

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Vinícius Melo Cangussu

MODELAGEM E ANÁLISE NUMÉRICAS DA OPERAÇÃO DE
ROLETEAMENTO DO AÇO ABNT 4140

Belo Horizonte
2020

Vinícius Melo Cangussu

**MODELAGEM E ANÁLISE NUMÉRICAS DA OPERAÇÃO DE
ROLETEAMENTO DO AÇO ABNT 4140**

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

Área de concentração: Engenharia de manufatura e materiais.

Orientador: Prof. Alexandre Mendes Abrão

Coorientador: Prof. Frederico de Castro Magalhães

Belo Horizonte

2020

C222m

Cangussu, Vinícius Melo.

Modelagem e análise numéricas da operação de roleteamento do aço ABNT 4140 [recurso eletrônico] / Vinícius Melo Cangussu . - 2020. 1 recurso online (126 f. : il., color.) : pdf.

Orientador: Alexandre Mendes Abrão.

Coorientador: Frederico de Castro Magalhães.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 116-126.

Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Aspereza de superfície - Teses. 3. Método dos elementos finitos - Teses. 4. Aço - Teses. 5. Aço - Fadiga - Teses. I. Abrão, Alexandre Mendes. II. Magalhães, Frederico de Castro. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.

CDU: 621(043)

Ficha catalográfica elaborada pela Bibliotecária Roseli Alves de Oliveira CRB/6 2121
Biblioteca Prof. Mário Werneck, Escola de Engenharia da UFMG



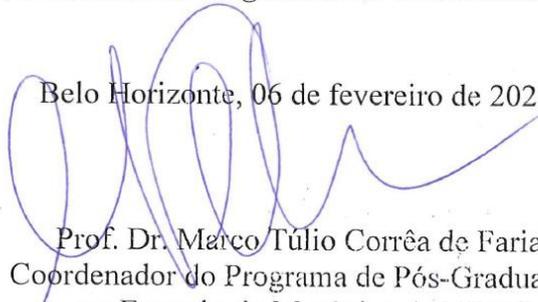
UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA
Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus Universitário
31270-901 - Belo Horizonte - MG
Tel.: +55 31 3409.5145
E-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

ATESTADO

Atesto, para os devidos fins, que **Vinícius Melo Cangussu**, defendeu, aos 06 de fevereiro de 2020, às 13:00 horas, perante Banca Examinadora homologada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, constituída pelos professores: Alexandre Mendes Abrão - Orientador - Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG, Paulo Cesar de Matos Rodrigues/ Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG, Frederico de Castro Magalhães/ Departamento de Engenharia Mecânica/ UFMG, a dissertação intitulada "**MODELAGEM E ANÁLISE NUMÉRICAS DA OPERAÇÃO DE ROLETEAMENTO DO AÇO ABNT 4140**".

Salientamos que o Sr. Vinícius Melo Cangussu estará apto a gozar dos direitos que o referido título lhe concede, somente após a obtenção do Certificado de Conclusão do Mestrado. Este certificado será emitido pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica após a entrega, pelo mestrando, da versão final da dissertação, atendendo às exigências da Banca Examinadora.

Belo Horizonte, 06 de fevereiro de 2020.


Prof. Dr. Marco Túlio Corrêa de Faria
Coordenador do Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Mecânica da UFMG

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus pela oportunidade de passar por esta experiência.

Ao meu orientador, Professor Alexandre Mendes Abrão, por toda orientação, paciência e pelo auxílio ao longo deste trabalho.

Aos meus pais, Élio e Olinta por todo incentivo e apoio, e aos meus irmãos, Ludimila e Nuno pela amizade.

Ao professor Frederico de Castro Magalhães pela contribuição direta na modelagem numérica, e ao professor Marcelo Araújo Câmara por toda confiança neste período.

A todos ligados ao Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG, em especial aos colegas Anderson, Augusto, Bruna, Diogo e Poliana, que além da amizade, mostraram-se solícitos em várias fases do mestrado, contribuindo no seu desenvolvimento.

Aos técnicos administrativos, em especial a Marina por toda gentileza e suporte. Também aos funcionários das diversas áreas da Universidade (cantinas, restaurantes, portarias, serviços gerais) que indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho.

Ao programa BRAGECRIM (CAPES/DFG) pela concessão da bolsa de estudos para a realização do mestrado sanduíche na Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover.

O presente trabalho foi realizado com o apoio da Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG) - Convênio de Concessão de Bolsas nº 5.308/15.

RESUMO

Componentes metálicos utilizados em diversas aplicações sofrem frequentemente a ação de cargas térmicas e mecânicas que reduzem o seu tempo de vida. Os tratamentos mecânicos de superfície surgem como alternativa capaz de prolongar o tempo em serviço desses materiais. Esses processos atuam deformando plasticamente a superfície, promovendo a redução da rugosidade, o aumento da sua dureza e a indução de tensões residuais de compressão. A combinação desses fatores favorece o aumento da vida do material pois reduz a taxa de nucleação e propagação de trincas superficiais, responsáveis por levar o material à falha por fadiga mecânica. Embora a indução de tensão residual de compressão seja um dos fatores mais efetivos no aumento da vida dos materiais, a rugosidade final do componente tem grande relevância neste aspecto. Assim, apesar de processos de tratamento de superfície como o jateamento de granalha e o *laser shock peening* (LSP) serem utilizados para induzir tensões compressivas, o roleteamento não só induz tensão de compressão e aumenta a dureza da superfície, como também promove a redução da rugosidade. Neste trabalho, uma simulação numérica bidimensional utilizando o método dos elementos finitos (*Finite Element Method* -FEM) foi aplicada ao roleteamento do aço ABNT 4140 endurecido (40 HRC) considerando a ferramenta como um elemento rígido, enquanto o material da peça foi assumido como elasto-plástico. A força de roleteamento e o avanço foram escolhidos como parâmetros de entrada cuja influência sobre a rugosidade, a deformação efetiva e as tensões residuais e efetivas na peça foi analisada. Além disso, diferentemente de outros modelos numéricos bidimensionais, a rugosidade inicial da peça foi introduzida a fim de verificar a sua influência no processo. O *software* HertzWin foi utilizado para definir o avanço para cada condição com base na largura da linha de contato obtida para cada força separadamente. A análise dos resultados após a simulação numérica sugere a redução da rugosidade, o aumento da deformação efetiva e o aumento da tensão residual de compressão e da tensão efetiva a partir do aumento da força de roleteamento e da redução do avanço. Os resultados mostraram-se coerentes com a literatura.

Palavras chaves: Tratamento mecânico de superfície; roleteamento; rugosidade; elementos finitos; aço ABNT 4140.

ABSTRACT

Metallic components used in engineering applications are seldom subjected to the action of thermal and mechanical loads, which tend to reduce their lifespan. Mechanical surface treatments appear as an alternative capable of extending the service life of these materials. These processes act by plastically deforming the surface, reducing its roughness, increasing its hardness and inducing compressive residual stresses. The combination of these factors leads to an increase of material lifespan because it diminishes the nucleation and propagation of cracks, which are responsible for material failure by fracture. Although the induction of compressive residual stress is one of the most effective factors increasing part life, the final roughness of the component plays an important role. Thus, although surface treatment processes such as shot peening and laser shock peening are used to induce compressive stresses, deep rolling not only induces compressive stress and increases surface hardness, but also promotes the reduction of surface roughness. In this work, two-dimensional numerical simulation using the Finite Element Modelling (FEM) method was applied to deep rolling of hardened AISI 4140 steel (40 HRC), considering the tool a rigid element, while the part was assumed as elasto-plastic. Rolling force and feed rate were selected as input parameters which influence roughness, effective deformation, residual stress induction and effective stresses on the workpiece. Moreover, unlike other two-dimensional numerical models, the initial roughness of the part was introduced in order to verify its influence on the process. The HertzWin software was used to define the feed rate for each condition, which was based on the half contact width (b) obtained for each force separately. The analysis of the simulation results suggests the reduction of roughness, as well as the increase of effective deformation, compressive residual stress and effective stress when the rolling force is increased and the feed is reduced. The results were consistent with the literature.

Keywords: Mechanical surface treatment; deep rolling; roughness; finite element modelling; AISI 4140 steel.

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1: Variáveis do processo de jateamento	18
Figura 3.2: Variação da intensidade Almen	19
Figura 3.3: Técnicas de jateamento de gralha: (a) roda giratória, (b) ar comprimido, (c) injeção e (d) injeção gravitacional.....	19
Figura 3.4: Variáveis do processo do laser shock peening (LSP)	23
Figura 3.5: Esquema do processo de laser shock peening	23
Figura 3.6: Ilustração do processo de roleteamento	29
Figura 3.7: a) Roleteamento com rolete e b) roleteamento com esfera	30
Figura 3.8: Relação entre máxima tensão equivalente e profundidade	32
Figura 3.9: Relação entre rugosidade e força de roleteamento	35
Figura 3.10: Influência da estabilidade da ferramenta sobre a rugosidade	37
Figura 3.11: Relação entre rugosidade superficial e força de roleteamento	37
Figura 3.12: Influência do avanço e da força sobre a rugosidade para uma velocidade constante.....	40
Figura 3.13: Efeito da variação do avanço sobre a rugosidade	42
Figura 3.14: Comparação entre um avanço baixo ($h < \delta$) e um avanço alto ($h > \delta$)	43
Figura 3.15: Relação entre força de roleteamento e dureza superficial	47
Figura 3.16: Efeito da pressão de roleteamento e do número de passes sobre a integridade superficial do aço AISI 1060.....	48
Figura 3.17: Efeito da força de roleteamento sobre a tensão residual abaixo da superfície	54
Figura 3.18: Processo de formação do roleteamento no ponto (A)	57
Figura 3.19: Evolução da tensão residual em função do avanço (0,3 mm/rev).....	58
Figura 3.20: Discretização de um objeto de geometria complexa pelo MEF	60
Figura 3.21: Discretização de um modelo com elementos e nós.....	61
Figura 3.22: Etapas do processo de simulação por elementos finitos	62
Figura 3.23: Distribuição da tensão residual de compressão tangencial para quatro avanços diferentes: a) 0.03, b) 0.07, c) 0.16, e d) 0.20 mm/rev	65
Figura 4. 1: Fluxograma utilizado na metodologia.....	67
Figura 4. 2: Curva verdadeira de tensão vs deformação para o aço ABNT 4140	69

Figura 4. 3: Linearização da curva verdadeira no regime plástico para a determinação de k e n	70
Figura 4. 4: Modelo tridimensional do roleteamento com rolete a ser analisado numericamente.....	72
Figura 4. 5: Modelo bidimensional do processo de roleteamento com rolete.....	73
Figura 4. 6: Dimensão e geometria do material para o modelo numérico	74
Figura 4. 7: Modelo discretizado com o tamanho dos elementos: (a) elementos na região mais distante da superfície de 2,5 mm, (b) malha completa e (c) elementos de 0,001 mm utilizados na superfície.....	74
Figura 4. 8: Curva de fluxo extrapolada com seis novas taxas de deformação	75
Figura 4. 9: Condições de contorno	76
Figura 4. 10: Etapas do método de controle da força: (a) aplicação da carga, (b) remoção da carga e (c) avanço.....	77
Figura 4. 11: Relação entre a força de roleteamento e o deslocamento da ferramenta: (a) 150 N, (b) 300 N e (c) 450 N.....	78
Figura 4. 12: Deslocamento da ferramenta em função da força de roleteamento	79
Figura 4. 13: Metade da espessura da linha de contato obtido pelo software HertzWin	80
Figura 4. 14: Metodologia para coleta da tensão residual induzida após o roleteamento	84
Figura 5. 1: Deslocamento de material δ na superfície a partir da força: a) $F_n=150$ N e $f = 19,72 \mu\text{m/rev}$ (step 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88 \mu\text{m/rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15 \mu\text{m/rev}$ (step 1408)	86
Figura 5. 2: Análise entre o pico de rugosidade antes (step -1) e depois: : a) $F_n=150$ N e $f = 19,72 \mu\text{m/rev}$ (step 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88 \mu\text{m/rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15 \mu\text{m/rev}$ (step 1408).....	87
Figura 5. 3: Fluxo de material na superfície para a força de roleteamento de 150 N	88
Figura 5. 4: Influência da força e do avanço de roleteamento sobre δ	89
Figura 5. 5: Efeitos principais para o deslocamento de material δ : a) força e b) avanço de roleteamento.....	90
Figura 5. 6: rugosidade final simulada (R_t) a partir de R_{ti} , h e δ	91
Figura 5. 7: Efeitos principais para a profundidade total (R_t): a) força e b) avanço de roleteamento	93

Figura 5. 8: Deformação efetiva: : a) $F_n=150$ N e $f = 19,72$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 1408)	95
Figura 5. 9: Mapa ampliado da distribuição da deformação efetiva: : a) $F_n=150$ N e $f = 19,72$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 1408)	97
Figura 5. 10: Efeito da força e do avanço de roleteamento sobre: a) intensidade da deformação efetiva (mm/mm), b) profundidade de deformação (μm) e c) comprimento da deformação efetiva (μm).....	99
Figura 5. 11: Perfil das tensões residuais abaixo da superfície	101
Figura 5. 12: Perfis das tensões residuais a) $F_n=150$ N ($f = 19,72$ e $f = 39,44$ $\mu\text{m}/\text{rev}$), b) $F_n=300$ N ($f = 27,88$ e $55,76$ $\mu\text{m}/\text{rev}$) e c) $F_n=450$ N ($f = 34,15$ e $68,30$ $\mu\text{m}/\text{rev}$).....	103
Figura 5. 13: Variação da máxima tensão de compressão e da profundidade de penetração em função da força e do avanço de roleteamento	104
Figura 5. 14 Efeito da força e do avanço de roleteamento sobre: a) máxima tensão de compressão e b) profundidade de penetração da tensão residual de compressão	106
Figura 5. 15: Perfil da tensão efetiva gerada durante o primeiro ciclo para a força de 150 N.....	107
Figura 5. 16: Perfil da tensão efetiva ampliado: : a) $F_n=150$ N e $f = 19,72$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 1408).....	108
Figura 5. 17: Perfis da distribuição da deformação efetiva ampliado: a) $F_n=150$ N e $f = 19,72$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 1408).....	110
Figura 5. 18 Efeito da força e do avanço de roleteamento sobre: a) tensão efetiva máxima, b) profundidade da tensão efetiva e c) comprimento da tensão efetiva.....	112

LISTA DE TABELAS

Tabela 4. 1 Composição química nominal do aço ABNT 4140 (% em peso)	68
Tabela 4. 2: Dados para o cálculo de k e n para a elaboração da equação de Hollomon	71
Tabela 4. 3: Propriedades do material da peça e da ferramenta	80
Tabela 4. 4: Valores referentes ao número de ciclos para cada condição	81
Tabela 5. 1: Deslocamento de material em função da força e do avanço de roleteamento	88
Tabela 5. 2 Dados utilizados para o cálculo da rugosidade final simulada (R_t).....	91
Tabela 5. 3: Valores relativos à deformação efetiva para todas as condições.....	98
Tabela 5. 4: Dados referentes à intensidade e profundidade das tensões residuais para cada condição	104
Tabela 5. 5: Valores relativos à tensão efetiva para todas as condições	111

SUMÁRIO

1.INTRODUÇÃO	13
2.OBJETIVOS.....	15
3.REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	16
3.1 TRATAMENTO MECÂNICO DE SUPERFÍCIES	16
3.2 JATEAMENTO DE GRANALHA E <i>LASER SHOCK PEENING</i>	17
3.3 ROLETEAMENTO COM ROLETE E COM ESFERA	28
3.3.1 Acabamento de superfícies roleteadas	33
3.3.1.1 Influência da força de roleteamento sobre a rugosidade.....	33
3.3.1.2 Influência do avanço sobre a rugosidade	38
3.3.1.3 Influência do número de passes sobre a rugosidade	43
3.3.2 Dureza.....	45
3.3.2.1 Influência da força de roleteamento sobre a dureza	46
3.3.2.2 Influência do avanço sobre a dureza.....	49
3.3.2.3 Influência do número de passes sobre a dureza	50
3.3.3 Tensões residuais.....	52
3.3.3.1 Influência da força de roleteamento sobre as tensões residuais	53
3.3.3.2 Influência do avanço sobre as tensões residuais	56
3.3.3.3 Influência do número de passes sobre as tensões residuais	59
3.4 MODELAGEM NUMÉRICA (MEF) DO ROLETEAMENTO.....	59
4.METODOLOGIA	67
4.1 MATERIAL DA PEÇA.....	68
4.2 MODELAMENTO NUMÉRICO	72
4.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO	75
4.4 ANÁLISE DO ACABAMENTO DA PEÇA ROLETEADA	82
4.5 AVALIAÇÃO DA DEFORMAÇÃO EFETIVA.....	83
4.6 GERAÇÃO DO PERFIL DAS TENSÕES RESIDUAIS E ANÁLISE DA TENSÃO EFETIVA	83
5.RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	85
5.1 ACABAMENTO.....	85
5.2 DEFORMAÇÃO EFETIVA.....	94

5.3 TENSÃO RESIDUAL.....	101
5.4 TENSÃO EFETIVA.....	106
6.CONCLUSÕES	115
7.SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	117
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	118

1. INTRODUÇÃO

A integridade superficial de um material é de grande importância para componentes mecânicos submetidos a cargas térmicas e mecânicas, principalmente quando utilizados em peças de alta responsabilidade que trabalham sob elevadas temperaturas e em ambientes hostis, requerendo, portanto, alta confiabilidade. Isso se deve ao fato de a superfície de um material, embora pequena em comparação ao substrato, ter um impacto considerável no desempenho da peça em termos de vida, pois determina as principais propriedades como atrito, corrosão e resistência ao desgaste, fadiga e capacidade de suportar cargas.

Apesar de amplamente utilizadas na confecção de peças metálicas, operações de usinagem imprimem irregularidades e defeitos na superfície dos materiais. Assim, ao final de um processo de fabricação, a superfície gerada é, na verdade, o resultado de uma série de alterações micro e macroestruturais, envolvendo desde deformação plástica até a indução de tensões residuais e eventualmente reações químicas. Dessa forma, o conceito de integridade superficial envolve não somente o acabamento da superfície (rugosidade e ondulação) e sua forma geométrica, mas considera, também, propriedades tais como dureza superficial e tensões residuais, entre outros. Consequentemente, quase todas as falhas relacionadas à fadiga mecânica e à corrosão originam-se de uma superfície produzida por um processo de fabricação, pois nessa região que geralmente as trincas originam-se e propagam-se, levando o material à fratura.

Isso posto, é razoável inferir que um cuidado especial deve ser tomado em direção ao acabamento final de uma superfície. A produção de uma superfície com baixa rugosidade só pode ser conseguida por meio de um processo de fabricação como o torneamento desde que a ferramenta esteja praticamente livre de defeitos e opere com um avanço muito baixo, o que por sua vez prolonga o tempo de fabricação. Dessa maneira, o uso de tratamentos mecânicos de superfície não só possibilita a utilização de avanços mais elevados (maior produtividade) como também, indiretamente, favorece o desempenho do componente em termos de fadiga mecânica.

Dentre os processos de tratamento mecânico de superfície, o roleteamento tem como finalidade reduzir a rugosidade superficial da peça, aumentar a dureza superficial e induzir tensão residual de compressão por meio de deformação plástica. Trata-se, além disso, de um processo de eficiência mais elevada quando comparado com outras técnicas por ser flexível, permitindo que a ferramenta seja acoplada a máquinas-ferramentas comumente utilizadas pela indústria, e ser considerado um processo simples e econômico capaz de reduzir o tempo de processamento.

Embora aparentemente simples, o processo de roleteamento pode tornar-se muito complexo em função das inúmeras possibilidades de se configurar os parâmetros de entrada, tais como a força de roleteamento, a velocidade, o avanço e o número de passes. Além disso, o material do elemento rolante, seu diâmetro, o material da peça, assim como as condições de lubrificação podem interferir no resultado final.

Assim, a compreensão do processo de roleteamento e sua utilização como técnica capaz de melhorar as propriedades mecânicas superficiais de um determinado componente metálico, aumentando seu tempo de serviço de grande relevância tanto no contexto industrial quanto acadêmico. No passado, grande parte das pesquisas preocupou-se mais com a análise experimental desse processo. Portanto, ainda existe uma necessidade especial de se desenvolver modelos confiáveis de simulação pelo Método de Elementos Finitos (*Finite Element Method* - FEM) que permitam um maior entendimento desse processo e auxiliem na otimização dos parâmetros do roleteamento.

2. OBJETIVOS

O objetivo principal deste trabalho é realizar a modelagem e análise numéricas bidimensional do processo de roleteamento com rolete no aço ABNT 4140 temperado e revenido (40 HRC) a partir do uso do *software* comercial DEFORM-2D, levando em consideração a rugosidade prévia da superfície e a natureza elasto-plástica do material.

Mais especificamente, será avaliada a influência da força de roleteamento e do avanço sobre a altura total do perfil (Rt) do aço ABNT 4140, a deformação efetiva, as tensões residuais induzidas na superfície e a tensão efetiva por meio da simulação, utilizando como método de controle a força exercida pela ferramenta contra a superfície. Para tanto, o *software* HertzWin será utilizado para definir a largura da linha de contato para cada força separadamente, sendo essa largura utilizada como o avanço para cada condição de força de roleteamento. A rugosidade obtida após o torneamento do aço ABNT 4140 realizado por Martins (2019) será utilizada no *software* HertzWin para a definição do avanço, enquanto o avanço do torneamento de 0,2 mm/ver servirá para definir as marcas de avanço no modelo numérico, sendo este o comprimento total simulado. Finalmente, os resultados da simulação numérica serão analisados e comparados com dados numéricos disponíveis na literatura.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo tem como principal objetivo introduzir os conceitos de algumas das mais importantes técnicas de tratamento mecânico de superfícies, bem como alguns dos resultados obtidos nos últimos anos. Entretanto, uma atenção especial é dada ao roleteamento (foco deste trabalho) tendo sido especialmente abordados, além do método de aplicação do processo e conformação plástica da superfície, os parâmetros de entrada e a maneira como estes afetam a superfície roleteada, assim como a utilização do método dos elementos finitos neste processo.

3.1 Tratamentos mecânico de superfícies

O tempo de serviço e a confiabilidade de componentes metálicos são altamente afetadas pelo uso de técnicas avançadas de manufatura, bem como o uso de uma variedade de tecnologias para o melhoramento de superfícies (PRABHU, KULKARNI e SHARMA, 2010).

Segundo Nikitin e Altenberger (2007), o jateamento de granalha, o *laser-shock peening* (LSP) e o roleteamento são processos de tratamento mecânico de superfícies cuja finalidade é aumentar o tempo de serviço de componentes metálicos ao conferir à peça propriedades capazes de atenuar as taxas de nucleação e propagação de trincas. Entretanto, os pesquisadores argumentam que essas técnicas possuem características distintas entre si, apresentando vantagens e desvantagens quando comparadas umas às outras. Além disso, a superfície final obtida varia de acordo com a técnica e com os parâmetros selecionados.

