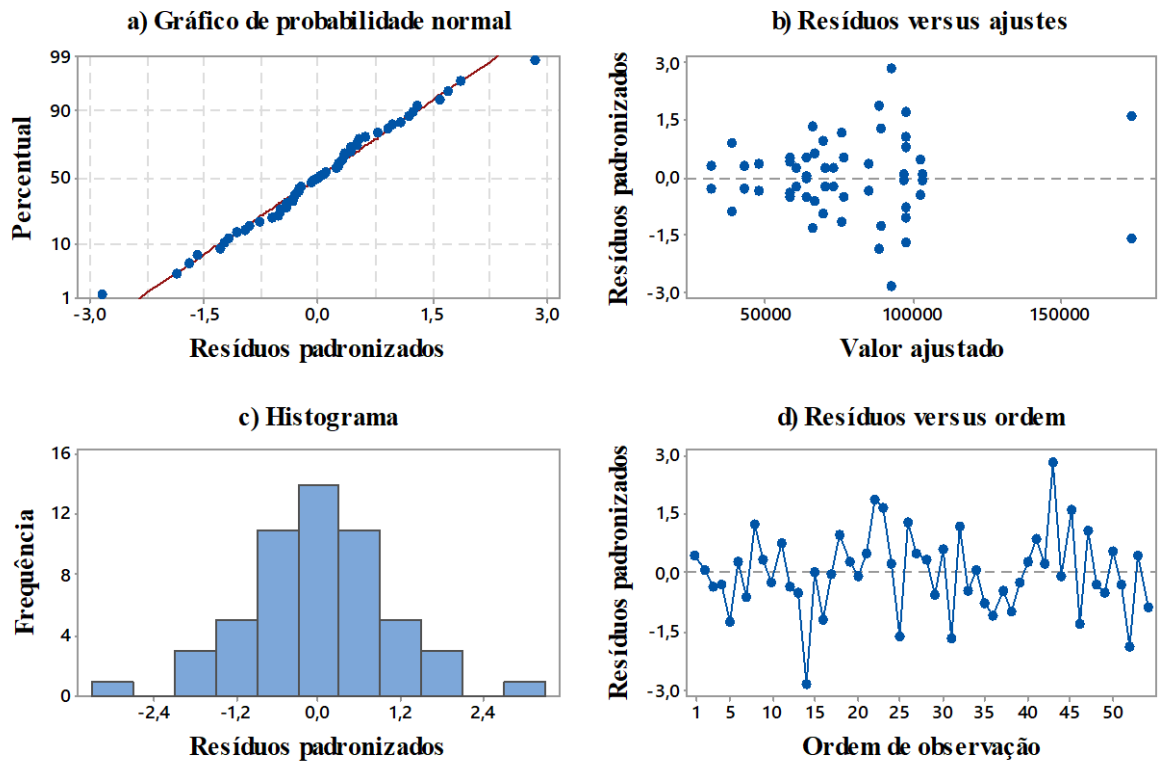


FIGURA C.2 - Gráficos de resíduos padronizados de fadiga mecânica: a) gráfico de probabilidade normal, b) resíduos versus ajustes, c) histograma e d) resíduos versus ordem.

## APÊNDICE D: RESULTADOS DA MICRODUREZA

TABELA D. 1  
Valores médios de dureza e erro máximo e mínimo encontrados na microdureza [HV<sub>0,2</sub>].

Profundidade ( $\mu\text{m}$ )	Usinado			100 bar			300 bar		
	Média	Erro min.	Erro máx.	Média	Erro min.	Erro máx.	Média	Erro min.	Erro máx.
6	452,9	9,6	7,6	472,0	5,9	3,5	502,1	10,5	7,1
25	445,3	42,3	29,4	466,8	4,6	3,2	495,7	2,9	4,7
45	465,7	15,0	12,0	466,5	10,9	6,6	494,4	9,3	5,9
65	472,7	11,7	16,7	482,4	2,6	2,4	478,2	10,7	11,2
84	457,7	8,2	15,9	480,4	11,0	11,2	478,0	4,0	7,4
104	476,7	3,1	2,9	484,7	6,3	5,0	479,1	15,7	22,9
123	465,5	12,9	9,1	473,9	16,3	15,5	472,1	5,8	8,2
143	463,7	9,9	12,3	478,2	7,4	7,6	473,0	6,5	5,8
162	461,8	6,7	4,5	477,7	4,3	7,4	471,7	4,3	4,3
182	469,8	2,5	3,1	467,3	18,0	11,4	470,1	8,2	13,3
202	469,1	15,5	15,7	479,4	4,7	5,7	462,0	16,4	13,5
221	474,8	13,4	7,9	472,3	2,5	2,3	464,0	9,3	12,3
241	461,2	15,6	14,9	477,3	8,1	15,2	468,9	4,2	8,2
260	467,9	12,1	11,6	474,5	4,4	4,4	471,3	1,3	1,4
280	462,6	25,4	16,1	472,1	5,5	3,5	462,4	24,1	12,1
299	462,5	7,9	4,8	468,5	7,5	9,1	472,9	3,9	4,5
319	466,0	2,1	2,0	476,0	11,6	13,7	475,5	6,9	6,7
339	473,4	3,1	2,5	473,1	11,6	8,5	473,4	2,8	4,0
358	471,1	3,1	5,6	475,7	6,9	8,1	485,9	7,6	7,9
378	473,2	14,4	16,8	467,9	14,7	9,9	473,9	13,3	17,1