O jateamento de granalha, por exemplo, apesar de induzir tensão residual de compressão e elevar a dureza do material na região próxima à superfície, também acarreta o aumento da rugosidade da peça (BAGHERI e GUAGLIANO, 2009). Diferentemente, o LSP e o roleteamento fornecem superfícies com menor rugosidade e são capazes de encruar o material em camadas mais profundas (NIKITIN e ALTENBERGER, 2007). Além dos efeitos gerados por cada um desses tratamentos de superfície, a escolha entre um método e outro também deve recair sobre o tipo de

material e suas propriedades. Materiais com alta resistência são influenciados de forma mais significativa pela indução da tensão residual de compressão e redução da rugosidade do que pelo aumento da dureza e sua profundidade de penetração. Por outro lado, os metais mais macios se comportam melhor quando submetidos a um processo que aumenta sua dureza superficial e alcança maiores profundidades de penetração (NIKITIN e ALTENBERGER, 2007).

Dessa forma, entender os mecanismos de funcionamento de cada uma dessas técnicas bem como as vantagens e desvantagens inerentes a cada uma delas é de grande importância na seleção e aplicação de um processo de tratamento de superfície.

3.2 Jateamento de granalha e *laser shock peening*

Segundo Denkena *et al.* (2013), o processo de jateamento de granalha tem como principal objetivo induzir tensão residual de compressão na região superficial a fim de aumentar a vida do material. Bagheri e Guagliano (2009) afirmam que a escolha desse processo visa aumentar o desempenho de componentes metálicos quando submetidos à situações onde pode ocorrer fadiga por contato rolante, desgaste e desgaste por corrosão. Chen *et al.* (2019) e Delgado *et al.* (2016) esclarecem que durante o jateamento o material é submetido a um carregamento cíclico devido a um processo de bombardeamento de partículas sob alta velocidade cuja finalidade é deformar plasticamente a superfície. Os autores ainda salientam que ao final desse procedimento, o estado de tensões residuais e microestrutura da peça serão diferentes das condições sob carregamento estático.

Schulze (2006) explica que as partículas lançadas contra a superfície no jateamento de granalha podem variar em forma, tamanho e tipo de material, podendo ser metálicas (aço fundido), partículas inorgânicas não metálicas (cerâmicas e vidro) ou orgânicas (polímero granulado). Além disso, o tamanho e a geometria da partícula devem ser cuidadosamente selecionados para adequarem-se à geometria da peça e seu tamanho deve ser suficientemente pequeno, possibilitando o tratamento de áreas de difícil acesso tais como pequenos entalhes. Finalmente, o autor explica que a dureza da partícula deve ser, no mínimo, igual à dureza do material. A Figura 3.1 detalha todas as variáveis encontradas no processo de jateamento, tais como o dispositivo de jateamento, a peça e a partícula utilizadas na operação. Além disso, os parâmetros e as propriedades dessas variáveis são evidenciados.

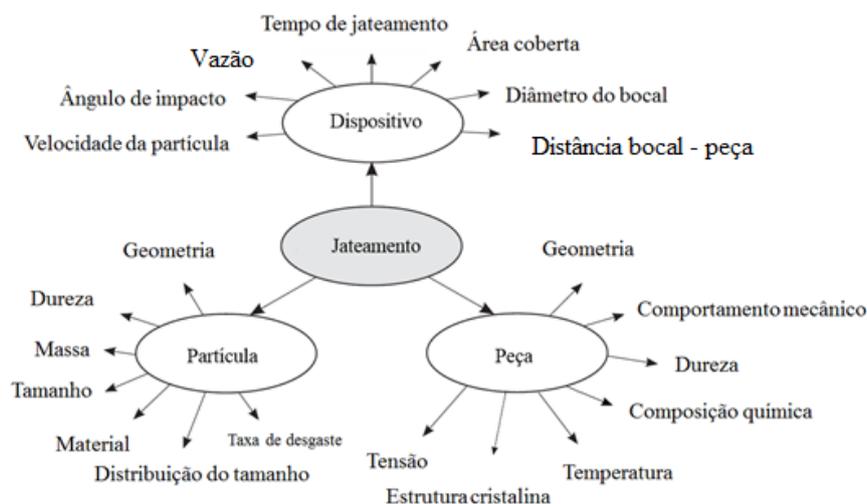


Figura 3.1: Variáveis do processo de jateamento
 Fonte: adaptado de Schulze (2006).

Além do tipo e da forma das partículas, seu diâmetro e a velocidade com que incidem sobre a superfície, o percentual da área superficial por elas atingida bem como a intensidade Almen com que são lançadas contra o material, destacam-se como parâmetros de maior influência no processo de jateamento (BAGHERIFARD, GHELICHI e GUAGLIANO, 2012; MYLONAS e LABEAS, 2011).

A intensidade Almen é usada como um parâmetro de controle da efetividade deste processo e está relacionada à quantidade de energia cinética transferida de um feixe de partículas para a região da amostra atingida (MIAO *et al.*, 2010). De acordo com Almen e Black (1963, apud MIAO *et al.*, 2010) para que a intensidade Almen seja medida, o processo de jateamento deve ser aplicado em um aço mola padronizado (SAE1070) em formato de fita (fita Almen), preso por quatro parafusos sobre um dispositivo de quantificação. Dessa forma, para medir a intensidade de um dado processo de jateamento, um determinado número de fitas Almen são jateadas utilizando os mesmos parâmetros de jateamento para diversos tempos de exposição, seguindo as especificações da norma SAE. A dimensão da fita Almen é 76 mm x 19 mm para três espessuras diferentes (tipo A: 1,29 mm, tipo N: 0,79 mm e tipo C: 2,39 mm).

Para Miao *et al.* (2010), a intensidade Almen pode variar com o material da partícula, seu diâmetro, a velocidade com que são lançadas contra a superfície e com o ângulo de incidência. Em sua pesquisa, os autores selecionaram partículas metálicas (S) e cerâmicas (Z), e dois ângulos de incidência, 45⁰ e 90⁰. Além disso, para cada material foram utilizadas partículas de três diâmetros diferentes. A variação da intensidade

Almen em função da velocidade da partícula para cada combinação entre material, diâmetro e ângulo de incidência é mostrada na Figura 3.2. Nota-se uma forte influência da velocidade de jateamento sobre a intensidade Almen, com o aumento deste parâmetro resultando na elevação da intensidade Almen para todas as combinações. Além da velocidade, o material da partícula teve uma importância significativa na variação da intensidade Almen, com as partículas metálicas resultando em uma maior intensidade quando comparadas às partículas cerâmicas, fixando os demais parâmetros (MIAO *et al.*, 2010).

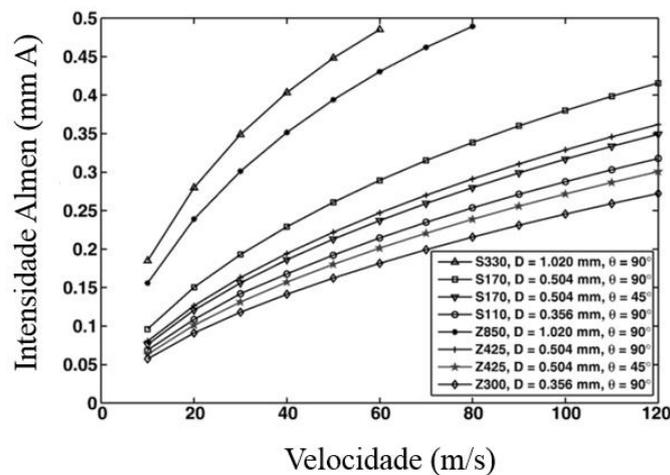


Figura 3.2: Variação da intensidade Almen
Fonte: adaptado de Miao *et al.* (2010).

Devido à sua flexibilidade, o jateamento de granalha pode ser empregado em componentes das mais variadas formas, especialmente quando estas apresentam alta complexidade geométrica (BAGHERI e GUAGLIANO, 2009). A Figura 3.3 apresenta quatro maneiras de se aplicar esta técnica cujo objetivo é acelerar as partículas contra o material (SCHULZE, 2006).

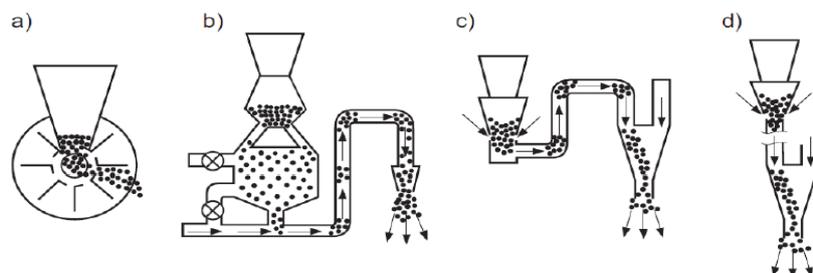


Figura 3.3: Técnicas de jateamento de granalha: a) roda giratória, b) ar comprimido, c) injeção e d) injeção gravitacional
Fonte: Schulze (2006).

Com relação à aplicação deste processo, Real *et al.* (2009) estudaram sua influência sobre a vida em fadiga de um aço inoxidável duplex após utilizar dois processos distintos: laminação a quente e laminação a frio. Em ambos os casos foi observado um aumento da vida em fadiga do aço duplex, porém, o aumento da resistência à fadiga para um limite de 2×10^6 ciclos foi de 45 e 14% para os materiais laminados a quente e a frio, respectivamente. Essa diferença é explicada pelos limites de escoamento dos materiais, pois o material laminado a quente é mais susceptível à deformação plástica (REAL *et al.*, 2009).

Mylonas e Labeas (2011) realizaram análises numéricas e experimentais para verificar a influência de alguns parâmetros de jateamento sobre a tensão residual de uma liga de alumínio. Segundo os autores, considerando quatro tipos diferentes de partículas, dois ângulos de incidência (75° e 90°) e um intervalo de tempo variando de 0 a $1,70 \mu\text{s}$, foi constatado um aumento da máxima tensão residual de compressão a partir da elevação da velocidade inicial da partícula para toda a faixa analisada (de 20 a 100 m/s). Denkena *et al.* (2013) analisaram os efeitos do jateamento de granalha sobre a tensão residual em uma ferramenta de carboneto de tungstênio não revestida. Aumentando o tamanho da partícula, a intensidade Almen e a pressão, observou-se um aumento da intensidade da tensão de compressão bem como da profundidade de penetração (DENKENA *et al.*, 2013). Entretanto, acima de determinado valor da pressão de jateamento, esta não apresentou influência na variação da tensão residual de compressão. Realizando experimentos sobre um aço inoxidável duplex, Chen *et al.* (2019) notaram a indução de tensões compressivas no material, sendo estas de mesma intensidade (- 630 MPa) para as fases (ferrita e austenita) na superfície, atingindo seu valor máximo na região subsuperficial, com a fase austenita apresentando uma tensão máxima 30% maior do que a fase ferrítica (CHEN *et al.*, 2019).

Miao *et al.* (2010) explicam que intensidades Almen semelhantes, conseguidas por meio de diversas combinações de velocidade, diâmetro e material da partícula, produzem resultados distintos ao final do processo. Para os autores, embora intensidades Almen de mesma magnitude induzam tensões residuais de perfis similares, diferenças quanto à intensidade da tensão e profundidade de penetração são observadas. Enquanto partículas de menores diâmetros e elevadas velocidades induziram tensões de compressão de maiores intensidades em pequenas profundidades, o aumento do seu diâmetro somado à redução da velocidade favoreceu a indução de tensões compressivas de menores intensidades e em regiões mais profundas (MIAO *et al.*, 2010). Por sua vez,

Unal e Varol (2014) avaliaram a variação da intensidade Almen sobre as tensões residuais do aço AISI 1017 e perceberam uma elevação da tensão residual de compressão com o incremento deste parâmetro devido a uma deformação plástica mais intensa. No entanto, Llaneza e Belzunce (2015) sugerem que o aumento da intensidade Almen tem pouca influência sobre a tensão residual máxima, contribuindo de maneira mais significativa para a variação da profundidade das tensões residuais.

Segundo Bagheri e Guagliano (2009), além da produção de uma superfície com elevada dureza e indução de tensões residuais de compressão, o jateamento de granalha também contribuiu para a formação de estruturas nanocristalinas, com grãos da ordem de 20 nm, mitigando o processo de nucleação de trincas superficiais. Chen *et al.* (2019) aplicaram o processo de jateamento a um aço inoxidável duplex para analisar macro e microtensões residuais nas fases ferrítica e austenítica. Após a realização dos testes, foi feita uma análise por microscopia eletrônica de transmissão que indicou a formação de diferentes estruturas cristalinas para cada uma das fases em estudo. Mesmo cada fase tendo apresentado granulometria diferente após o tratamento, foi verificada uma redução do tamanho dos grãos em toda a superfície, com a fase austenítica apresentando maior refinamento (20 – 50 nm), (CHEN *et al.*, 2019).

Unal e Varol (2014) estudaram a técnica de jateamento de granalha severo (*Severe Shot Peening* - SSP) e variaram a intensidade Almen com o intuito de verificar sua influência nas propriedades e na microestrutura do aço AISI 1017. Ao final dos experimentos, os autores observaram uma redução do tamanho dos grãos a partir do incremento da intensidade Almen, com o maior refinamento dos grãos (40 nm) conseguido por meio da maior intensidade utilizada. Além disso, a elevação desse parâmetro contribuiu tanto para o aumento da intensidade das tensões residuais de compressão como para o aumento da nanodureza superficial.

Embora o jateamento de granalha possibilite induzir tensões residuais de compressão e aumentar a dureza superficial de materiais de geometria complexa, sabe-se que a sua aplicação pode comprometer a qualidade superficial em termos de aumento da rugosidade (DENKENA *et al.*, 2013; UNAL e VAROL, 2014).

Mylonas e Labeas (2011) afirmam que pode haver uma redução da resistência à fadiga do material devido aos danos superficiais causados por um incompleto ou excessivo processo de jateamento. Os autores relatam um aumento da rugosidade do material a partir do incremento da velocidade inicial da partícula para toda a faixa estudada (de 20 a 100 m/s). Bagherifard, Ghelichi e Guagliano (2012)

variaram o diâmetro da partícula, a velocidade de impacto e a área afetada da superfície para analisar a rugosidade final obtida (desvio médio aritmético – R_a e altura máxima do perfil - R_z). Após a execução do processo, foi verificado um aumento dos valores de R_a e R_z a partir da elevação do diâmetro da partícula e da velocidade de impacto, com maiores valores de R_a e R_z , em todos os casos, em comparação à superfície não tratada (BAGHERIFARD, GHELICHI e GUAGLIANO, 2012). Percebe-se também que embora ocorra um aumento da rugosidade a partir do incremento da área atingida pelas partículas e da intensidade Almen para as mesmas condições de jateamento, há uma redução da rugosidade a partir da elevação da dureza do material (LLANEZA e BELZUNCE, 2015). Entretanto, apesar de em determinados casos o aumento da rugosidade ser um agravante para a resistência à fadiga do material, existem aplicações onde o aumento deste parâmetro é desejável, principalmente em aplicações biomédicas nas quais a maior rugosidade favorecerá a compatibilidade entre os materiais em contato (MAAWAD *et al.*, 2011).

Outro processo de tratamento mecânico de superfície utilizado em materiais de geometria complexa e cujo intuito é reduzir os defeitos superficiais e aprimorar o desempenho de componentes metálicos, principalmente utilizados no setor aeroespacial, é o *laser shock peening* (LSP), (SHEN *et al.*, 2017; YELLA *et al.*, 2018). Zhang e Yao (2002) explicam que o principal objetivo desse processo é induzir tensões residuais de compressão na superfície do material, elevando a sua vida em fadiga. Além disso, dentre os processos de tratamento mecânico de superfícies, o LSP é aquele que induz tensões residuais de compressão de maior intensidade e com maiores profundidades de penetração (DORMAN *et al.*, 2012; PETAN, OCAÑA e GRUM, 2016). Embora essa seja a sua finalidade, o LSP também promove o encruamento, a alteração da topografia da superfície e a transformação de fase com formação de martensita, dependendo do material da peça e das condições do processo (CELLARD *et al.*, 2012; HALILOVIC *et al.*, 2016).

De acordo com Schulze (2006), o LSP pode ser classificado como um processo que ao emitir sobre a superfície pulsos de *laser* cuja duração encontra-se na faixa de nanossegundos, melhora as propriedades superficiais atingindo profundidades da ordem de milímetros. Liao *et al.* (2012) afirmam que quando comparado aos demais processos de jateamento, o LSP mostra-se mais vantajoso em função da área de processamento poder ser precisamente selecionada, ajustando o feixe do *laser* para escalas nanométricas. Um esquema com as variáveis do LSP é ilustrado na Figura 3.4.

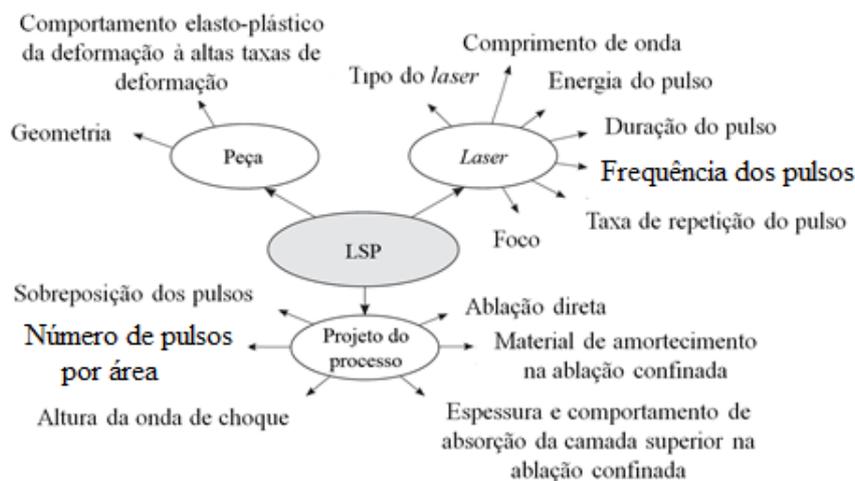


Figura 3.4: Variáveis do processo do *laser shock peening* (LSP)
 Fonte: adaptado de Schulze (2006).

Halilovic *et al.* (2016) explicam que para a realização dessa técnica é necessário que a superfície do metal seja coberta com uma tinta preta ou uma folha metálica que constitui a camada ablativa. Em seguida, um feixe *laser* é emitido sobre a superfície, resultando na vaporização dessa camada. Após a vaporização da camada ablativa, haverá a formação de um plasma que, ao se expandir rapidamente, gera ondas de choque que se propagarão para o interior do material (CELLARD *et al.*, 2012; PETAN, OCAÑA e GRUM, 2016). Segundo Halilovic *et al.* (2016), a indução de tensão residual de compressão ocorre após a tensão das ondas de choque superar o limite de escoamento do material, acarretando um processo de deformação plástica na região superficial. Segundo Shen *et al.* (2017), além de deformação plástica, as elevadas pressões da onda de choque podem contribuir para o refinamento da camada superficial. A Figura 3.5 apresenta um esquema do processo de *laser shock peening* (SHEN *et al.*, 2017):

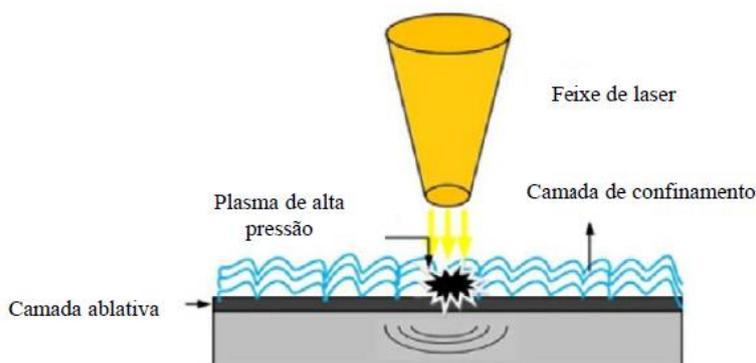


Figura 3.5: Esquema do processo de *laser shock peening*
 Fonte: adaptado de Shen *et al.* (2017).

Apesar das vantagens obtidas por meio dessa técnica, é importante que os parâmetros de entrada sejam cuidadosamente selecionados de acordo com as propriedades que se deseja alcançar. Dessa forma, parâmetros como o comprimento de onda do *laser* e a densidade de energia (W/cm^2) do feixe, a natureza e a duração do pulso, a geometria do ponto focal, o número de impactos em um dado local bem como a espessura da camada ablativa são objeto de estudos que visam o aperfeiçoamento desta técnica (DORMAN *et al.*, 2012; SCHULZE, 2006).

Em relação aos parâmetros de entrada, a necessidade de uma fonte *laser* de elevada potência apresenta-se como um empecilho na disseminação do *laser shock peening* como processo de tratamento mecânico de superfície. Este fato é reforçado por Maawad *et al.* (2012) ao destacarem a necessidade de um sistema elaborado de *laser* com elevada energia média e pulso de cerca de 100 J como principal limitação para o seu uso. Por outro lado, os autores sugerem a utilização de um processo alternativo ao LSP que, mesmo requerendo menor potência, atinge resultados similares ao LSP. Este processo é chamado *laser shock peening without coating* (LPwC).

Maawad *et al.* (2012) estudaram a influência do LPwC sobre a tensão residual e desempenho em fadiga de ligas de titânio e compararam esta técnica com o jateamento de granalha, o jateamento de granalha ultrassônico e o roleteamento com esfera. A partir da análise dos resultados, foi observada uma tensão residual de compressão de maior intensidade e profundidade de penetração para o LPwC quando comparada às demais técnicas de jateamento, sendo inferior apenas ao roleteamento com esfera. Conseqüentemente, a vida em fadiga da liga de titânio Ti-2.5Cu foi maior quando submetida ao processo LPwC em comparação com as amostras tratadas pelos processos de jateamento (MAAWAD *et al.*, 2012).

Cellard *et al.* (2012) avaliaram os efeitos da densidade de energia do feixe *laser*, a sua duração, o número de impactos sobre a superfície e a espessura do material durante o LSP da liga de titânio Ti-17. Segundo os autores, aplicando a condição de impacto mais severa, foi observado a indução de tensão residual de compressão com máximo valor (- 714 MPa) a uma profundidade de 200 μm , enquanto na região superficial a tensão compressiva foi de - 690 MPa. Além disso, os autores notaram que o aumento da densidade de energia e da duração do pulso resultou no aumento das tensões residuais de compressão na superfície e na subsuperfície, aumentando também a profundidade da camada afetada.

Dorman *et al.* (2012) perceberam a indução de tensões residuais de compressão de diferentes intensidades para as direções paralela e perpendicular ao feixe *laser*, com tensões residuais mais compressivas na direção paralela ao trajeto percorrido pelo feixe. Os autores acrescentam, ainda, o fato de as tensões residuais de compressão apresentarem valores máximos na região subsuperficial, na faixa de 100 a 300 μm da superfície e terem correlação direta com a densidade de energia (GW/cm^2) do *laser*. Hongchao *et al.* (2015) também computaram a máxima tensão residual de compressão (- 312 MPa) na região subsuperficial e avaliaram os efeitos da energia do pulso do *laser* sobre a liga TiAl. Nesse caso, aplicando três níveis de energia (3J, 6J e 9J), foi observado um aumento da tensão de compressão com o aumento deste parâmetro, com a intensidade elevando-se de - 22 para - 312 MPa sob a condição de 9J (HONGCHAO *et al.*, 2015). Já Petan, Ocaña e Grum (2016) verificaram a indução da máxima tensão residual de compressão (- 1050 MPa) na superfície do aço *maraging* X2NiCoMo18-9-5 após tratamento com o valor máximo da densidade do pulso do *laser* ($2500/\text{cm}^2$) e diâmetro focal de 2,0 mm, ao passo que o menor valor da tensão de compressão (- 350 MPa) foi conseguido ao utilizar a menor densidade do pulso do *laser* ($900/\text{cm}^2$) e diâmetro focal de 1,5 mm.

Por sua vez, Yella *et al.* (2018) avaliaram a influência da camada de sacrifício durante o *laser shock peening* do aço inoxidável SS316LN. Variando a duração do pulso em dois níveis (30 ps e 7 ns) e o tipo de camada de sacrifício (tinta preta, fita adesiva transparente e fita adesiva absorvente), os autores verificaram a indução de tensão residual de compressão ao utilizar fita adesiva absorvente como camada de sacrifício para os dois casos (30 ps e 7 ns). O mesmo não foi observado para os testes sem camada de sacrifício ou com fita adesiva transparente, que apresentaram tensões residuais de tração a partir do incremento da energia do *laser* para o caso de 30 ps de pulso (YELLA *et al.*, 2018). Para os ensaios com pulso do laser de 7 ns, apenas o material protegido com fita adesiva absorvente apresentou tensões de compressão.

Yella *et al.* (2018) explicam que a indução de tensões residuais pelo método LSP se dá por meio das diferentes velocidades de ondas de choque e ondas plásticas (devido ao aquecimento do plasma) que agem no interior do material criando tensões residuais de compressão e tensões residuais de tração, respectivamente. Assim, quando submetido ao processo de LSP com fita adesiva transparente, uma maior quantidade de energia será absorvida pelo material que, devido a um processo de fusão na superfície, estará sob ação de tensões residuais de tração. Em contrapartida, o material protegido

pela fita adesiva absorvente apresentará tensões residuais compressivas já que grande parte da energia do laser é absorvida por essa camada, permitindo que a componente elástica das ondas de choque aja sobre o material (YELLA *et al.*, 2018). Hongchao *et al.* (2015) também descrevem o processo de indução de tensões residuais de compressão como sendo um processo de deformação plástica do material pelas ondas de choque. Dessa maneira, à medida que essas ondas atingem regiões mais distantes da superfície, menor será sua capacidade de induzir tensão residual de compressão, já que sua energia cinética foi consumida na superfície e subsuperfície do material.

Além da indução de tensão residual de compressão, o *laser shock peening* também contribui para o aumento da dureza superficial dos materiais. Ao avaliar a influência dos parâmetros do LSP sobre a liga de titânio Ti-17, Cellard *et al.* (2012) relatam um acréscimo em 16% na dureza superficial após o tratamento em função da densidade de energia do feixe e duração do pulso *laser*, além do número de impactos sobre a superfície. Segundo os autores, esses parâmetros contribuem para o aumento da deformação plástica à medida que transmitem mais energia para o interior do material. Do mesmo modo, Hongchao *et al.* (2015) constataram uma elevação da microdureza de uma liga de titânio a partir do incremento da energia do pulso que, assumindo os valores 3J, 6J e 9J, resultou em aumento da dureza superficial para 304,2; 341,2 e 378,4 HV_{0,2}, respectivamente. Após caracterizar a microestrutura do material com o auxílio de microscopia eletrônica de transmissão (MET), os autores perceberam a formação de uma complexa camada superficial com refinamento de grãos (120 nm), paredes de discordâncias e discordâncias emaranhadas como resultado do aumento da energia do pulso *laser*.

Petan, Ocaña e Grum (2016) investigaram a influência da densidade do pulso do *laser* e do diâmetro do foco na integridade superficial do aço *maraging* X2NiCoMo18-9-5 e concluíram que a microdureza do material aumenta para valores mais elevados da densidade do pulso. Aplicando o tratamento superficial LSP, a dureza superficial do aço foi elevada de 667 para 770 HV_{0,2}. Resultados similares (aumento da microdureza em aproximadamente 20%) foram obtidos por Shen *et al.* (2017) ao variarem o número de impactos (de 1 a 3) do feixe *laser* sobre a superfície para uma mesma energia do pulso (6,5 J). Segundo os autores, para um valor constante da energia do pulso, haverá um aumento da microdureza do material a partir do incremento do número de impactos do feixe contra a superfície. Assim, a liga de titânio Ti-6Al-7Nb (310 HV₃₀) teve sua dureza elevada para 363,2; 367,5 e 372,2 HV₃₀, ao aumentar o

número de impactos do feixe em uma, duas e três vezes, respectivamente (SHEN *et al.*, 2017).

A produção de uma camada de elevada dureza e complexidade microestrutural com redução de tamanho dos grãos, aumento da densidade de discordâncias e transformação de fase não só contribui para a redução do desgaste do material como também favorece a redução da taxa de nucleação e propagação de trincas (HONGCHAO *et al.*, 2015; SHEN *et al.*, 2017).

Segundo Cellard *et al.* (2012), os parâmetros de maior influência sobre a rugosidade da superfície durante o LSP são a densidade de energia do feixe *laser* e a duração do pulso, uma vez que quanto maior a energia aplicada sobre o material, maior também será a profundidade afetada. Os autores argumentam que embora esta técnica consiga gerar uma superfície menos rugosa em relação aos materiais tratados pelas demais técnicas de jateamento, ainda assim, a rugosidade inicial da peça teve um aumento em duas vezes do seu valor após o LSP.

Outros a estudarem a influência da energia do pulso sobre a rugosidade foram Hongchao *et al.* (2015), que observaram que ao se aplicar uma alta intensidade da energia do pulso, microentalhes e microconvexidades foram observados na superfície do material devido à deformação plástica gerada pelas ondas de choque a alta pressão.

Petan, Ocaña e Grum (2016) notaram que a densidade do pulso e o diâmetro do foco, assim como a interação entre eles, são os fatores de maior importância sobre a rugosidade. Os autores verificaram que a elevação de ambos os parâmetros contribuiu para um aumento da rugosidade, com o valor máximo da densidade de pulso ($2500/\text{cm}^2$) e diâmetro de 2,5 mm conferindo o pior acabamento. Esse aumento de rugosidade deve-se ao surgimento de pequenas cavidades na superfície que tornam-se maiores à medida que se eleva a densidade do pulso (PETAN, OCAÑA e GRUM, 2016).

Shen *et al.* (2017) observaram a formação de pequenas cavidades e microsulcos na superfície da liga de titânio Ti-6Al-7Nb em função do impacto do *laser*, elevando a rugosidade inicial de 0,15 para 0,52 μm . Entretanto, os autores notaram um decréscimo do valor de R_a quando o impacto do *laser* foi aumentado em duas e três vezes, atingindo valores de R_a de 0,41 e 0,32 μm , respectivamente.

Yella *et al.* (2018) apontam a espessura e o tipo da camada de sacrifício como importantes parâmetros para a produção de uma superfície menos rugosa. Para os autores, à medida que se aumenta a espessura da camada ablativa, menos danos

superficiais serão observados uma vez que esta camada será responsável por absorver grande parte da energia lançada sobre o material.

3.3 Roleteamento com rolete e com esfera

O roleteamento com rolete é um processo muito aplicado ao tratamento mecânico de materiais metálicos, tendo sido inicialmente utilizado pela indústria ferroviária na década de 1930 (COURTIN, GARDIN e BEZINE, 2003). Diferentemente de processos de fabricação como o torneamento, o fresamento e a retificação, o roleteamento com rolete melhora a qualidade superficial dos materiais sem que haja remoção de cavacos (YU e WANG, 1999; MAHESHWARI e GAWANDE, 2017). Trata-se, portanto, de um processo de tratamento mecânico de superfícies que, por meio da deformação plástica do material, melhora o acabamento da superfície, induz tensão residual de compressão e confere certo grau de encruamento (MAGALHÃES *et al.*, 2017; THORAT e THAKUR, 2018). Como resultado da produção de uma superfície com essas características (baixa rugosidade, elevada dureza superficial e indução de tensão residual de compressão) haverá um aumento da resistência à fadiga, da resistência à corrosão e ao desgaste (MORIMOTO, 1988; RAO *et al.*, 2008).

Embora seja mais comumente utilizado no tratamento de peças cilíndricas, também é aplicado em superfícies planas, perfiladas, cônicas, entre outras (LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2011). Dentre os parâmetros utilizados, a força de roleteamento (muitas vezes tratada como pressão de roleteamento), o avanço da ferramenta, a velocidade, material e o diâmetro do elemento rolante têm grande influência sobre a integridade da superfície (SARTKULVANICH *et al.*, 2007; SHIOU *et al.*, 2017). Além dos parâmetros supracitados, Luca, Ventzel e Marinescu (2005) sugerem que a rugosidade gerada antes do roleteamento influencia o acabamento após este processo.

Quando aplicado a uma superfície cilíndrica, a peça gira em torno do seu próprio eixo com uma velocidade v , definida como velocidade de roleteamento, ao passo que a ferramenta realiza os movimentos de deslocamento longitudinal (avanço f) e deslocamento normal para a aplicação da força de roleteamento F_n (HE *et al.*, 2018). Assim, após o limite de escoamento do material ser superado pela carga aplicada, haverá um processo de deformação plástica na superfície do material (KUMAR *et al.*, 2014). Com relação ao material do elemento rolante (rolete ou esfera), Abrão *et al.*

(2014b) explicam que, em geral, materiais com elevado módulo de elasticidade e resistência ao desgaste, tais como carboneto de tungstênio e cerâmicas, são mais comumente utilizados. O processo de roleteamento é representado esquematicamente na Figura 3.6. Nota-se a redução da rugosidade devido ao processo de deformação plástica, em decorrência da aplicação da força de roleteamento pela ferramenta.

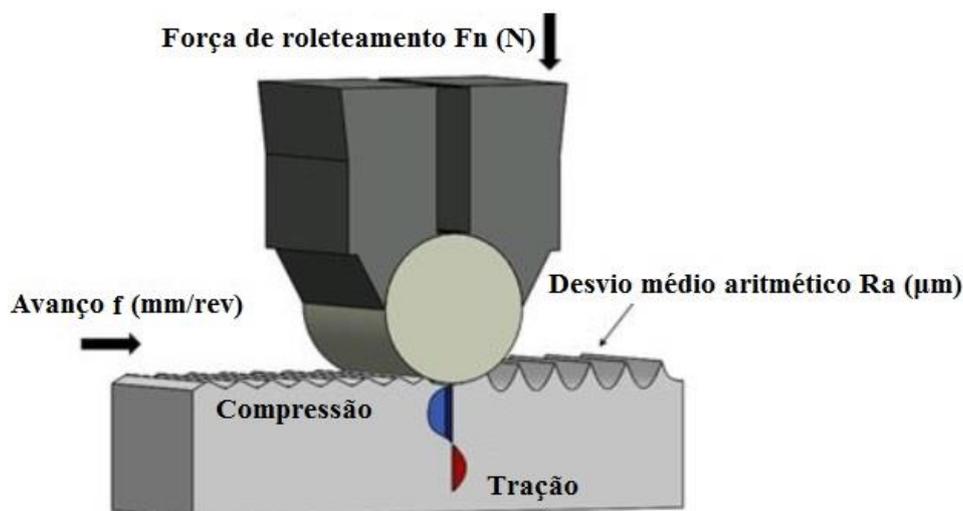


Figura 3.6: Ilustração do processo de roleteamento
Fonte: autor (2019).

Para a realização da operação de roleteamento, a ferramenta pode ser acoplada a máquinas-ferramentas convencionais ou comandadas numericamente (CNC), tais como tornos e fresadoras (YEN, SARTKULVANICH e ALTAN, 2004). Esse fato constitui uma das vantagens desse processo quando comparado à técnicas como a retificação, o polimento e a afiação, pois o componente pode ser completamente usinado e roleteado em uma única configuração, eliminando a necessidade de máquinas adicionais e contribuindo de maneira significativa para a redução do tempo de operação (ECOROLL, 2015).

Com relação ao método de aplicação da força (pressão) de roleteamento, este pode variar de acordo com o modelo da ferramenta e a finalidade da operação. Abrão *et al.* (2014a) citam três maneiras diferentes de pressionar a ferramenta sobre a peça. Entre elas, a pressão hidrostática destaca-se como o método mais utilizado devido à redução do número de elementos em contato e pela possibilidade de utilização do fluido hidráulico como lubrificante. Além disso, ferramentas controladas pela força elástica de uma mola, ou diretamente pelo acionamento do avanço transversal da máquina-ferramenta, também são encontradas na indústria (ABRÃO *et al.*, 2014a).

Porém, há que se fazer uma distinção entre as operações de roleteamento. Enquanto o roleteamento com rolete possui como elemento rolante (responsável pela aplicação da força) um rolete, o roleteamento com esfera encrua o material por meio da ação de uma esfera (MURTHY e KOTIVEERACHARI, 1981; SAYAHI, SGHAIER, e BELHADJSALAH, 2013). Entretanto, os processos diferem-se também quanto a finalidade da operação. O roleteamento com rolete, por exemplo, é mais indicado para situações onde a redução da rugosidade é imperativa, ao passo que o roleteamento com esfera é mais desejável no encruamento e indução de tensão residual de compressão (ECOROLL, 2015). Apesar das diferenças, tanto o roleteamento com rolete é capaz de encruar o material e induzir tensões compressivas, quanto o roleteamento com esfera de reduzir a rugosidade, objetivando sempre aumentar a vida útil dos componentes.

Ao comparar os efeitos destes dois tratamentos mecânicos de superfície sobre o aço Rb40 (equivalente ao aço AISI 1335), Hamadache *et al.* (2006) perceberam essa importante diferença entre os dois processos, com o uso de rolete contribuindo para uma maior redução da rugosidade da peça (91,66% contra 70%) ao passo que a esfera mostrou-se mais eficaz no aumento da dureza superficial. Os dois modos de roleteamento são apresentados na Figura 3.7.

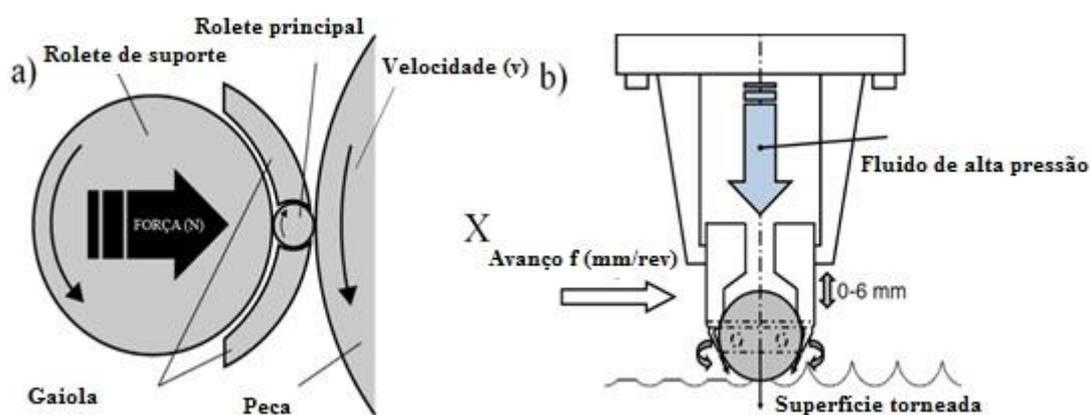


Figura 3.7: a) Roleteamento com rolete e b) roleteamento com esfera
Fonte: adaptado de Okada *et al.* (2015) e Rodriguez *et al.* (2012).

Okada *et al.* (2015) descrevem o funcionamento de uma ferramenta de roleteamento com rolete, cujo suporte é preso a um mandril na torre da máquina, similar ao processo de torneamento. A força de roleteamento aplicada pela ferramenta sobre a superfície da peça é feita pelo rolete principal que, por sua vez, é acionado pelo rolete de suporte, ambos girando livremente. O rolete de suporte, além de estar em contato com o rolete principal, é conectado à uma mola no corpo da ferramenta, a qual é

responsável por ajustar o deslocamento necessário à obtenção da força desejada (OKADA *et al.*, 2015).

Para que a força de roleteamento aplicada pela ferramenta sobre a superfície seja calculada, utiliza-se a equação de Hertz. Esta equação define as condições de pressão e contato entre dois corpos elásticos de geometria definida (KLOCKE e LIERMANN, 1998). Segundo Bouzid, Tsoumarev e Sai (2004), a Teoria de Hertz para o contato normal entre corpos elásticos permite determinar o deslocamento elástico, a área de contato entre os materiais e a máxima pressão de contato (P_0) exercida. No entanto, é necessário definir algumas condições que possibilitem a aplicação dessa teoria. O material, por exemplo, deve ser considerado homogêneo, a tensão de contato ocorre sobre uma área muito pequena em relação ao tamanho real da peça, os raios de curvatura dos materiais em contato devem ser suficientemente maiores do que o raio de contato da superfície e, finalmente, as superfícies devem ser consideradas polidas, não considerando a rugosidade superficial (VISHWAKARMA, SHIVHARE e NANDA, 2012).

Segundo Greenwood (1997), a máxima pressão (P_0) e a área de contato entre os materiais podem ser calculados por meio da Equação (3.1), que leva em consideração a força de roleteamento (F_n), o módulo de elasticidade (E), o coeficiente de Poisson (ν) e o raio (r) da ferramenta e da peça.

$$P_0 = \frac{1}{\pi} * \sqrt[3]{\frac{1,5 * F_n * E_{eq}^2}{r_{eq}^2 * (1 - \nu^2)^2}} \quad (3.1)$$

Onde

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

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

Outro ponto de grande relevância explicado pela Teoria de Hertz é o fato da máxima pressão estar localizada em uma região abaixo da superfície do material. Assim, é nesta região onde os maiores valores de tensão residual de compressão e dureza são detectados após o roleteamento (MAGALHÃES *et al.*, 2017). De acordo

com Abrão *et al.* (2014a), apesar da máxima pressão exercida pela ferramenta encontrar-se na região subsuperficial, haverá também um aumento da dureza da superfície em função da redução do tamanho dos grãos nessa área. A relação entre a força externa aplicada e a máxima pressão exercida no interior do material, neste caso o aço AISI 4140, é indicada na Figura 3.8 (MEYER e KAMMLER, 2016). Os autores mantiveram constante a força externa aplicada e, como pode ser percebido na Figura 3.8, apesar da localização da máxima tensão interna variar em função do diâmetro da ferramenta (d_b), ambas estão localizadas a uma distância abaixo da superfície (Z_{d_b}).

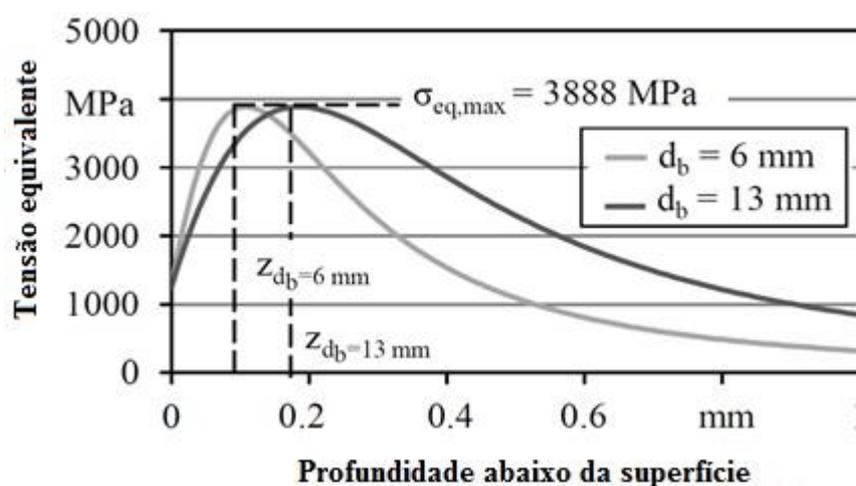


Figura 3.8: Relação entre máxima tensão equivalente e profundidade
 Fonte: adaptado de Meyer e Krammler (2016).

Para contornar as limitações impostas pelo modelo de Hertz, uma alternativa para calcular a área de contato entre dois corpos em contato, que possibilite considerar tanto a plasticidade dos materiais quanto a rugosidade é o software HertzWin. A partir de integração numérica, o software fornece por meio de tabelas e diagramas gerados automaticamente, dentre outras, a largura da linha de contato entre corpos cilíndricos, considerando as peculiaridades dos materiais não permitidas pelo modelo de Hertz.

Tratando-se especificamente da qualidade da superfície, o processo de roleteamento é capaz de conferir acabamento similar àquele conseguido após a retificação (aspecto espelhado) e aumento da dureza superficial na faixa de 30 a 60% na escala Brinell (HAMADACHE *et al.*, 2006; TADIC *et al.*, 2013).

Além da melhora da qualidade da superfície em termos de rugosidade e dureza superficial, a indução de tensão residual de compressão é apontada como uma das finalidades desse processo (BOUZID SAI e SAI, 2005; LÓPEZ DE LACALLE *et al.*, 2011). Em decorrência da indução de tensões compressivas na região próxima à

superfície, peças metálicas roleteadas apresentam vida em fadiga superior àquelas não tratadas. Esse acréscimo em vida pode ser atribuído, principalmente, à redução da taxa de nucleação e propagação de trincas superficiais conseguida pela tensão residual de compressão induzida na superfície do material (MAAWAD *et al.*, 2012; SEEMIKERI, BRAHMANKAR e MAHAGAONKAR, 2006).

3.3.1 Acabamento de superfícies roleteadas

O estudo da rugosidade de uma superfície é de grande importância para a engenharia de manufatura e materiais, pois estando relacionada ao fator de concentração de tensões geométricas (K_t), tem grande influência sobre o tempo de serviço dos materiais tratados na medida que minimiza as regiões mais propícias ao processo de nucleação de trincas. Além disso, entender como o roleteamento influencia este parâmetro pode contribuir para o aumento da vida em fadiga do componente, para a redução do desgaste e também para a maior eficiência energética de determinado processo tendo em vista que a produção de uma superfície de menor rugosidade pode contribuir para a redução do coeficiente de atrito entre as superfícies em contato.

3.3.1.1 Influência da força de roleteamento sobre a rugosidade

Segundo Loh e Tam (1988), a superfície obtida após um processo de usinagem é formada por uma série de picos e vales de alturas e espaçamentos irregulares que constituem a rugosidade. A redução dessa rugosidade pelo roleteamento dá-se a partir da aplicação de uma força de roleteamento F_n pela ferramenta que, superando o limite de escoamento do material, preenche os vales da superfície por meio do fluxo de material dos picos, como consequência da deformação plástica (MURTHY E KOTIVEERACHARI, 1981).

Luca, Ventzel e Marinescu (2005) verificaram uma redução da rugosidade do material por meio do aumento da pressão de roleteamento. Embora a análise estatística tenha apontado a rugosidade após o torneamento e o raio de ponta da ferramenta de torner como os parâmetros de maior influência sobre a rugosidade após o roleteamento, a utilização da maior pressão (38 MPa) na faixa estudada possibilitou a obtenção de uma superfície com $R_a = 0,5 \mu\text{m}$, a menor dentre todas as configurações analisadas (LUCA, VENTZEL e MARINESCU 2005).

Hamadache *et al.* (2006) estudaram os efeitos do roleteamento com rolete e com esfera sobre a integridade superficial do aço Rb40 (equivalente ao aço AISI 1335) e notaram uma melhora da qualidade superficial do material a partir da elevação da força de roleteamento. Para a faixa de valores estudada (de 50 a 200 N), a escolha do maior valor contribuiu para uma melhora em mais de 90% da rugosidade, com o uso do rolete mostrando-se superior ao da esfera neste aspecto. Segundo os autores, o rolete mostrou-se mais eficaz na redução das asperezas superficiais devido à sua maior largura favorecer uma maior área de contato rolete/peça, enquanto a área de contato esfera/peça é menor. Essa característica favorece uma deformação plástica mais homogênea dos picos de irregularidades durante o processamento. Murthy e Kotiveerachari (1981) explicam que quanto maior a região cilíndrica do rolete, maior será a redução da rugosidade e maiores avanços poderão ser aplicados sem prejuízo para o material.

Semelhantes resultados foram descritos por Al-Qawabeha (2007), que propôs o uso de uma ferramenta com pino semiesférico de diamante, comparando-a com uma ferramenta de roleteamento com rolete no tratamento de três tipos diferentes de aço carbono. O autor verificou a redução da rugosidade com o aumento da força de roleteamento dentro da faixa analisada (de 40 a 259 N) para ambos os processos. No entanto, a ferramenta com pino semiesférico de diamante contribuiu para a redução da rugosidade apenas para valores pequenos de força aplicada e somente para os aços de médio e alto teor de carbono, enquanto o roleteamento com rolete levou a uma redução dos valores de R_a em todo intervalo e de maneira mais acentuada, sendo apontado como mais indicado na redução da rugosidade (AL-QAWABEHA, 2007). Os danos superficiais ocasionados por usar um pino semiesférico de diamante como ferramenta podem estar atrelados à menor área de contato entre elemento e peça, a qual resulta em uma pressão de contato maior do que aquela verificada para o rolete sob a mesma força.

Em seu estudo sobre os efeitos dos parâmetros do roleteamento com rolete sobre a qualidade superficial de liga de alumínio 6061, El-Tayeb, Low e Brevern (2007) constataram uma redução da rugosidade superficial a partir do incremento da força de roleteamento. Entretanto, os pesquisadores destacam que somente acima de 220 N o roleteamento confere uma rugosidade menor do que aquela obtida anteriormente no processo de torneamento, com uma redução de cerca de 37% do seu valor inicial (de 0,46 a 0,28 μm). A Figura 3.9 apresenta o comportamento da rugosidade da liga de alumínio 6061 em função da força de roleteamento (EL-TAYEB, LOW e BREVERN, 2007):

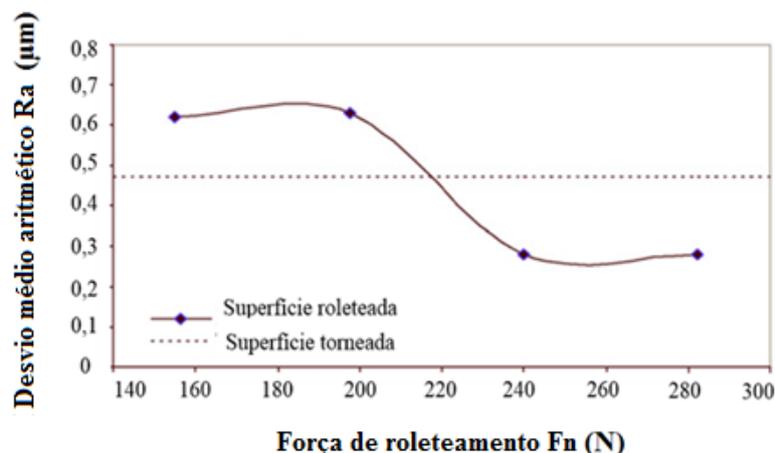


Figura 3.9: Relação entre rugosidade e força de roleteamento
 Fonte: adaptado de El-Tayeb, Low e Brevern (2007).

Embora muitas pesquisas apontem para uma redução da rugosidade por meio do incremento da pressão/força de roleteamento, uma série de estudos mostra que existe uma força ótima, acima da qual a superfície poderá ser danificada devido ao excesso de deformação plástica do material e o consequente aumento do fluxo de material (LOH e TAM, 1988). Os autores explicam que esse valor ótimo dependerá de vários fatores, dentre eles a velocidade de roleteamento e o material da peça.

Variando a força aplicada na faixa de 50 a 450 N, El-Axir (2000) conseguiu a maior redução da rugosidade no intervalo entre 250 e 350 N. Acima desse valor, a superfície do material começou a se deteriorar. Sartkulvanich *et al.* (2007) também notaram a existência de um valor ótimo para a pressão de roleteamento com rolete capaz de conferir uma rugosidade mínima para a peça. Sartkulvanich *et al.* (2007) perceberam que, embora uma redução considerável dos valores de R_a e R_z tenha sido observada para a faixa de pressão de 32 a 36 MPa, um efeito contrário ocorreu acima deste valor, com um leve aumento da rugosidade do aço AISI 52100. Da mesma forma, Yeldose e Ramamoorthy (2008) estudaram o efeito do revestimento dos roletes com nitreto de titânio (TiN) e perceberam que ao elevar a força do roleteamento no intervalo de 100 a 200 N, houve uma redução da rugosidade do aço AISI 4340, porém, acima deste valor, a superfície do material passou a apresentar um aumento de rugosidade.

Rodríguez *et al.* (2012) relatam uma melhoria do acabamento superficial do aço AISI 1045 ao utilizar pressões intermediárias (10-20 MPa) no roleteamento com esfera. Aplicando um valor superior a 20 MPa, notou-se um aumento da rugosidade devido a um processo de descamação da superfície. Outro a constatar a existência de um ponto de inflexão da curva de rugosidade em relação a pressão foi Gharbi *et al.* (2014),

que sugeriram 300 N como sendo a força ideal para conseguir uma redução considerável da rugosidade de placas do aço AISI 1010 (59 HB). Hassan (1997) aplicou os processos de roleteamento com rolete e com esfera a metais não-ferrosos (alumínio e bronze) e também percebeu um aumento da rugosidade dos materiais após a força de roleteamento ser elevada além do ponto ótimo. O autor sugere que o encruamento excessivo ocasionado pelo excesso de deformação plástica leva ao surgimento de escamas na superfície.

Zhang, Bugtai e Marinescu (2015) também afirmam que a deformação plástica excessiva pode ser considerada a principal responsável pela deterioração da qualidade superficial, uma vez que ela favorece o fluxo de material na superfície, resultando em um aumento da ondulação. Além disso, o aumento da força de roleteamento além do limite pode levar ao aparecimento de escamas na superfície do material (ABRÃO *et al.*, 2014a; ZHANG, BUGTAI e MARINESCU, 2015).

Embora a pressão/força de roleteamento seja reconhecidamente um dos parâmetros de maior influência sobre a qualidade superficial de um componente, uma vez definidos os valores ótimos para esses parâmetros, é necessário atentar para outros fatores que podem interferir no resultado final do processo. Neste sentido, El-Khabeery e El-Axir (2001) sugerem que mesmo selecionando o valor ótimo para a pressão, ao ser combinada com altas velocidades de roleteamento pode resultar em um aumento da rugosidade em função da instabilidade da ferramenta sobre a superfície. Tadic *et al.* (2013), por exemplo, mostraram que uma maior estabilidade da ferramenta apresenta-se como fator determinante para a geração de uma superfície bem acabada.

Após roletear a liga de alumínio EM AW-6082 (AlMgSi1) T651 com uma ferramenta de elevada constante elástica e utilizando um valor intermediário para a força (< 100 N), os autores conseguiram uma superfície cuja rugosidade encontra-se na faixa de retificação. De acordo com os resultados, mantendo todos os demais parâmetros constantes, o uso de uma ferramenta de alta rigidez favorece a produção de superfícies menos rugosas pois atenua os prejuízos decorrentes da oscilação da ferramenta sobre a superfície irregular (TADIC *et al.*, 2013). A Figura 3.10 mostra a relação entre rugosidade, força e rigidez da ferramenta (TADIC *et al.*, 2013). Nota-se que o incremento da força de roleteamento resultou em um aumento da rugosidade, entretanto, além de uma menor variação da rugosidade, a utilização de uma ferramenta de alta rigidez proporcionou a obtenção de rugosidades consideravelmente menores do que aquelas geradas pelas demais ferramentas devido a uma maior estabilidade.

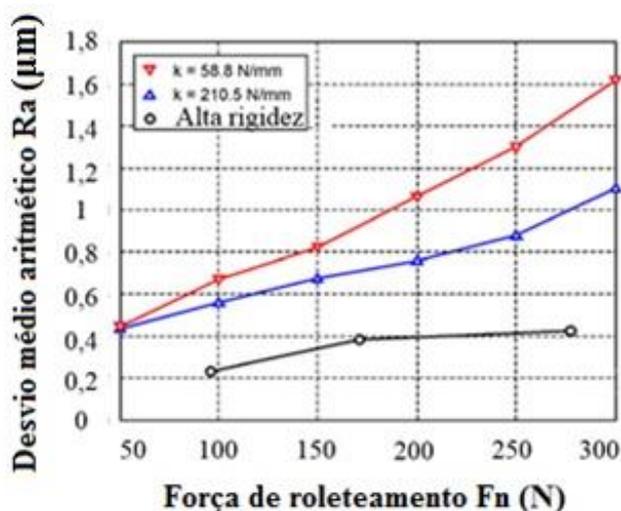


Figura 3.10: Influência da estabilidade da ferramenta sobre a rugosidade
 Fonte: adaptado de Tadic *et al.* (2013).

Diferentemente dos demais autores, Okada *et al.* (2015) estudaram o comportamento da rugosidade dentro da faixa ótima da força aplicada, sem exceder esse valor. Os autores verificaram que, embora o aumento da força de roleteamento tenha proporcionado uma redução da rugosidade da peça no intervalo analisado, tal diminuição mostrou-se mais significativa na faixa de 45 a 119 N, tendo pouca variação no intervalo subsequente (Figura 3.11). Os motivos que levaram à ocorrência desse comportamento da rugosidade podem estar relacionados a um aumento da resistência do material à deformação devido ao encruamento e a uma redução da pressão de contato entre o rolete e a peça causada pela deformação elástica e/ou plástica sofrida por ambos os materiais (OKADA *et al.*, 2015).

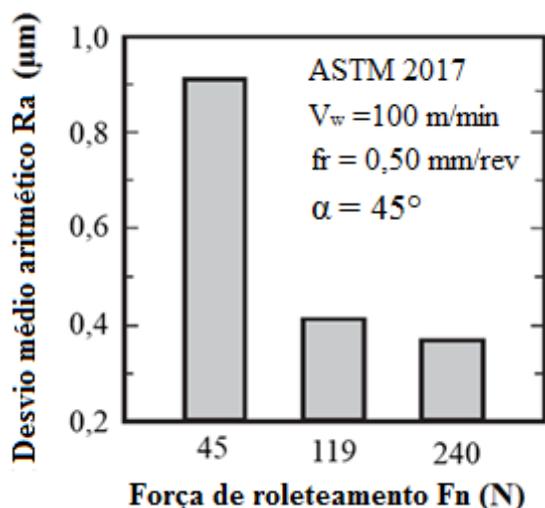


Figura 3.11: Relação entre rugosidade superficial e força de roleteamento
 Fonte: adaptado de Okada *et al.* (2015).

Do mesmo modo, Abrão *et al.* (2014a) conseguiram uma acentuada redução do valor de R_a (de 0,611 para 0,051 μm) do aço AISI 1060 utilizando uma pressão de 200 bar. Em seguida, elevando a pressão para 300 bar, os autores notaram um menor percentual da redução da rugosidade, com valores de R_a de aproximadamente 0,041 μm . Os autores chamam a atenção ainda para o fato de diferentes microestruturas comportarem-se de maneiras distintas quando submetidas ao roleteamento.

Nesse sentido, Magalhães *et al.* (2017) explicam que um maior limite de escoamento do material não só demandará uma maior pressão de roleteamento a fim de deformar plasticamente os picos de rugosidade, como também contribuirá para uma menor rugosidade final devido ao menor fluxo de material na superfície. Além da realização de experimentos, os autores lançaram mão de modelos analíticos para verificar a influência da pressão sobre três diferentes microestruturas do aço AISI 1060. Ao fim do processo, a menor rugosidade foi conseguida após o roleteamento do aço AISI 1060 temperado e revenido ($R_{p0,2} = 1606 \text{ MPa}$) aplicando uma pressão superior a 200 bar.

3.3.1.2 Influência do avanço sobre a rugosidade

Ao aplicar o processo de roleteamento com rolete a materiais não ferrosos (alumínio e cobre), Hassan e Al-Wahhab (1998) verificaram uma redução da rugosidade dos materiais com a diminuição do avanço da ferramenta. Os autores explicam que a redução deste parâmetro acarreta um tempo de permanência mais longo da ferramenta sobre determinado pico de irregularidade, contribuindo para uma maior deformação plástica do mesmo.

Yeldose e Ramamoorthy (2008) analisaram os efeitos do revestimento de nitreto de titânio (TiN) sobre o desempenho do roleteamento com rolete do aço AISI 4340 e mesmo obtendo resultados superiores nesta situação, perceberam um aumento da rugosidade a partir da elevação do avanço de 0,028 a 0,08 mm/rev. O incremento do avanço no intervalo de 0,028 a 0,058 mm/rev resultou em um aumento dos valores de R_a que, a partir de 0,058 mm/rev, permaneceu constante até 0,08 mm/rev (YELDOSE e RAMAMOORTHY, 2008). Essa maior deformação plástica das asperezas conseguida por meio da redução do avanço pode estar atrelada tanto ao maior tempo de permanência da ferramenta sobre o pico, como pela frequência com que esse pico é deformado pela ferramenta nessas condições.

Com o intuito de comprovar a eficácia de uma nova técnica de roleteamento com rolete, a qual foi projetada para desempenhar simultaneamente os movimentos de rolamento e deslizamento sobre a peça, Okada *et al.* (2015) obtiveram valores crescentes para a rugosidade da liga de alumínio ASTM 2017 com o incremento do avanço. Apesar disso, a técnica inovadora proposta pelos autores, conseguida por meio da inclinação do rolete em relação à superfície com um ângulo de 45°, mostrou-se superior ao método tradicionalmente utilizado (ângulo neutro). Finalmente, os autores recomendaram a utilização de menores avanços para a confecção de superfícies mais polidas, porém, alertaram para a perda de eficiência como consequência da redução desse parâmetro.

Luca, Ventzel e Marinescu (2005) notaram uma forte correlação entre os parâmetros do torneamento (avanço e raio de ponta) com a rugosidade final após o roleteamento com esfera de um aço endurecido (59 HRC). Os pesquisadores inferiram que a menor rugosidade obtida no processo anterior possibilitou melhores resultados após o roleteamento com esfera. Além disso, para uma mesma rugosidade inicial, a redução da rugosidade foi tanto maior quanto menor foi o avanço (LUCA, VENTZEL e MARINESCU, 2005).

A mesma tendência foi relatada por Rodríguez *et al.* (2012), que destacam a possibilidade de se alcançar, para o aço AISI 1045, uma rugosidade compatível com o processo de retificação ($R_a < 0,5 \mu\text{m}$) independentemente do avanço de roleteamento, desde que o menor avanço de torneamento tenha sido escolhido. Já Saldaña-Robles *et al.* (2018), empregaram a metodologia de superfícies de resposta e identificaram o avanço e a força de roleteamento com esfera como os parâmetros de maior influência sobre a rugosidade do aço AISI 1045. A relação entre esses parâmetros e a rugosidade do material é mostrada na Figura 3.12. Observa-se que a combinação entre baixos valores de avanço e elevadas forças de roleteamento, para a faixa avaliada, favoreceu a redução da rugosidade do aço AISI 1045, com R_a reduzindo de 3,51 para 0,61 μm ao utilizar avanço de 0,2 mm/rev e força de 294 N (SALDAÑA-ROBLES *et al.*, 2018).

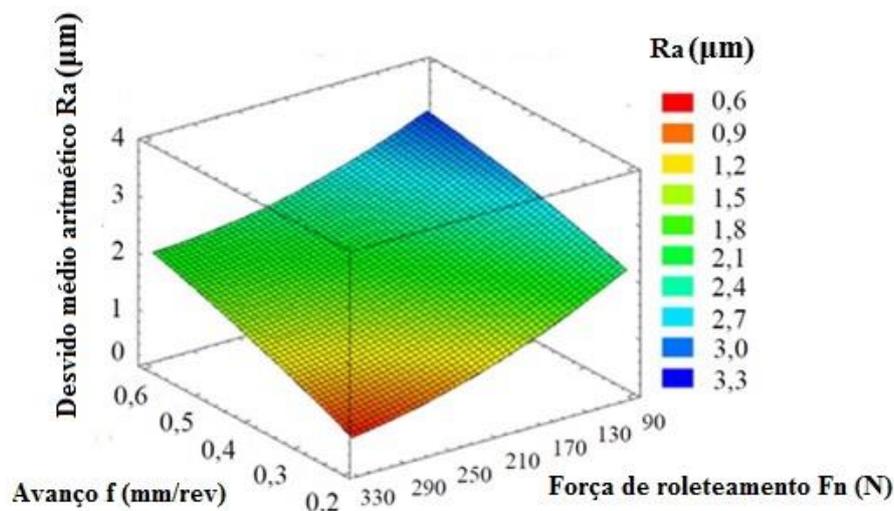


Figura 3.12: Influência do avanço e da força sobre a rugosidade para uma velocidade constante
 Fonte: adaptado de Saldaña-Robles *et al.* (2018).

Empregando uma força de roleteamento de 150 N, esfera com diâmetro de 9 mm e velocidade de roleteamento igual a 100 m/min, Bouzid Sai e Sai (2005) verificaram um aumento da rugosidade do aço AISI 1042 em toda a faixa de avanço estudada (0,10 a 0,28 mm/rev) durante o roleteamento com esfera. Por outro lado, John *et al.* (2016) notaram uma oscilação dos valores da rugosidade do aço ferramenta AISI D3 durante o incremento deste parâmetro. Apesar da elevação do avanço na faixa de 0,05 a 0,1 mm/rev levar a uma redução da rugosidade, seu aumento na faixa de 0,1 a 0,15 mm/rev favoreceu o aumento da rugosidade da peça (JOHN *et al.*, 2106). Resultados semelhantes foram obtidos por Kurkute e Chavan (2018) ao verificarem, num primeiro momento, uma redução da rugosidade com o incremento do avanço devido a um aumento da área de contato entre a ferramenta e o material, favorecendo a deformação plástica dos picos de rugosidade. Em seguida, a elevação do avanço resultou em um aumento da rugosidade.

Yu e Wang (1999) usaram uma ferramenta com um pino semiesférico de diamante policristalino brasado em uma haste no roleteamento de uma liga de alumínio. Após a realização dos experimentos, em que diversos parâmetros foram variados (diâmetro da ferramenta, coeficiente de rigidez da mola da ferramenta e avanço), verificou-se um aumento da rugosidade a partir da elevação do avanço em todo intervalo analisado (de 0,01 a 0,13 mm/rev) para todas as configurações, com o menor avanço proporcionando o menor valor de rugosidade com $R_a = 0,026 \mu\text{m}$ (YU e WANG, 1999). Além disso, os autores observaram que a posição inicial da ferramenta sobre a peça influencia a rugosidade final obtida.

Tanto Hassan e Al-Wahhab (1998) quanto Maheshwari e Gawande (2017) explicam que a diminuição do avanço ocasiona uma redução dos picos de rugosidade devido a um maior tempo de permanência da ferramenta sobre determinado ponto da superfície, favorecendo sua deformação plástica. Além disso, verifica-se também a necessidade de selecionar um avanço diferente daquele utilizado previamente para torneiar o material (KLOCKE e LIERMANN, 1998; SARTKULVANICH *et al.*, 2007). Os autores argumentam que utilizando um avanço igual ou múltiplo daquele aplicado no torneamento da peça, a ferramenta se desloca em uma trajetória paralela aos sulcos deixados pela ferramenta de torneiar, dificultando assim o processo de deformação plástica dos picos. Essa explicação é corroborada por Yu e Wang (1999), que chamam a atenção para a posição inicial da ferramenta em relação à superfície denominadas posição homotética e posição heterostática. Segundo os pesquisadores, na posição inicial homotética, a ferramenta é posicionada sobre um vale da superfície, enquanto na posição heterostática a mesma inicia sobre um pico. Consequentemente, ao utilizar o mesmo avanço selecionado no torneamento, a escolha pela posição heterostática possibilita uma maior redução dos picos de rugosidade pois garante a deformação dos picos (YU e WANG, 1999).

Para Sartkulvanich *et al.* (2007), um avanço igual ou superior ao utilizado no torneamento não deve ser escolhido já que, dessa forma, o movimento da ferramenta será paralelo às marcas de avanço do torneamento, contribuindo para o aumento da rugosidade na medida em que a pressão exercida ocorra em um vale. Assim, selecionar um avanço de roleteamento menor do que aquele aplicado previamente para torneiar a peça é de suma importância para a redução da rugosidade pois garante que os picos de irregularidades sejam deformados plasticamente (LOH e TAM, 1988; JOHN *et al.*, 2016).

Analiticamente, Sartkulvanich *et al.* (2007) explicam que ao reduzir o avanço do roleteamento haverá também uma diminuição da distância entre as trajetórias sucessivas do elemento rolante (rolete ou esfera), possibilitando a deformação de um número maior de picos de irregularidades. As trajetórias sucessivas são, na verdade, uma referência ao centro ou ponto de contato da ferramenta com a superfície. A Figura 3.13 apresenta o movimento de uma ferramenta sobre uma superfície, ilustrando a distância entre os centros da ferramenta, ou trajetórias sucessivas, após o avanço (BOUZID, TSOUMAREV e SAI, 2004).

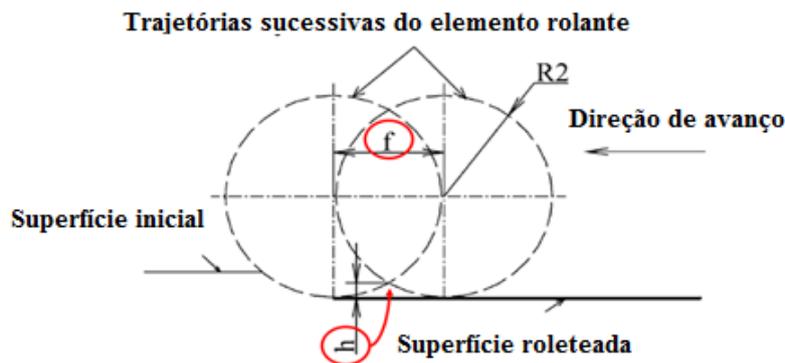


Figura 3.13: Efeito da variação do avanço sobre a rugosidade
 Fonte: adaptado de Sai e Sai (2005).

Dessa forma, à medida que o avanço é reduzido, a distância entre os pontos de aplicação de carga torna-se menor, o que, conseqüentemente, resulta em uma redução da altura da intersecção entre as trajetórias sucessivas da ferramenta (h), (BOUZID SAI e SAI, 2005). Assim, essa menor distância entre as trajetórias sucessivas do elemento rolante favorecerá uma maior suavização da superfície ao permitir a deformação de um maior número de picos.

Além disso, a altura da intersecção entre as trajetórias (h) pode ser considerada, também, a altura das irregularidades da superfície ao fim do processo, podendo ser definida analiticamente por meio da manipulação entre o raio da ferramenta (R_2) de roleteamento e o avanço (f) selecionado (BOUZID, TSOUMAREV e SAI, 2004). A Equação 3.4 mostra essa relação.

$$h \text{ (}\mu\text{m)} = \frac{125 f^2}{R_2} \quad (3.4)$$

Entretanto, além das asperezas superficiais, o deslocamento normal do material (δ), resultado da deformação plástica imposta pelo processo, terá interferência na rugosidade final. Bouzid, Tsoumarev e Sai (2004) propuseram dois modelos analíticos para analisar a influência do avanço sobre a altura total do perfil (R_t) do aço AISI 1042. Para o primeiro modelo foi utilizado um avanço baixo, o qual permitiu uma maior deformação das asperezas ($h < \delta$); já o segundo, com avanço mais alto, foi menos efetivo ao reduzir os picos de rugosidade ($h > \delta$) devido a uma maior distância entre as trajetórias sucessivas. A Figura 3.14 compara os dois casos, evidenciando a relação entre distância entre as trajetórias e a rugosidade (BOUZID, TSOUMAREV e SAI, 2004).

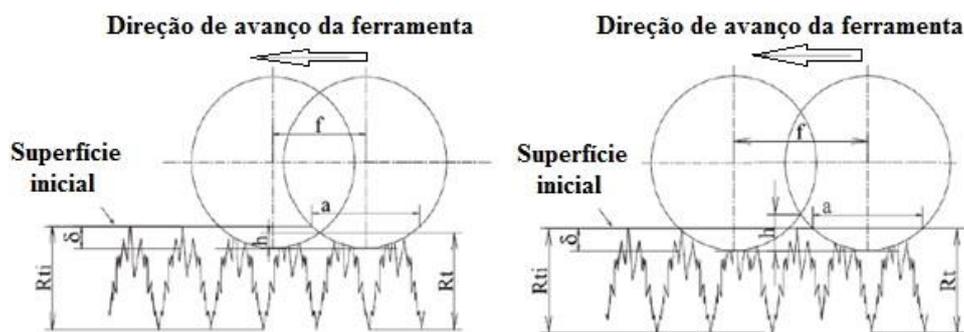


Figura 3.14: Comparação entre um avanço baixo ($h < \delta$) e um avanço alto ($h > \delta$)
 Fonte: adaptado de Sai e Sai (2005).

Para os autores, o fator de rugosidade R_t pode ser definido por meio da altura total do perfil inicial (R_{ti}) antes do roleteamento, da altura dos picos (h) e no deslocamento de material (δ) após o roleteamento. O avanço de roleteamento (f) é usado para o cálculo da altura dos picos (h), como mostra a Equação 3.4. Assim, é possível encontrar o valor numérico de R_t após o roleteamento a partir da Equação 3.5.

$$R_t = R_{ti} - \delta + h \quad (3.5)$$

Entretanto, selecionar um avanço excessivamente baixo pode contribuir para um aumento da rugosidade do material devido a uma elevação da taxa de encruamento além do limite do material (LOH e TAM, 1988). Loh, Tam e Miyazawa (1993) explicam que essa piora da rugosidade também ocorre devido às forças ortogonal e tangencial, que se elevam a partir do incremento do avanço.

3.3.1.3 Influência do número de passes sobre a rugosidade

Após roletear o aço AISI 1060 com três diferentes microestruturas, Magalhães *et al.* (2017) verificaram uma diminuição da rugosidade dos aços recozidos a partir do aumento do número de passes na faixa estudada (de 1 a 3). Porém, a utilização de três passes sobre o aço AISI 1060 temperado e revenido favoreceu um aumento da rugosidade. Os autores sugerem que diferentemente dos aços recozidos, o material submetido ao processo de têmpera (maior dureza e limite de escoamento) apresentou melhores resultados a partir do incremento da pressão. Em seu estudo, Thorat e Thakur (2018) constataram que o número de passes da ferramenta de roleteamento foi um dos parâmetros de maior influência sobre a rugosidade dentre os parâmetros estudados.

Morimoto (1988) investigou a influência do número de passes sobre a qualidade superficial de um aço de baixo teor de carbono e verificou uma redução da rugosidade a partir do aumento deste parâmetro, com três passes conferindo o menor valor de R_a (de 4,01 para 0,09 μm). Segundo o autor, o efeito do aumento do número de passes é similar ao efeito da redução do avanço, ou seja, seu incremento favorece uma maior deformação plástica do material em função da repetitividade do processo, favorecendo uma maior redução das asperezas.

Hassan (1997) comparou o roleteamento com rolete e com esfera e os seus efeitos sobre a rugosidade e a dureza de dois metais não-ferrosos (alumínio e bronze). Para ambas as técnicas houve uma redução da rugosidade dos materiais a partir do aumento do número de passes da ferramenta. Entretanto, a partir de determinado número de passes, neste caso quatro, o incremento desse parâmetro favoreceu o aumento dos valores de R_a (HASSAN, 1997). O autor explica que em cada passe a ferramenta estará exercendo uma força sobre uma superfície já deformada plasticamente pelo passe anterior, levando a um excessivo encruamento do material com conseqüente descamação da superfície.

Prasad *et al.* (2018) observaram uma grande oscilação da rugosidade da liga de alumínio AA6063 ao variarem o número de passes da ferramenta (de um a sete) e a velocidade de roleteamento. O aumento excessivo do número de passes causou o surgimento de lascas na superfície do material, elevando a sua rugosidade. Neste caso, os valores do número de passes e da velocidade capazes de fornecer a melhor rugosidade foram quatro e 160 rpm, respectivamente.

Seemikeri, Brahmankar e Mahagaonkar (2006) realizaram uma análise estatística para definir tanto os parâmetros quanto os valores de cada parâmetro a fim de conferir a menor rugosidade para o aço AISI 1045. Ao final da análise, a menor rugosidade foi obtida ao selecionar o valor máximo de dois passes para a ferramenta (SEEMIKERI, BRAHMANKAR e MAHAGAONKAR, 2006). Embora o número de passes não tenha grande contribuição para a redução da rugosidade do aço inoxidável AISI 420, a análise estatística realizada sugere a aplicação de três passes (SHIOU *et al.*, 2017). O uso de três passes, somado aos valores ótimos dos demais parâmetros, promoveu uma redução de mais de 90% do valor inicial de R_a (de 1,0 para 0,025 μm).

Hamadache *et al.* (2006) compararam os efeitos do roleteamento com rolete e com esfera sobre a rugosidade do aço Rb 40 (equivalente ao aço AISI 1335). Considerando a influência do número de passes sobre a rugosidade, os autores

verificaram uma diminuição considerável do valor de R_a ao utilizarem dois passes, com o rolete conferindo a maior redução da rugosidade inicial (91,66%) enquanto a esfera promoveu uma redução em 70% do valor de R_a .

Por outro lado, El-Axir (2000) observou um comportamento diferente da rugosidade a partir do incremento do número de passes, indicando um valor intermediário para a redução da rugosidade. Além disso, o autor relatou a existência de uma forte interação entre número de passes e força, com o incremento simultâneo desses parâmetros levando a uma piora do acabamento superficial. Maheshwari e Gawande (2017) estudaram os efeitos da velocidade, do avanço, da penetração da ferramenta e do número de passes de uma ferramenta de roleteamento com esfera de alta rigidez e notaram pouca influência do número de passes sobre a rugosidade da liga de titânio Ti-6Al-V. Os autores propuseram o uso de um número de passes intermediário (três em cinco) a fim de se obter a máxima redução da rugosidade. Tadic *et al.* (2013) também não observaram grande variação da rugosidade de uma liga de alumínio a partir da variação desse parâmetro e sugeriram a utilização do valor máximo ($n = 3$) para um melhor acabamento.

Abrão *et al.* (2014a) roletearam o aço AISI 1060 endurecido variando a pressão (200 e 300 bares) e o número de passes (1 e 3) e notaram uma variação pequena da rugosidade com o incremento desse parâmetro. Para os autores, apesar da aplicação de três passes não ter danificado a superfície, a redução da rugosidade foi pouco significativa. Além disso, o efeito desse parâmetro sobre a qualidade superficial de uma peça depende tanto do material quanto da sua microestrutura, existindo para cada caso um valor ótimo. Assim, a elevação do número de passes para além desse valor poderá comprometer a qualidade da superfície devido a um excessivo encruamento, levando ao surgimento de lascas e trincas superficiais (ABRÃO *et al.*, 2014a).

3.3.2 Dureza

A dureza de um material pode ser entendida como a capacidade do mesmo em resistir a uma deformação ou penetração permanente quando em contato com um indentador sob carga. Além disso, essa propriedade pode estar relacionada à resistência a flexão, risco, abrasão ou corte. Assim, em determinadas situações, o aumento da dureza superficial pode contribuir, por exemplo, para o aumento da resistência ao desgaste do material.

Outra característica de peças cuja dureza superficial foi elevada é o aumento da resistência à corrosão. Saldanã-Robles *et al.* (2018) analisaram a resistência à corrosão do aço AISI 1045 antes e depois do processo de roleteamento, constatando que a troca de cargas elétricas na interface do material tratado foi menor do que aquela observada para o material não roleteado. Com isso, os autores concluíram que o aumento da resistência à corrosão deveu-se a uma maior redução do tamanho dos grãos superficiais conseguida pelo processo de roleteamento.

Em se tratando de resistência à fadiga, alguns autores, dentre eles Altenberger *et al.* (2012) sugerem que o encruamento de camadas superficiais pode contribuir para o aumento da resistência à fadiga em função de três características específicas, dentre elas a redução da plasticidade cíclica local devido à redução do movimento de discordâncias e a atenuação da taxa com que as trincas iniciais crescem, destacam-se como fatores cruciais para o aumento da resistência à fadiga da peça. Porém, os autores também apontam o aumento da dureza superficial, a partir do refinamento de grãos, como fator capaz de aumentar a resistência à fadiga do material.

Assim, entender como os parâmetros de roleteamento atuam sobre a dureza de um material é de grande relevância para o estudo deste tratamentos de superfícies.

3.3.2.1 Influência da força de roleteamento sobre a dureza

Morimoto (1988) observou um aumento de 50% da dureza superficial de um aço com baixo teor de carbono ao aplicar uma força de 140 N sobre a peça. Além disso, a região encruada pelo roleteamento excedeu 200 μm de profundidade. A obtenção de uma maior dureza superficial pelo incremento da força de roleteamento ocorre em função da deformação plástica e encruamento do material (EL-AXIR, 2000, COBANOGLU & OZTURK, 2014).

Hassan (1997) estudou a influência da força de roleteamento sobre a integridade superficial do alumínio e do bronze e constatou que o incremento da força de roleteamento provocou o aumento da dureza superficial para ambos os materiais estudados. O autor explica que à medida que a força se eleva, aumenta-se também a deformação plástica em virtude da penetração da ferramenta no material. Isso contribui para o aumento da tensão de compressão interna que, por sua vez, favorece o aumento da dureza (HASSAN, 1997).

El-Khabeery e El-Axir (2001) relatam um aumento da microdureza da liga de alumínio 6061-T6 a partir do aumento da força de roleteamento. Os autores sugerem que elevando-se a penetração da ferramenta (aumento da força), haverá uma maior quantidade de deformação na região superficial, contribuindo para o aumento do encruamento da camada e incremento da dureza. Hamadach *et al.* (2006) também perceberam um aumento da dureza após elevar a força aplicada sobre o aço Rb40 (equivalente ao aço ABNT 1335). El-Tayeb, Low e Brevern (2007) verificaram um aumento da dureza da liga de alumínio 6061 em cerca de 15% ao aplicar uma força de 280 N durante o roleteamento com rolete. Durante o roleteamento com esfera do aço AISI 1045, López de Lacalle *et al.* (2011) também observaram um aumento da dureza superficial do material para todo o intervalo da pressão de roleteamento estudada (10 – 40 MPa). Mesmo comportamento foi notado por Gharbi *et al.* (2014) durante o roleteamento com rolete de placas do aço AISI 1010, como mostra a Figura 3.15. Pelo gráfico, nota-se um aumento da dureza do material com a elevação da força de roleteamento aplicada em todo intervalo estudado.

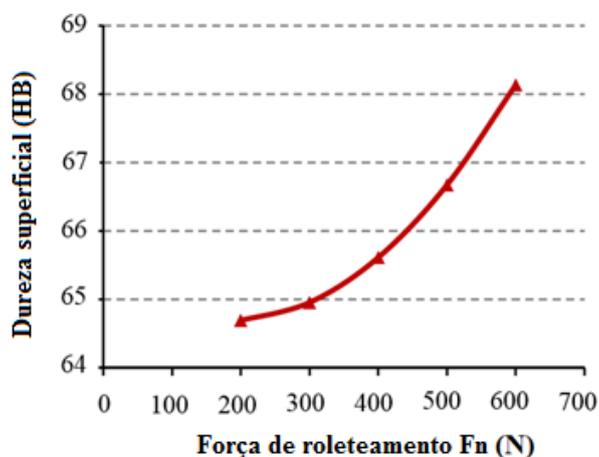


Figura 3.15: Relação entre força de roleteamento e dureza superficial
Fonte: adaptado de Gharbi *et al.* (2014).

Para Rodríguez *et al.* (2012), o aumento da dureza do material deve-se à formação de uma camada encruada em razão da deformação plástica, sendo sua espessura influenciada pela pressão de roleteamento. Segundo os autores, em decorrência da aplicação da pressão de roleteamento haverá uma deformação dos grãos do material devido ao processo de encruamento em uma região próxima à superfície (20 – 30 μm), entretanto, o aumento da dureza estende-se por até 0,3 mm abaixo da superfície.

Apesar de existir uma correlação positiva entre a força/pressão de roleteamento e o aumento da dureza do material, é importante observar a existência de um valor ótimo para esses parâmetros, acima do qual a ferramenta poderá danificar a superfície, com geração de escamas e iniciação de trincas devido a um aumento excessivo do encruamento (HASSAN e AL-WAHHAB, 1998; RAO *et al.*, 2008). Em seu trabalho sobre a influência da pressão de roleteamento e número de passes da ferramenta sobre a integridade superficial do aço AISI 1060, Abrão *et al.* (2014c) observaram esse fenômeno: o aumento da dureza superficial a partir do incremento desses dois parâmetros está relacionado à introdução de discordâncias adicionais como resultado do encruamento. Apesar disso, elevar esses dois parâmetros além dos valores ótimos prejudica a superfície devido ao fluxo plástico severo e lascamento causados pelo aumento excessivo do encruamento (EL-AXIR, 2000; ABRÃO *et al.*, 2014c). A Figura 3.16 mostra a superfície do aço AISI 1060 roleteado com diferentes valores de pressão de roleteamento e número de passes. Embora haja uma suavização da superfície torneada (Figura 3.16a), para $p = 50$ bar e $n = 1$ e para $p = 100$ bar e $n = 1$, o material começa a se deteriorar a partir da condição $p = 200$ bar e $n = 1$ (ABRÃO *et al.*, 2014a).

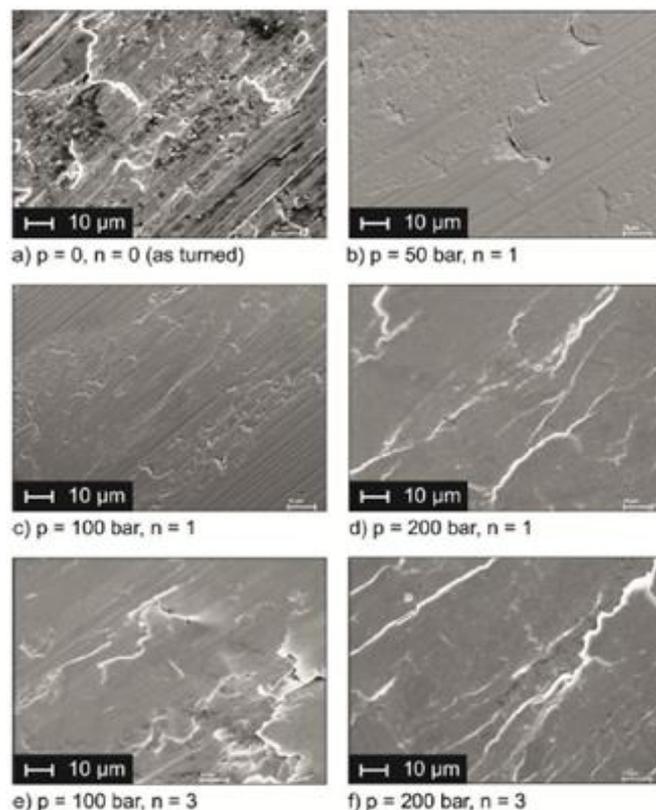


Figura 3.16: Efeito da pressão de roleteamento e do número de passes sobre a integridade superficial do aço AISI 1060

Fonte: Abrão *et al.* (2014a).

Além de afirmar que a capacidade do roleteamento de aumentar a dureza varia de acordo com a dureza inicial do material, sendo menor a influência do processo quanto maior for a dureza da peça, Abrão *et al.* (2014b) explicam também que o valor ótimo capaz de conferir a maior dureza sem que a superfície seja deteriorada depende não somente do tipo de material da peça, mas também da microestrutura proveniente de diferentes tratamentos térmicos.

3.3.2.2 Influência do avanço sobre a dureza

Hamadache *et al.* (2006) afirmam que o incremento do avanço leva a uma sutil redução da microdureza do material. Anteriormente, Hassan e Al-Wahhab (1998) já haviam estudado a influência do avanço sobre a dureza superficial de componentes não ferrosos e verificaram que o aumento desse parâmetro resultou na redução da microdureza superficial do alumínio e do bronze. Isso ocorre devido a uma menor deformação plástica da superfície pela ferramenta à medida que esse parâmetro é elevado, causando redução da dureza superficial (HASSAN e AL-WAHAB, 1998). Murthy e Kotiveerachari (1981) explicam que a redução do avanço contribui para o aumento da dureza superficial, pois favorece o encruamento nesta região. El-Axir (2000) também mostrou que a redução do avanço proporciona o aumento da microdureza e encontrou uma forte relação entre esse parâmetro e a velocidade de roleteamento. Neste caso, embora a redução do avanço favorecesse o aumento da dureza superficial, o seu aumento somado a uma velocidade de roleteamento mais baixa também contribuiu para o aumento da microdureza, enquanto a elevação de ambos acarretou uma redução dessa propriedade (EL-AXIR, 2000). Ghabi *et al.* (2011) estudaram a influência da variação do avanço para várias velocidades de roleteamento sobre a dureza do aço AISI 1010 identificando que baixos valores de avanço somados à baixas velocidades de roleteamento favoreceu o aumento dessa propriedade. Os autores verificaram um ponto ótimo para o avanço (0,18 mm/rev) capaz de fornecer a maior dureza, com o incremento acima deste valor resultando em uma diminuição da dureza.

Para Morimoto (1988), o efeito da redução do avanço sobre a dureza superficial de um material assemelha-se àquele conseguido pelo aumento do número de passes da ferramenta, isto é, a redução do avanço proporciona ao material imediatamente em contato com a ferramenta ser repetidamente deformado. Da mesma forma, El-Axir (2000) compara o efeito do avanço sobre a microdureza com o seu efeito

sobre a rugosidade. Em ambos os casos é aconselhável utilizar um baixo avanço pois isso aumenta o poder de deformação plástica pela ferramenta e favorece um fluxo mais regular do material na superfície.

Por sua vez, Loh, Tam e Miyazawa (1989) observaram um fenômeno contrário. Os autores notaram um aumento da dureza superficial do aço AISI 1045 a partir da elevação do avanço. Apesar da redução desse parâmetro possibilitar uma deformação plástica mais intensa, o seu incremento contribui para o aumento das forças normal e tangencial da ferramenta. Assim, o aumento da dureza com o incremento da força de roleteamento para avanços crescentes, sobrepôs o efeito contrário (redução da dureza) imposto pela elevação do avanço na faixa estudada (de 0,08 a 0,12 mm/rev) (LOH, TAM e MIYAZAWA, 1989). Mais tarde, Rao *et al.* (2008) constataram a mesma tendência durante o roleteamento de um aço baixa liga e alta resistência. Os autores verificaram um aumento da dureza superficial do aço para valores crescentes do avanço em toda a faixa analisada (de 0,024 a 0,085 mm/rev) devido ao incremento da dureza favorecido pelas forças normal e tangencial.

3.3.2.3 Influência do número de passes sobre a dureza

Avaliando os efeitos do roleteamento sobre a dureza do alumínio e do bronze, Hassan (1997) notou uma elevação da dureza dos materiais a partir do aumento do número de passes em toda a faixa analisada, devido a um processo de deformação plástica do material. O autor destacou, porém, que em virtude da capacidade limite de encruamento, particular a cada material metálico, o aumento excessivo desse parâmetro levou à deterioração da superfície do metal.

El-Khabeery e El-Axir (2001) notaram um aumento da microdureza da liga de alumínio 6061-T6 ao elevar o número de passes da ferramenta de roleteamento com rolete. Mesma tendência foi observada por Hamadache *et al.* (2006), que observaram um aumento da dureza inicial do aço Rb40 em 10,12 e 6,32%, aplicando, respectivamente, os processos de roleteamento com esfera e com rolete. Em ambos os casos, o número máximo de passes ($n = 3$) foi utilizado. Além disso, muitos trabalhos relatam uma forte interação entre o número de passes e a força de roleteamento sobre a microdureza. O incremento simultâneo desses dois parâmetros contribui para o aumento da microdureza por favorecer a penetração da ferramenta além da altura máxima dos picos de asperezas, encruando o material (KURKUTE e CHAVAN, 2018). Segundo El-

Axir (2000), a frequência do roleteamento, em função do maior número de passes, leva a uma melhora da resposta da superfície devido a uma maior homogeneização da estrutura do material. O autor analisou também a relação entre esse parâmetro e a velocidade de roleteamento e a força, concluindo que o incremento da velocidade e do número de passes favorece o aumento da microdureza, enquanto a elevação da força de roleteamento com o número de passes leva a uma redução dessa propriedade.

Abrão *et al.* (2014b) avaliaram o efeito do número de passes e da pressão de roleteamento sobre três diferentes microestruturas do aço AISI 1060 e perceberam um grande nível de interação entre esses dois parâmetros, com o incremento do número de passes contribuindo para uma maior intensidade da deformação dos grãos na superfície. Assim, a partir do incremento do número de passes, haverá um aumento da dureza devido a um processo de encruamento do material (ABRÃO *et al.*, 2014b). Outro fato destacado pelos autores foi a influência do número de passes e da pressão sobre as diferentes microestruturas, com a elevação desses parâmetros contribuindo para uma maior deformação plástica do material de menor dureza inicial.

Apesar do aumento do número de passes favorecer a elevação da dureza, Morimoto (1988) sugere que para uma pressão de roleteamento constante, o grau de encruamento do material decresce à medida que o número de passes é elevado. O autor notou um aumento da dureza superficial em 35% de um aço aplicando um passe da ferramenta. Em seguida, a taxa do aumento da dureza em relação ao valor inicial mostrou-se menos expressiva, com elevação em 40 e 45% da sua dureza inicial, aplicando dois e três passes, respectivamente. Loh e Tam (1988) explicam que selecionando a força ótima, responsável por conferir a maior dureza superficial sem prejudicar a rugosidade, somente um passe da ferramenta deve ser aplicado, pois um número maior de passes não causará aumento adicional, podendo até mesmo levar a uma redução da dureza. Seemikeri, Brahmankar e Mahagaonkar (2006) recomendam a utilização do menor número de passes a fim de maximizar a dureza da peça.

Semelhante tendência foi verificada por Bourebia *et al.* (2019), que notaram pouca variação da dureza do aço S355JR com a variação do número de passes de três para cinco, utilizando o valor mínimo de força (100 N). Para os autores, a aplicação de uma força baixa somada a um elevado número de passes favoreceu a elevação da dureza com pouca variação para três e cinco passes. Por outro lado, quando os valores de força e número de passes foram elevados ao máximo (200 N e cinco passes), uma diminuição da dureza foi observada (BOUREBIA *et al.*, 2019). Similarmente, Abrão *et al.* (2014a)

perceberam uma redução da microdureza do aço AISI 1060 endurecido a partir do aumento do número de passes. Os autores atribuíram essa diminuição a um processo de melhor distribuição (organização) das discordâncias presentes na microestrutura do material, conseguida pela elevação desse parâmetro.

Apesar do aumento desse parâmetro contribuir, em muitos dos casos, para uma melhora da dureza do material, elevá-lo acima de determinado valor poderá favorecer o surgimento de trincas e lascas devido a um processo de saturação do encruamento inerente aos materiais metálicos (EL-AXIR, 2000; HASSAN, 1997).

3.3.3 Tensões residuais

Tensões residuais se originam por meio da interação entre tempo, temperatura, deformação e microestrutura (ASM, 2002). Segundo Goswami *et al.* (2019), tensões residuais são as tensões existentes no interior do material e que agem sobre ele na ausência de uma força externa. Withers e Bhadeshia (2001) explicam que as tensões residuais são o resultado de desajustes ou heterogeneidades presentes em diferentes regiões de um material, causadas, por exemplo, por um processo de deformação plástica não-uniforme. Além de se originarem por meio de uma deformação plástica não linear, a rápida variação de temperatura (têmpera), o processo de transformação de fases (formação de martensita), o processo de soldagem assim como outros tratamentos térmicos localizados estão frequentemente relacionados à indução de tensões residuais (WITHERS e BHADESHIA, 2001). Os autores ainda chamam a atenção para a existência de três tipos diferentes de tensões residuais, sendo macrotensões (tipo I) as que variam continuamente em uma ampla região do material, as microtensões (tipo II) sendo aquelas que variam em um grão do material e, por fim, as microtensões (tipo III), consideradas como tensões residuais de escala atômica.

Processos de transformação que envolvem efeitos térmico, mecânico e metalúrgico, em geral induzem tensões residuais no material (EL-AXIR, 2000). Conforme Machado *et al.* (2014), tensões residuais podem ser de natureza compressiva ou de tração e variam tanto em intensidade quanto em profundidade de penetração. Umaphathi e Swaroop (2019) apontam as tensões de tração como um dos principais fatores que levam um material à fratura quando em serviço, uma vez que estas contribuem para o processo de nucleação e propagação de trincas na superfície e na subsuperfície. Assim, os tratamentos mecânicos de superfícies induzem no material

tensões residuais de compressão que, retardando a iniciação e a propagação de trincas, favorecem o aumento da vida em fadiga mecânica (UMAPATHI E SWAROOP, 2019).

Schulze (2006) explica que o objetivo principal dos processos de jateamento de granalha, *laser shock peening* e roleteamento é induzir tensões residuais de compressão de intensidade e profundidade elevadas. Conforme Umapathi e Swaroop (2019), essas duas variáveis são de extrema importância para a vida em fadiga de um material que, por sua vez, será tanto maior quanto mais elevadas forem a intensidade e a profundidade de penetração da tensão induzida. Entretanto, as especificidades de cada um desses processos geram, ao final do tratamento, resultados distintos. Desse modo, apesar das três técnicas favorecer a indução de tensão residual de compressão no material (de maior intensidade e profundidade após o LSP e o roleteamento), é desejável que a superfície gerada tenha uma baixa rugosidade e a tensão residual de compressão seja estável quando o material estiver exposto às situações adversas.

Tratando-se especificamente de rugosidade, sabe-se que uma das vantagens do roleteamento sobre as técnicas de jateamento é justamente a sua habilidade em conferir superfícies de baixa rugosidade. Com relação à estabilidade da tensão de compressão, Mohammadi, Sedaghati e Bonakdar (2014) explicam que quanto maior o grau de encruamento de um material, maior também será a taxa de relaxamento da tensão residual. Ainda para os autores, entre o roleteamento com rolete e o roleteamento com esfera, o primeiro favorece a indução de tensão residual de compressão com menor percentual de encruamento o que, segundo eles, é de grande relevância para a estabilidade da tensão de compressão, evitando seu relaxamento precoce.

Dessa forma, o conhecimento dos parâmetros do roleteamento capazes de alterar as tensões residuais geradas na superfície de um material é de extrema importância para a engenharia de manufatura, já que essas tensões irão determinar tanto a resistência à fadiga quanto a confiabilidade desses materiais em serviço.

3.3.3.1 Influência da força de roleteamento sobre as tensões residuais

El-Axir (2000) verificou a indução de tensão residual de compressão no aço St-37 (220 H_v) a partir do incremento da força de roleteamento no intervalo de 50 a 450 N. Segundo o autor, ao elevar a força de roleteamento foi observado tanto o aumento da tensão de compressão na superfície, como também da máxima tensão de compressão na subsuperfície. Posteriormente, El-Khabeery e El-Axir (2001) variaram a

profundidade de penetração da ferramenta na superfície da liga de alumínio 6061-T6 e observaram um aumento da tensão de compressão para maiores valores da profundidade de penetração da ferramenta. Os autores explicam que o aumento da força de roleteamento, neste caso a profundidade de indentação da ferramenta no material, contribui para o aumento da tensão residual de compressão, pois favorece o aumento da deformação plástica e do encruamento do material. Os autores analisaram também a influência da velocidade de roleteamento na indução de tensão residual e constataram uma redução da tensão de compressão por meio do aumento da velocidade devido à menor deformação plástica conferida pela ferramenta em altas velocidades.

Por outro lado, Mohammadi, Sedaghati e Bonakdar (2014) afirmam que a força aplicada sobre o material tem pouca influência sobre a tensão residual induzida na superfície, porém, a sua intensidade e profundidade de penetração são fortemente alteradas a partir da variação desse parâmetro. A Figura 3.17 mostra o perfil da tensão residual em função da força de roleteamento, onde percebe-se a indução de tensão residual de compressão de maior intensidade e profundidade de penetração para a maior força aplicada (6 kN), (MOHAMMADI, SEDAGHATI E BONAKDAR, 2014).

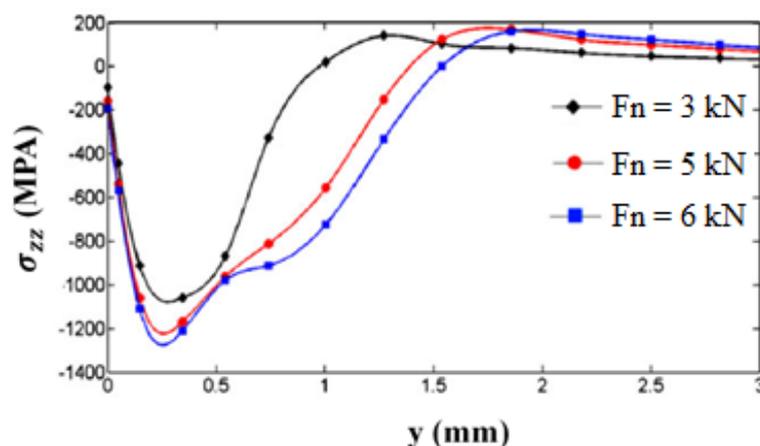


Figura 3.17: Efeito da força de roleteamento sobre a tensão residual abaixo da superfície
Fonte: adaptado de Mohammadi, Sedaghati e Bonakdar (2014).

Durante o roleteamento com esfera do aço AISI 1045, Rodríguez *et al.* (2012) constataram (por meio da técnica de difração de Raios X) um aumento da intensidade da tensão residual de compressão a partir do incremento da pressão de roleteamento. Além disso, a tensão residual de tração induzida na superfície do material torneado mostrou-se pouco relevante no comportamento da tensão residual de compressão obtida após o roleteamento (SARTKULVANICH *et al.*, 2007;

RODRÍGUEZ *et al.*, 2012). Essa tendência foi discutida por Klocke e Liermann (1998), que após tornearem um material com ferramentas de diferentes níveis de desgaste de flanco, notaram uma mudança no comportamento da tensão residual de tração na superfície da peça. Em seguida, aplicando o processo de roleteamento com rolete para duas pressões diferentes (200 e 400 bar) os pesquisadores observaram a completa conversão de tensão residual de tração para tensão residual de compressão na região próxima à superfície, sendo a intensidade desta unicamente influenciada pela pressão de roleteamento. Sartkulvanich *et al.* (2007) também relataram um aumento da intensidade da tensão residual de compressão e da profundidade da camada afetada a partir do aumento da pressão de roleteamento devido a uma maior deformação plástica pela ferramenta.

Por meio de análise numérica, Kumar *et al.* (2014) variaram a força aplicada sobre o aço AISI 4140 em 250 e 750 N mantendo os demais parâmetros constantes. Ao final da simulação, os autores notaram um aumento da intensidade (de -353 para -435 MPa) e da profundidade da máxima tensão de compressão (de 200 para 410 μ m) no material roleteado. Ao investigarem a influência da pressão de roleteamento e do número de passes sobre a indução de tensões residuais no aço AISI 1060, Abrão *et al.* (2015) também perceberam que a pressão de roleteamento contribuiu para um aumento tanto da intensidade quanto da profundidade da tensão de compressão. Ao analisarem a seção transversal do material após a fratura por meio de microscopia eletrônica de varredura (MEV), os autores observaram que as trincas nuclearam-se em regiões mais distantes da superfície devido à indução de tensões compressivas que, conseqüentemente, contribuíram para um aumento da vida em fadiga do material.

Embora o processo de roleteamento contribua para a indução de tensão residual de compressão próxima à superfície, observa-se uma maior intensidade da tensão residual de compressão axial em comparação com a tangencial devido ao movimento relativo da ferramenta, que favorece uma maior deformação plástica da peça na direção axial (RODRÍGUEZ *et al.*, 2012, ZHANG, BUGTAI e MARINESCU, 2015). Outros pesquisadores a confirmar uma diferença entre as intensidades das tensões residuais de compressão axial e tangencial foram Sayahi, Sghair e Belhadjsalah (2013), que estudaram a influência dos parâmetros do roleteamento na indução de tensão residual de compressão da liga de titânio Ti-6Al-7Nb a partir de análises numéricas e observaram uma elevação da tensão residual de compressão máxima com o aumento da pressão de roleteamento, assim como um aumento da espessura da camada

afetada. Os autores mostraram, porém, que embora o valor da tensão de compressão axial tenha se elevado com o aumento da pressão, o mesmo não ocorreu para a tensão de compressão tangencial, que teve somente a sua profundidade aumentada.

3.3.3.2 Influência do avanço sobre as tensões residuais

Rodríguez *et al.* (2012) analisaram a influência do avanço sobre as tensões residuais nas direções axial e tangencial induzidas após o roleteamento do aço AISI 1045. Apesar da intensidade da tensão residual de compressão e a profundidade da camada afeta terem sofrido pouca influência com a variação desse parâmetro, ainda assim ambas tiveram seus valores levemente aumentados durante o incremento do avanço (RODRÍGUEZ *et al.*, 2012). Esse fato pode ser explicado pelo aumento das forças normal e tangencial decorrentes do aumento avanço. Dessa forma, considerando a pouca influência desse parâmetro na variação das tensões compressivas, os autores sugerem o uso do maior avanço (para a faixa estudada) a fim de reduzir o tempo de processamento, mas esclarecem que essa escolha deve considerar também a influência desse parâmetro sobre a rugosidade do material.

Mohammadi, Sedaghati e Bonakdar (2014) também constataram pouca variação da tensão residual com o avanço, embora seu incremento tenha elevado a tensão de compressão na direção axial. Em relação à tensão residual na superfície, foi observado uma diminuição da tensão residual de compressão a partir do aumento do avanço. Na direção tangencial, a seleção do maior avanço na faixa estudada (de 0 a 0,15 mm/rev) resultou na indução de tensão residual de tração na superfície (MOHAMMADI, SEDAGHATI e BONAKDAR, 2014).

Chomienne *et al.* (2016) observaram a mesma tendência ao utilizar três valores de avanço no roleteamento do aço inoxidável 15-5PH. Utilizando avanços de 0,05, 0,1 e 0,2 mm/rev, os pesquisadores não notaram nenhuma modificação relevante do perfil das tensões residuais, sendo possível observar somente um leve aumento da profundidade de penetração das tensões compressivas com a elevação desse parâmetro. Apesar da pouca variação da tensão residual com o avanço, o perfil da tensão residual na direção axial mostrou-se diferente do perfil na direção tangencial, considerando a intensidade da tensão e a espessura da camada. Esse comportamento da tensão residual é explicado pela direcionalidade do roleteamento, que atua deformando plasticamente o material com maior intensidade na direção axial (CHOMIENNE *et al.*, 2016)

Por outro lado, Sartkulvanich *et al.* (2007) verificaram um leve aumento da tensão residual de compressão (axial e tangencial) do aço AISI 52100 a partir da redução do avanço. Além de análises experimentais, os autores realizaram simulação numérica do processo, obtendo resultados consistentes em relação aos valores experimentais. A redução da distância entre as trajetórias sucessivas do elemento rolante, resultará em uma maior ação de compressão pela ferramenta sobre um ponto do material, proporcionando uma maior deformação plástica da superfície, com consequente aumento das tensões residuais de compressão axial e tangencial (SARTKULVANICH *et al.*, 2007).

Para He *et al.* (2018), a tensão residual induzida em um ponto da superfície é influenciada pelas tensões residuais geradas em pontos anteriores e em pontos posteriores ao estudado. Dessa forma, a redução do avanço contribui para uma maior homogeneização da tensão residual bem como para o aumento da sua intensidade, isto é, quanto menor o avanço, mais forte será o efeito da tensão residual de um ponto sobre o ponto seguinte, devido à maior proximidade entre eles (HE *et al.*, 2018). A Figura 3.18 mostra como um ponto específico, neste caso o ponto A, é afetado pelo roleteamento de pontos anteriores (de $-i$ a -1), pela deformação em si próprio (ponto A) e pelo efeito do processo nos pontos posteriores (de 1 a i).

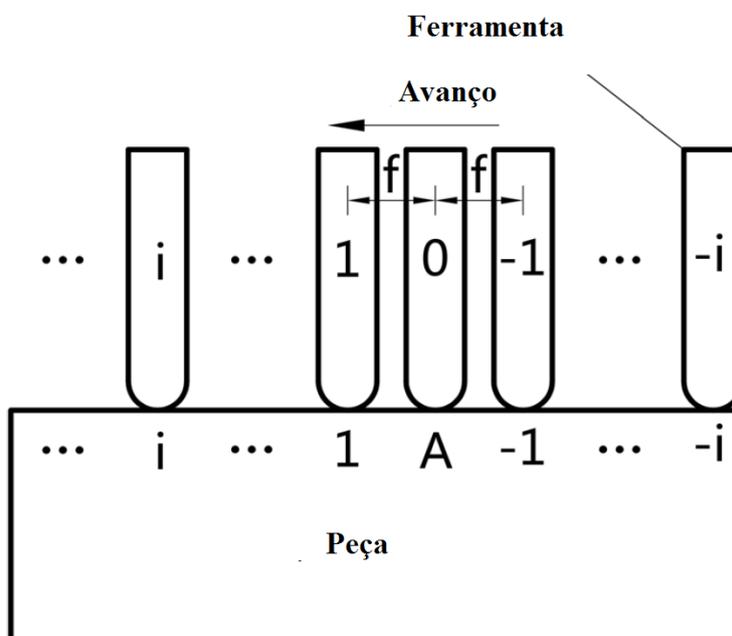


Figura 3.18: Processo de formação do roleteamento no ponto (A)
Fonte: adaptado de HE *et al.* (2018).

Para Heet *et al.* (2018), todos os pontos da superfície serão submetidos à este processo, porém, à medida que a ferramenta se distancia de um ponto, menor será a influência do roleteamento sobre ele. Para uma melhor compreensão da interferência entres os pontos roleteados, os autores apresentaram a evolução da tensão residual no ponto em análise (linha 0), a partir da interferência de pontos anteriores e sucessores, assim como a influência do avanço sobre as tensões residuais (Figura 3.19).

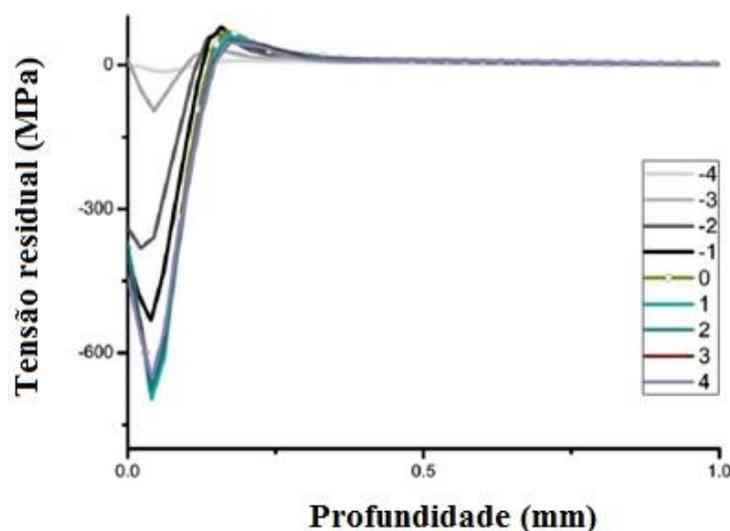


Figura 3.19: Evolução da tensão residual em função do avanço (0,3 mm/rev)
Fonte: adaptado de HE *et al.* (2018).

Neste estudo o ponto em análise (linha 0) foi considerado em uma região onde a tensão residual era aproximadamente nula. Assim, após concluído o primeiro ciclo (ponto -4), Figura 3.19, a sua interferência sobre a tensão residual no ponto 0 foi praticamente nula. Por outro lado, a interferência dos pontos imediatamente antes do ponto 0 (pontos -2 e -1), por exemplo, contribuíram de maneira significativa para o aumento da tensão residual no ponto 0 (HE *et al.*, 2018). Os autores ainda destacam o fato dos pontos posteriores ao ponto 0 (do ponto 1 ao ponto 4), terem pouca influência sobre ele, com a tensão residual neste ponto permanecendo praticamente constante. Finalmente, além do fenômeno da interferência da tensão residual de pontos adjacentes sobre o ponto em estudo, os autores concluíram que a redução do avanço para a faixa de valores estudada (de 0,03 a 0,16 mm/rev) favoreceu o aumento da intensidade e da profundidade de penetração da tensão residual, com a maior intensidade obtida com o uso do avanço mais baixo (0,03 mm/rev). A redução do avanço faz com que as tensões residuais geradas em cada ponto se tornem cada vez mais próximas, eliminando a periodicidade característica de avanços mais altos (HE *et al.*, 2018).

3.3.3.3 Influência do número de passes sobre as tensões residuais

Além da força de roleteamento, o aumento do número de passes da ferramenta favorece tanto a elevação da tensão residual de compressão, quanto a profundidade de penetração alcançada (EL-AXIR, 2000, EL KHABEERY e EL-AXIR, 2001). A elevação do número de passes da ferramenta contribui para o aumento de microdeformações, acarretando um aumento da tensão residual de compressão (ABRÃO *et al.*, 2014b).

Aplicando uma pressão de roleteamento constante de 150 bar, Mohammadi, Sedaghati e Bonakdar (2014) observaram que além de converter a tensão residual de tração em tensão de compressão na superfície, o aumento do número de passes também contribui para um leve aumento da intensidade da tensão de compressão. Todavia, o aumento percentual da tensão de compressão após o primeiro passe mostrou-se muito maior do que o aumento após dois e três passes da ferramenta devido a um processo de saturação do material (MOHAMMADI, SEDAGHATI e BONAKDAR, 2014).

Com o aumento do número de passes da ferramenta, maior será o encruamento do material e, conseqüentemente, tensões residuais de compressão de maior intensidade serão induzidas na região superficial (ABRÃO *et al.*, 2014a). Entretanto, os autores mostram que ao ser comparado à pressão de roleteamento, o número de passes tem pouca influência na indução de tensões residuais de compressão.

Magalhães *et al.* (2017) obtiveram resultados que sustentam essa ideia. Ao aplicarem o processo de roleteamento ao aço AISI 1060 submetido a três tratamentos térmicos diferentes, os autores observaram indução de tensões residuais compressivas para todas as configurações envolvendo pressão de roleteamento e número de passes, porém, a variação do número de passes não alterou de maneira expressiva os valores conseguidos para uma mesma pressão de roleteamento.

3.4 Modelagem numérica (MEF) do roleteamento

A análise por elementos finitos é um método numérico utilizado para resolver problemas em engenharia. Esta técnica baseia-se na montagem de funções de interpolação utilizadas para reduzir o comportamento de um campo infinito de pontos, para um número de pontos finitos (BI, 2018). Em outras palavras, o Método de

Elementos Finitos (MEF) consiste em discretizar o contínuo (elemento de geometria arbitrária) em partes distintas, conectadas entre si por pontos discretos denominados nós. Essas partes distintas são conhecidas como elementos finitos e quando interconectadas reproduzem com boa aproximação a geometria original da estrutura. A Figura 3.20 apresenta o componente original e o modelo discretizado onde observa-se a malha formada por vários elementos de menor complexidade geométrica.

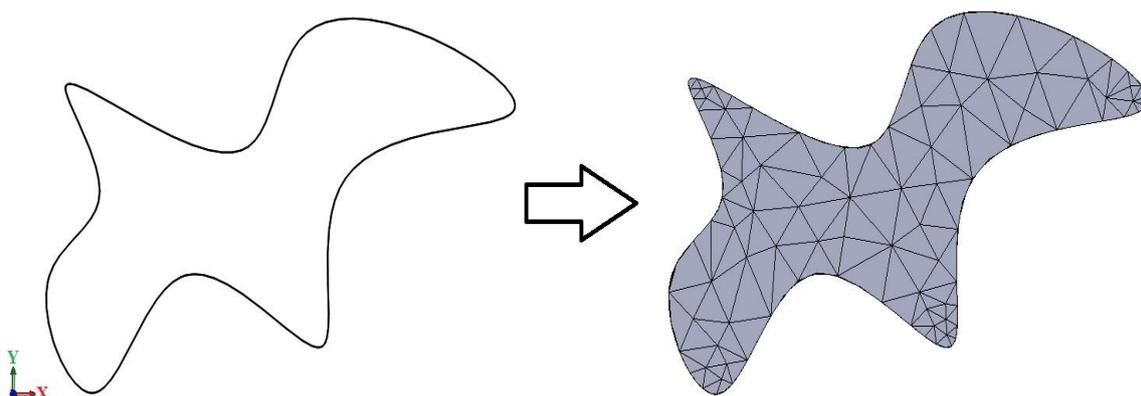


Figura 3.20: Discretização de um objeto de geometria complexa pelo MEF
Fonte: autor (2019).

Por sua vez, a malha é constituída pelos elementos interconectados em toda a extensão da geometria. Além disso, ela representa um número finito de equações geradas simultaneamente que, dada a natureza simples dos elementos, geram matrizes simples capazes de fornecer pequenos deslocamento nos nós ao serem multiplicadas por vetores, resultando também no nível de tensão atuante em cada ponto nodal (BI, 2018).

Com relação à densidade da malha, esta dependerá do tamanho dos elementos utilizados, da geometria dos elementos e do número de nós. Assim, quanto mais refinada a malha (maior número de elementos) e maior o número de nós, mais densa ela será. Essa malha mais densa, embora provoque o aumento do tempo de processamento, proporciona a obtenção de resultados mais próximos da realidade. Além disso, à medida que se aumenta o número de nós do elemento, sua ordem e sua quantidade de graus de liberdade também aumentam, permitindo que a malha produza resultados com maior exatidão.

Uma vez definida a malha com seus respectivos nós e elementos, prossegue-se para a fase de determinação de uma função de forma que represente o comportamento físico do elemento estudado, que é tomada como uma função contínua aproximada para representar a sua solução. Em seguida, desenvolve-se uma equação

para o elemento e monta-se os elementos, ordenando-os de forma a representar a estrutura física proposta, ou seja, gerar a malha. Finalmente, as condições de contorno são aplicadas.

As condições de contorno dizem respeito às condições iniciais de fixação e solicitações atuantes no material. Um exemplo disso são as restrições de movimento do material impostas pelo *software*, impedindo o movimento em determinadas direções. Outro tipo de condição de contorno é o preestabelecimento de uma carga ou mesmo da penetração de um indentador em uma superfície, podendo o critério de parada da simulação numérica ser definido por uma força ou profundidade de penetração específicas. A Figura 3.21 apresenta a discretização de um modelo contínuo em nós e elementos, bem como as regiões do material onde as condições de contorno foram impostas.

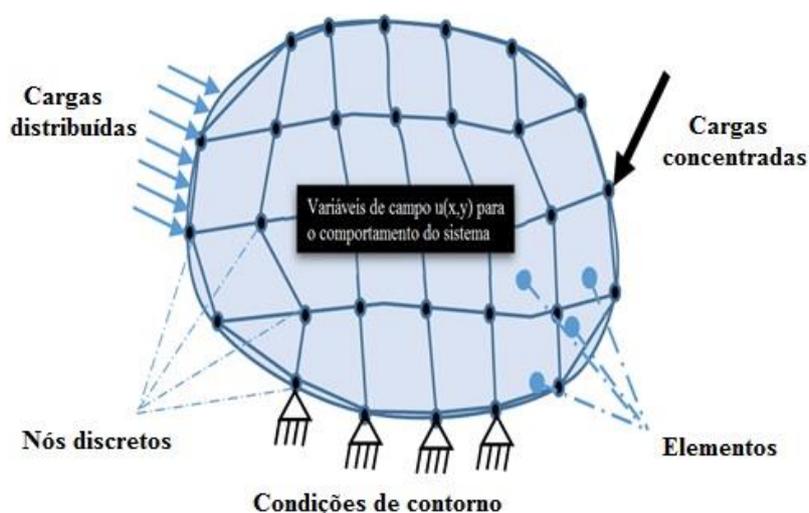


Figura 3.21: Discretização de um modelo com elementos e nós
Fonte: adaptado de Bi (2018).

Entretanto, antes mesmo da definição do tipo de elemento e criação da malha, da escolha de uma função que descreva o comportamento físico do material e da definição das condições de contorno, é necessário realizar a modelagem do sistema em análise por meio de *softwares* de projeto assistido por computador - CAD (*Computer Aided Design*) e determinar as especificações e propriedades mecânicas do material, como a realização de um ensaio de tração, por exemplo. A Figura 3.22 detalha um processo típico pelo MEF com todas as etapas a serem seguidas.

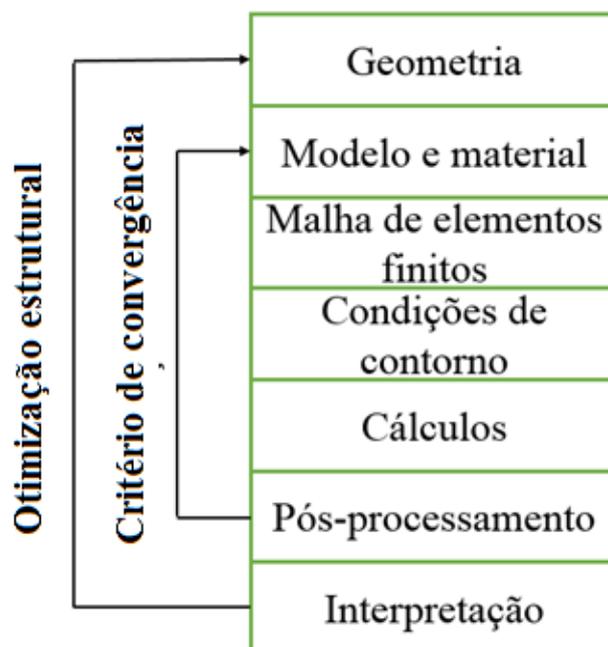


Figura 3.22: Etapas do processo de simulação por elementos finitos
 Fonte: autor (2019).

Ao final da simulação numérica, dá-se início a fase de pós-processamento, onde será possível a visualização da solução obtida por meio de gráficos de deflexão, da tensão mecânica, valores numéricos e animações.

Com os resultados em mãos, além de permitir identificar a localização de pontos de concentração de tensão, é possível verificar questões como a durabilidade do material em estudo. Dessa forma, entender de antemão como esse material se comportará nas condições previstas, pode contribuir de maneira significativa para a redução de custos uma vez que esse processo acusará deficiências no projeto antes mesmo da fabricação das peças.

Ao analisar o roleteamento com rolete em virabrequins do ferro fundido nodular, Courtin, Gardin e Bezine (2003) verificaram pelo MEF a possibilidade de gerar um campo de tensões residuais considerando apenas a pressão de roleteamento. Foi utilizado o *software* ABAQUS para análise estática em que a ferramenta e a peça não possuem movimento relativo e foi possível gerar um campo de tensões residuais semelhante àquele obtido experimentalmente. Entretanto, os valores de entrada utilizados na simulação numérica foram ajustados a fim de gerar um campo de tensão residual obtido experimentalmente. Sayahi, Sghair e Belhadjsalah (2013) realizaram simulações numéricas com o *software* comercial ABAQUS e considerando um modelo elasto-plástico para a liga de titânio Ti-6Al-7Nb. Foi encontrada uma boa relação entre

os resultados numéricos e experimentais. De acordo com a análise realizada, o modelo tridimensional apresentou boa aproximação dos valores de tensões residuais de compressão axial (SAYAH, SGHAIR e BELHADJSALAH, 2013). Por outro lado, devido às simplificações geométricas, o modelo bidimensional foi incapaz de gerar resultados próximos aos experimentais. Segundo Sayahi, Sghair e Belhadjsalah (2013), a diferença entre a tensão residual de compressão máxima calculada numericamente e o valor experimental foi de 40% para o modelo bidimensional e 7% para a simulação tridimensional. Kumar *et al.* (2014) obtiveram valores numéricos próximos aos resultados experimentais para a intensidade e profundidade da tensão residual de compressão após o roleteamento do aço AISI 4140 com variação da força aplicada. Segundo os autores, a diferença entre os valores numéricos e experimentais foi de aproximadamente 10%, sendo a definição da ferramenta como um corpo rígido o fator principal para essa imprecisão.

Em sua pesquisa sobre a influência do roleteamento com esfera sobre a rugosidade final do aço AISI 1042, Bouzid Sai e Sai (2005) definem dois modelos de elementos finitos (elástico e elasto-plástico), usando o *software* Zébulon, para calcular o deslocamento normal (δ) do material na superfície e assim encontrar o valor de rugosidade (R_t). Após a simulação e realização dos experimentos assumindo uma rotação de aproximadamente 530 rpm e força de roleteamento de 150 N, os autores encontraram $\delta = 4,49 \mu\text{m}$ para o modelo plástico, enquanto o modelo elástico forneceu um valor de $R_t = 3,69 \mu\text{m}$ para o deslocamento normal na superfície. Os autores concluíram que ambos fornecem resultados plausíveis, já que o valor encontrado analiticamente pelo modelo de Hertz foi $R_t = 5,20 \mu\text{m}$.

Salrtkulvanich *et al.* (2007) usaram o *software* comercial DEFORM-2D para a análise numérica do processo de roleteamento do aço AISI 52100 e definiram como rígido o elemento rolante enquanto a peça foi considerada um objeto elasto-plástico. Os autores verificaram o aumento da rugosidade a partir do incremento do avanço. Para os autores, o desvio médio aritmético (R_a) obtido na simulação apresentou um padrão próximo aos dados experimentais. Neste caso, para o avanço mais baixo (0,02 mm/rev) os valores experimentais e numéricos de R_a coincidiram, enquanto que para maiores valores do avanço, a rugosidade experimental apresentou valores superiores aos experimentais, com a maior discrepância para 0,08 mm/rev, em que experimentalmente $R_a = 0,4 \mu\text{m}$ ao passo que o seu valor numérico foi de aproximadamente $0,28 \mu\text{m}$. Por outro lado, os valores de R_z obtidos via elementos

finitos diferiram dos resultados experimentais, o que pode ser explicado pelos seguintes fatores (SARTKULVANICH *et al.*, 2007): (i) erro numérico produzido durante o cálculo pelo MEF, (ii) estado plano de tensões assumido pelo método bidimensional, (iii) o fato de o método de elementos finitos não considerar a rigidez e toda a dinâmica do conjunto máquina-ferramenta/peça, (iv) tamanho dos elementos (ferramenta e peça) alterados para a simulação numérica.

Yen, Sartkulvanich e Altan (2004) analisaram a modelagem por elementos finitos aplicada ao processo de roleteamento com rolete e obtiveram resultados mais próximos dos valores experimentais para tensão residual de compressão pelo modelo bidimensional em relação ao modelo tridimensional do *software* DEFOR-2D. Além disso, ao comparar as tensões residuais tangenciais e axiais, os autores observaram que para a tensão residual tangencial, o MEF gerou resultados próximos aos valores experimentais para a profundidade da tensão residual, embora de intensidades diferentes. Por outro lado, a tensão residual axial obtida pelo DEFOR-2D apresentou uma distribuição máxima similar àquela obtida experimentalmente, porém, diferentemente dos resultados experimentais, este método apresentou valores de tensão residual de tração na região próxima à superfície.

A mesma tendência foi observada por Sartkulvanich *et al.* (2007), que mostraram uma boa equivalência entre a tensão residual de compressão tangencial pelo MEF com os valores obtidos experimentalmente, com uma diferença de 4% entre os resultados. Por outro lado, os autores verificaram o aparecimento de tensões residuais de tração na direção axial da superfície do aço AISI 52100 após a simulação numérica. A indução de tensão residual de tração após a simulação do processo de roleteamento pode estar relacionada à simplificação do modelo bidimensional que, modificando a dinâmica do contato entre as superfícies, assume um contato de linha ao invés do contato de um ponto, como acontece entre uma esfera e um cilindro (SARTKULVANICH *et al.*, 2007). Ainda para os pesquisadores, no modelo bidimensional a geometria da ferramenta é modificada de tal maneira que seja mais larga na direção axial, contribuindo para um maior fluxo lateral de material, elevando a tensão residual de tração na direção axial.

Assim como os demais pesquisadores, Rodríguez *et al.* (2012) estudaram o efeito do roleteamento com esfera sobre a qualidade superficial do aço AISI 1045 e observaram, por meio do *software* ANSYS, a indução de tensões residuais de compressão de maior intensidade e profundidade com o aumento da pressão. Em

relação às tensões residuais de compressão tangencial e axial, verificou-se um comportamento diferente entre ambas, com a tensão tangencial apresentando maior intensidade e maior penetração (RODRÍGUEZ *et al.*, 2012). Entretanto, ao comparar os resultados experimentais com os resultados da simulação, a tensão residual de compressão tangencial apresentou resultados mais próximos daqueles conseguidos experimentalmente. (RODRÍGUEZ *et al.*, 2012). Assim, para uma mesma pressão utilizada (20 MPa), foi encontrado um valor de aproximadamente -250 MPa para tensão residual de compressão máxima na direção tangencial simulada, próximo ao valor obtido experimentalmente (-300 MPa). Por outro lado, os valores da tensão compressiva obtidos experimentalmente e por simulação numérica, ambos na direção axial, foram iguais a -800 MPa e 430 MPa, respectivamente.

He *et al.* (2018) também consideraram um modelo bidimensional estático (sem rotação da peça) para investigar a influência do avanço sobre a indução de tensões residuais em uma liga de titânio. Os autores sugerem que a tensão residual gerada em um determinado ponto da superfície é, na verdade, o resultado do efeito da interferência de pontos precedentes, os quais foram anteriormente roleteados, juntamente com a ação do roleteamento em seu próprio ponto. A Figura 3.23 apresenta a distribuição da tensão residual tangencial na superfície em função da variação do avanço (HE *et al.*, 2018).

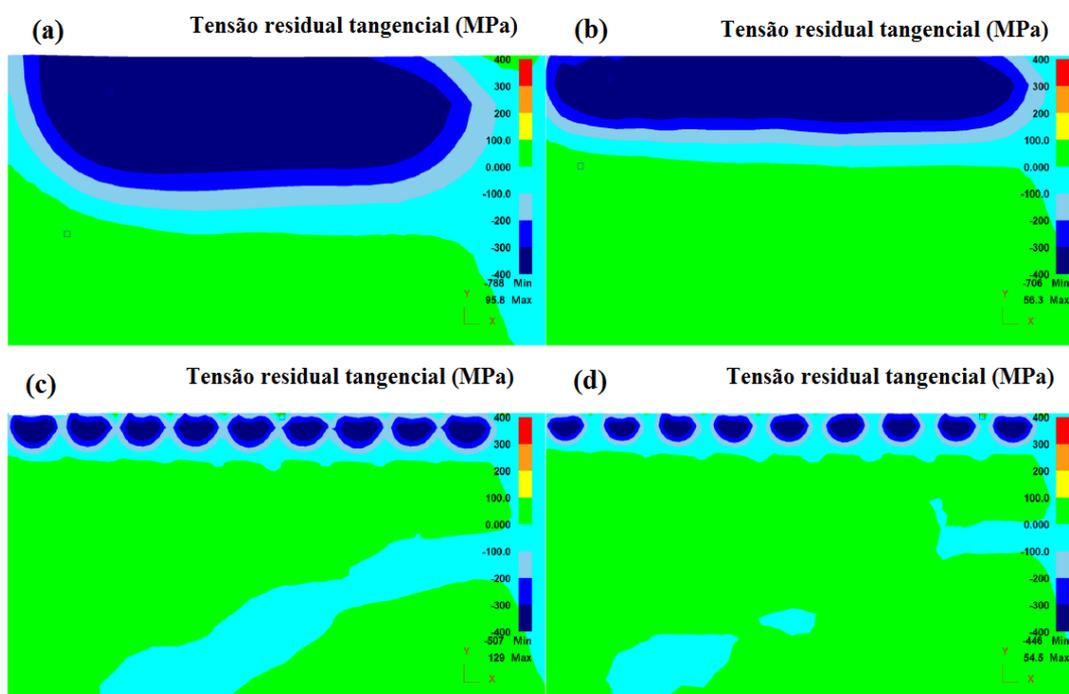


Figura 3.23: Distribuição da tensão residual de compressão tangencial para quatro avanços diferentes: a) 0.03, b) 0.07, c) 0.16, e d) 0.20 mm/rev

Fonte: adaptado de He *et al.* (2018).

Observando a Figura 3.23 gerada após a simulação no *software* DEFORM-2D para uma faixa de avanço entre 0,03 a 0,2 mm/rev, é possível perceber que a influência do roleteamento na indução de tensão residual de compressão ocorre de maneira pontual, de modo que reduzindo o valor do avanço, elimina-se a periodicidade característica de avanços elevados e induz na superfície uma tensão residual compressiva mais uniforme e de maior densidade. Além disso, quando comparados aos resultados experimentais, os valores obtidos por simulação numérica mostraram-se consistentes (HE *et al.*, 2018).

Apesar de muitos estudos relacionados à aplicação do modelo de elementos finitos no processo de roleteamento considerarem um modelo bidimensional em que não há movimento relativo na interface ferramenta/peça, o coeficiente de atrito entre os materiais deve ser considerado.

Hutchings e Shipway (2016) destacam dois modelos em particular, sendo eles o modelo de Coulombe o modelo proposto por Bowden e Tabor desenvolvido no intervalo de tempo entre as décadas de 1930 e 1970. O modelo de Coulomb considera uma situação ideal onde uma superfície composta por asperezas rígidas em forma de cunha desliza sobre outra superfície de mesmo perfil. Segundo Hutchings e Shipway (2016), o modelo de Coulomb falha por desconsiderar a dissipação de energia durante o movimento relativo entre as superfícies, pois a força de atrito é uma força não conservativa. Neste caso, considerando que este modelo assume que a energia do sistema é conservada após o deslizamento, nenhuma força de atrito no nível macroscópico pode ser observada.

Diferentemente do modelo Coulombiano, o modelo para o atrito entre materiais metálicos proposto por Bowden e Tabor considera a força de atrito como sendo a resultante de duas outras forças: uma força de adesão entre as asperezas em contato e uma força de deformação, necessária para sulcar as asperezas do material mais duro através da superfície mais macia (HUTCHINGS e SHIPWAY, 2016). Segundo os autores, levando em consideração o modelo de Bowden e Tabor, a soma das contribuições da força de adesão e da força de deformação para o coeficiente de atrito entre materiais metálicos não deve exceder 0,3.

4. METODOLOGIA

Neste capítulo são apresentadas as etapas necessárias para a modelagem e análise numéricas do roleteamento com rolete. Primeiramente, os aspectos referentes ao material da peça são abordados: dureza (H), composição química, módulo de elasticidade (E), limite de escoamento (σ_e), tensão máxima (σ_{urs}), taxa de deformação (ϵ), coeficiente de encruamento (n), coeficiente de resistência (k), desvio médio aritmético (R_a) e altura total do perfil antes do roleteamento (R_{ti}). Em seguida, o processo de geração da malha necessária à simulação, no *software* DEFORM-2D, bem como a definição das condições de contorno são definidas. Finalmente, os procedimentos utilizados para avaliar o acabamento da superfície, a deformação efetiva e as tensões residual e efetiva são discutidas. As etapas estão divididas em pré-processados, processados e pós-processados, os quais se referem à modelagem, à simulação numérica e à análise dos dados após a simulação. O fluxograma com os procedimentos adotados é mostrado na Figura 4.1.

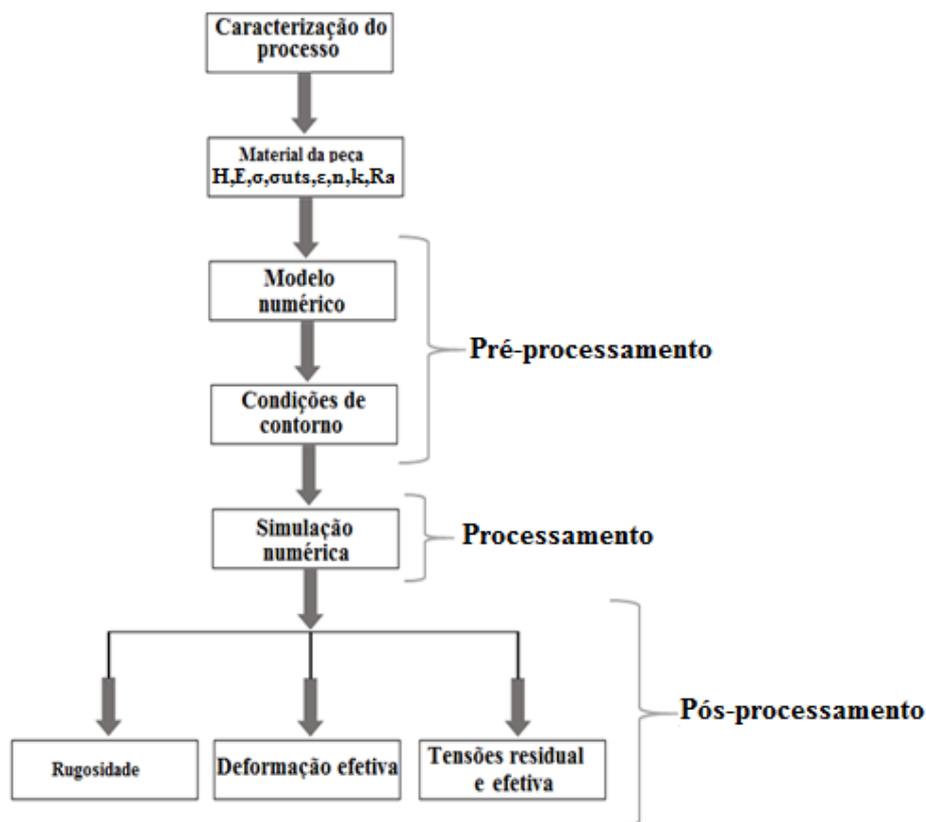


Figura 4. 1: Fluxograma utilizado na metodologia
Fonte: autor (2019).

4.1 Material da peça

Para a realização deste trabalho, o aço ABNT 4140 temperado e revenido (40 ± 2 HRC) foi escolhido como material da peça. A Tabela 4.1 mostra a composição química nominal do aço ABNT 4140, obtida por meio de uma espectrometria ótica – base ferro (LEAL, 2019).

Tabela 4. 1 Composição química nominal do aço ABNT 4140 (% em peso)

C	Mn	P	S	Si	Cr	Mo
0,3925	0,8021	0,0247	0,0155	0,2419	0,9645	0,1969

Fonte: LEAL (2019).

Como experimentalmente o processo de roleteamento ocorre a partir da deformação plástica da peça, o limite de escoamento (σ_e) do material deve ser superado pela ferramenta. Para a determinação dessa propriedade, dados referentes ao ensaio de tração do material foram coletados. Após a realização do ensaio, para uma tensão relativa a um valor de 0,2% de deformação, foi encontrado um limite de escoamento (σ_e) de 1181 ± 43 MPa para o aço ABNT 4140 temperado e revenido (LEAL, 2018).

A tensão máxima de engenharia (σ_{urs}) também foi obtida, apresentando valor de $1364 \pm 66,33$ MPa. A tensão máxima de engenharia foi necessária tanto para a geração da curva de fluxo (compreendida no intervalo entre o limite de escoamento e a tensão máxima) quanto para a determinação da tensão que o material é capaz de suportar antes de apresentar danos na superfície em função do encruamento excessivo. Esses valores foram obtidos a partir da curva verdadeira, mostrada a seguir na Figura 4.2, conseguida por meio dos valores médios de dois ensaios de tração do aço ABNT 4140. A taxa de deformação $\dot{\epsilon}$ foi de 10 mm/min(LEAL, 2018).

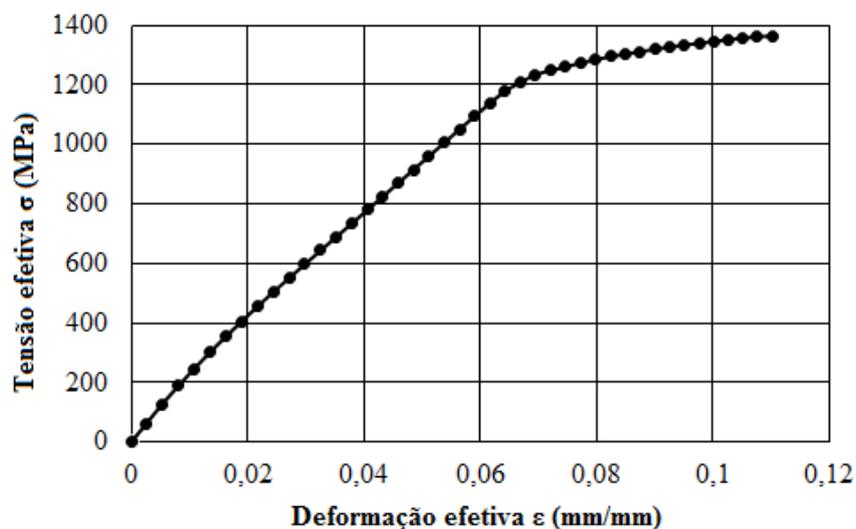


Figura 4. 2: Curva verdadeira de tensão vs deformação para o aço ABNT 4140
 Fonte: adaptado de LEAL (2019).

A medida da rigidez do material dentro da região elástica é definida pelo seu módulo de elasticidade (E), e o seu valor pode ser obtido pela relação entre a tensão (σ) e a deformação (ϵ), a partir da Equação 4.1.

$$E = \frac{\sigma}{\epsilon} \quad (4.1)$$

Segundo Callister e Rethwisch (2016), o módulo de elasticidade de um material está diretamente relacionado às forças de ligação interatômicas dos átomos. Assim, quanto maior o módulo de elasticidade, mais energia será necessária para deformar elasticamente um material e mais rígido ele será. Os valores para o módulo de elasticidade de ligas de aço e materiais cerâmicos são de aproximadamente 210 e 420 GPa, respectivamente (CALLISTER e RETHWISH, 2016).

Embora o ensaio de tração tenha fornecido as propriedades mecânicas do material até a fratura, para o estudo do comportamento plástico do material foi necessário determinar o coeficiente de resistência (k) e o coeficiente de encruamento (n), a fim de obter uma equação para a curva de fluxo do material. Para a aquisição desses valores, somente a região plástica do material foi considerada. A Figura 4.3 apresenta a curva verdadeira linearizada no regime plástico até a tensão máxima. Uma equação na forma de potência foi obtida por meio desta curva.

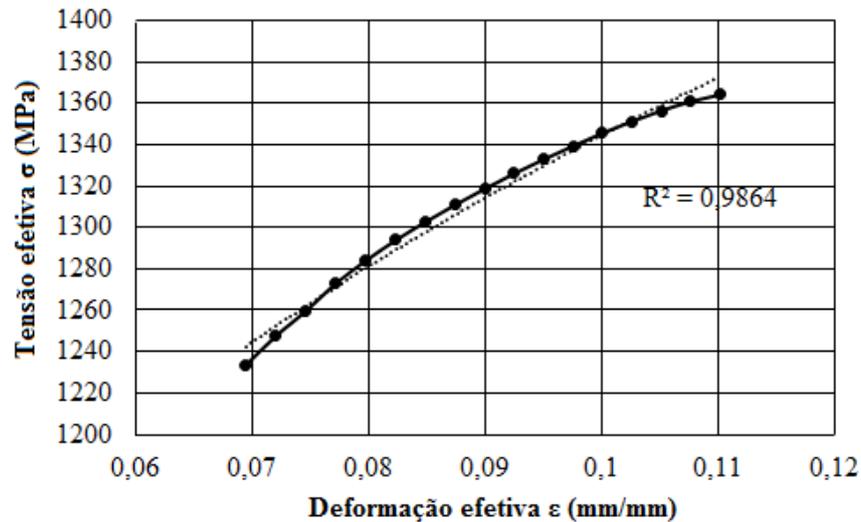


Figura 4. 3: Linearização da curva verdadeira no regime plástico para a determinação de k e n
Fonte: adaptado de LEAL (2019).

Como pode ser percebido na Figura 4.3, um valor maior que σ_e , em torno de 5% de deformação plástica foi escolhido como ponto inicial da curva, enquanto a tensão máxima (σ_{urs}) foi utilizada como ponto final. A escolha por um valor acima do limite de escoamento foi necessária para evitar a escolha de valores na zona de transição entre o regime elástico e o regime plástico que, por sua vez, poderiam fornecer resultados discrepantes para k e n. A Equação 4.2 e a Equação 4.3 apresentam a forma genérica da equação de Hollomon e a equação de Hollomon para o aço ABNT 4140 temperado e revenido. O valor do coeficiente de resistência é $k = 2212,6$ MPa e do coeficiente de encruamento é $n = 0,2164$.

$$\sigma = k \cdot \varepsilon^n \quad (4.2)$$

$$\sigma = 2212,6 \cdot \varepsilon^{0,2164} \quad (4.3)$$

Embora a equação de Hollomon seja automaticamente gerada pelo *software* Excel, é possível determiná-la por meio de dois pontos conhecidos da curva de fluxo. A Tabela 4.2 apresenta dois pontos selecionados para a determinação analítica da equação de Hollomon.

Tabela 4. 2: Dados para o cálculo de k e n para a elaboração da equação de Hollomon

σ_1	ϵ_1	σ_{urs}	ϵ_{urs}
1233,36	0,069479	1364,00	0,110109

Fonte: autor (2019).

A partir da equação de Hollomon (EQUAÇÃO 4.2), tem-se que:

$$\sigma = k \cdot \epsilon^n \rightarrow \ln \sigma = \ln k + n \cdot \ln \epsilon$$

- $\ln 1233,36 = \ln k + n \cdot \ln 0,069479$
- $\ln 1364,00 = \ln k + n \cdot \ln 0,110109$

Para a relação mostrada acima, os valores do coeficiente de resistência e do coeficiente de encruamento foram 2209,65 MPa e 0,2186, respectivamente. Essa análise foi realizada apenas a título de demonstração, com a Equação 4.3 sendo utilizada para representar o comportamento da curva de fluxo do material no *software* DEFORM-2D.

Como o processo de roleteamento é realizado à temperatura ambiente, a definição dessas propriedades torna-se crucial, pois o processo ocorre a partir do encruamento do material.

Apesar de vários trabalhos já terem realizado análises numéricas bidimensionais do roleteamento, diferentemente dos demais trabalhos, neste a rugosidade do material obtida após o torneamento foi introduzida no modelo numérico a fim de analisar a sua influência no processo. Além disso, os picos de rugosidade foram tomados como referência, com a simulação numérica iniciando e finalizando sobre um pico de rugosidade, percorrendo a distância de 0,2 mm (avanço do torneamento).

A escolha do pico de rugosidade como ponto inicial para a simulação numérica do roleteamento foi baseada em um estudo experimental que sugere essa posição como sendo ideal para o processo (YU e WANG, 1999). Assim, dados referentes à rugosidade do aço ABNT 4140 temperado e revenido após o torneamento foram utilizados (MARTINS, 2019).

Durante seus experimentos, Martins (2019) utilizou um torno CNC ROMI Centur 30S (potência do motor principal de 5,5 kW e rotação máxima de 3500 rpm) para o torneamento de corpos de prova posteriormente utilizados em ensaios de roleteamento, variando a velocidade de corte (v_c), o avanço (f) e a profundidade de

usinagem (a_p). Uma vez realizada a operação de torneamento, foi utilizado o perfilômetro Hommel Etamic T8000 da Hommelwerke para medir a rugosidade das peças. O valor do desvio médio aritmético após o teste de perfilometria foi $R_a = 2,8\mu\text{m}$ e para a altura total do perfil foi $R_t = 15\mu\text{m}$, ao utilizar uma velocidade de corte de 45 m/min, avanço de 0,2 mm/rev e profundidade de usinagem de 1,0 mm (MARTINS, 2019).Entretanto, o valor de R_a foi utilizado neste trabalho somente para definir o avanço de roleteamento por meio do *software* HertzWin.

4.2 Modelamento numérico

Após definir o material da peça, suas propriedades mecânicas e a rugosidade após o torneamento, teve início a etapa de definição da geometria e das dimensões da peça e do diâmetro da ferramenta. O *software* SOLIDWORKS™ foi utilizado para a criação do modelo. A Figura 4.4 apresenta o modelo tridimensional da peça em formato de disco com diâmetro de 70 mm e espessura de 7,5 mm. Já para a ferramenta foi considerado um rolete com a parte cilíndrica com comprimento de aproximadamente 15 mm de comprimento e diâmetro de 5 mm.

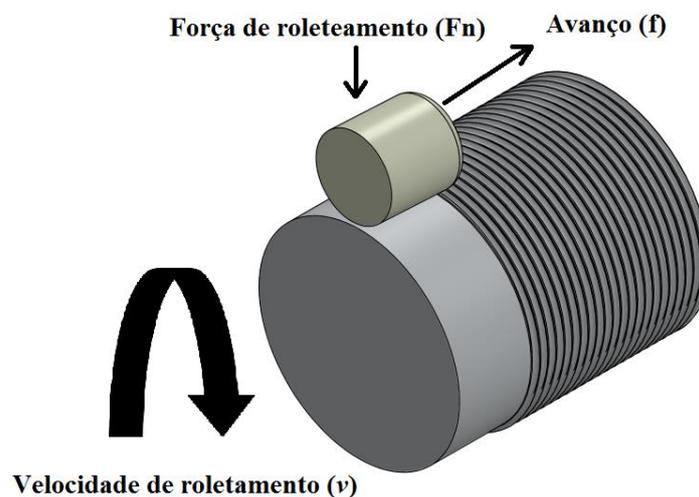


Figura 4. 4: Modelo tridimensional do roleteamento com rolete a ser analisado numericamente
Fonte: autor (2019).

Considerando o fato de que muitas pesquisas têm destacado a pouca influência da velocidade de roleteamento sobre os resultados finais, um modelo bidimensional, o qual desconsidera a velocidade de rotação, foi considerado suficiente

para o estudo em questão. Uma vista frontal da configuração do processo apresenta o modelo bidimensional na Figura 4.5.

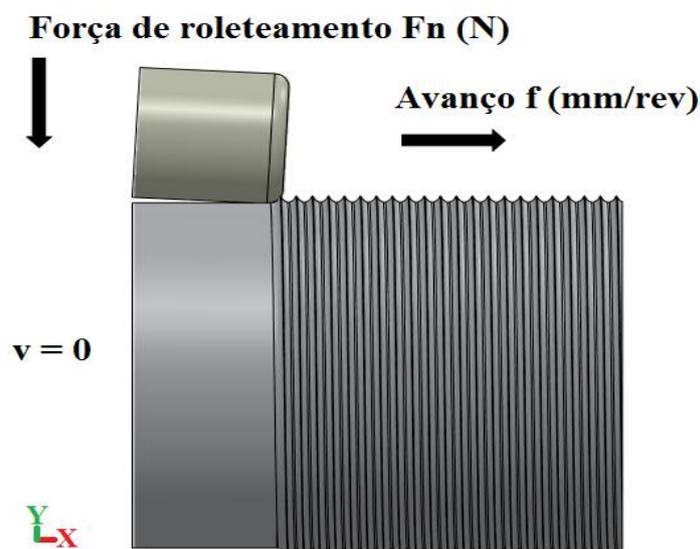


Figura 4. 5: Modelo bidimensional do processo de roleteamento com rolete
Fonte: autor (2019).

O propósito deste trabalho é observar o efeito do avanço e da força de roleteamento sobre a rugosidade, a deformação efetiva e as tensões residuais e efetivas empregando um modelo bidimensional. Para a modelagem e análise por elementos finitos utilizou-se o *software* comercial DEFORM 2D (STFC). Considerando o fato de que grande parte das ferramentas de roleteamento é fabricada com materiais de elevado módulo de elasticidade como carboneto de tungstênio e cerâmicas, um valor de $E = 420$ GPa foi atribuído ao rolete. Assim, em virtude do elevado módulo de elasticidade, o rolete foi caracterizado como elemento rígido, não sendo necessária a sua discretização ou definição de suas propriedades mecânicas.

Por tratar-se de um modelo não-linear em que se desejava verificar as tensões residuais, o material foi modelado com uma formulação elasto-plástica. A Figura 4.6 apresenta a geometria e as dimensões da peça usada no MEF. Várias simulações numéricas foram realizadas para a determinação desses valores. Assim, considerando que o diâmetro da peça é muito maior do que a profundidade de roleteamento, esta pode ser simplificada para uma geometria retangular com dimensões $1,25 \times 0,75$ mm, enquanto a ferramenta permaneceu com a dimensão original. Apesar disso, as novas dimensões do material não comprometeram os valores numéricos obtidos após a simulação numérica.

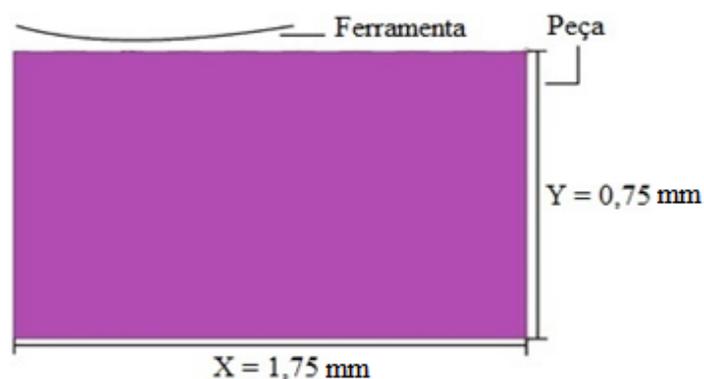


Figura 4. 6: Dimensão e geometria do material para o modelo numérico
Fonte: autor (2019).

Para a geração da malha de elementos finitos, foi levado em consideração o tipo de processamento aplicado e as variáveis a serem analisadas após a simulação numérica. Dessa forma, uma vez que a variação da rugosidade, a deformação efetiva e a indução de tensões residuais ocorrem na superfície do material e em regiões mais próximas a esta, foi utilizada nesta região uma malha mais refinada (maior número de elementos) com o intuito de aumentar a exatidão nesta área. Por outro lado, as regiões mais afastadas, as quais sofreram pouca ou nenhuma influência do processo de roleteamento foram modeladas com elementos mais grosseiros a fim de reduzir o tempo de processamento. Por fim, entre a região próxima à superfície (malha fina) e a região correspondente ao núcleo do material (malha grosseira) foi inserida uma região de transição com elementos de tamanho intermediário. A Figura 4.7 apresenta o modelo discretizado. Percebe-se que a região superficial foi discretizada com elementos de 0,001 mm, enquanto a região mais distante da superfície foi discretizada com elementos de 2,5 mm. O material a ser estudado foi discretizado no final com 10175 elementos quadrados e 10387 nós (Figura 4.7). A malha foi gerada no *software* DEFORM-2D.

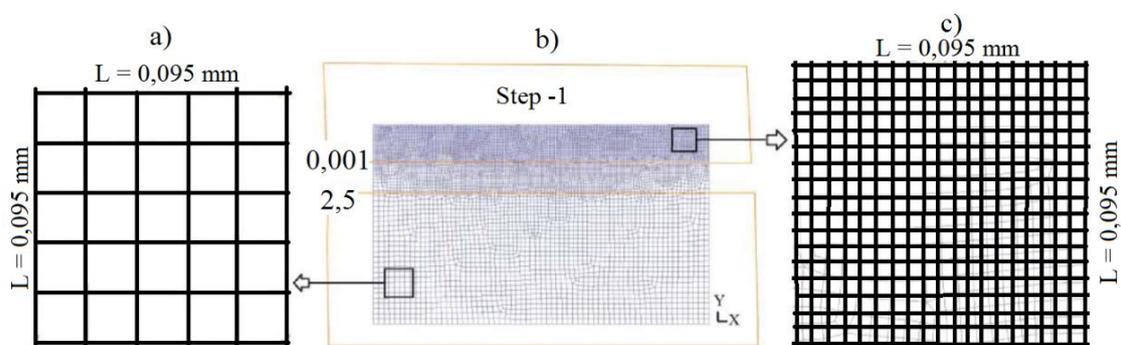


Figura 4. 7: Modelo discretizado com o tamanho dos elementos: (a) elementos na região mais distante da superfície de 2,5 mm, (b) malha completa e (c) elementos de 0,001 mm utilizados na superfície
Fonte: autor (2019).

Após a geração da malha de elementos finitos, uma curva de fluxo com base na equação de Hollomon (Equação 4.3) foi inserida no software DEFORM-2D a fim de representar o comportamento mecânico do material durante a simulação numérica do processo.

Devido à natureza elasto-plástica do material, regiões adjacentes do material podem apresentar diferentes taxas de deformação devido à sua natureza não-linear. Assim, foi gerada, experimentalmente, uma curva de fluxo a partir da equação de Hollomon (Equação 4.3). Em seguida, esta curva foi extrapolada para outras três taxas de deformação por meio do aplicativo numérico DEFORM-2D. A extrapolação da curva de fluxo experimental para três novas taxas de deformação, apresentada a Figura 4.8, foi necessária por tratar-se de um processo realizado à temperatura ambiente, com o consequente encruamento do material.

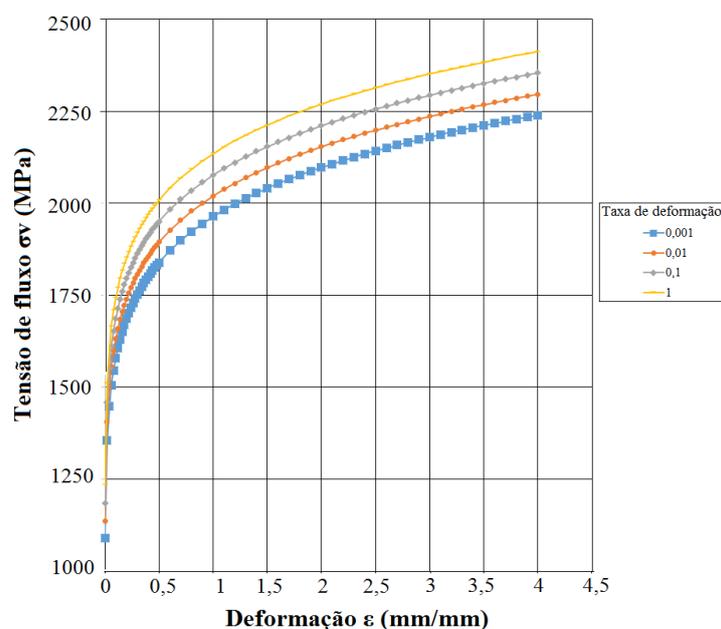


Figura 4. 8: Curva de fluxo extrapolada com três novas taxas de deformação
Fonte: autor (2019).

4.3 Condições de contorno

Na Figura 4.9 estão apresentadas as condições de contorno utilizadas para restringir o movimento do material em análise nas laterais e na base, isto é, nas regiões onde não há contato com a ferramenta. Neste caso, V_x representa a restrição ao movimento nas laterais do material, enquanto V_y representa a restrição ao movimento

na base. Além disso, devido à pequena área de contato entre a ferramenta e o material, um coeficiente de atrito de 0,2 foi utilizado na interface. Assim, a Lei de Coulomb para o atrito foi utilizada, desconsiderando as parcelas do coeficiente de atrito provindos da adesão e da deformação entre os materiais previstos no modelo de Bowden e Tabor.

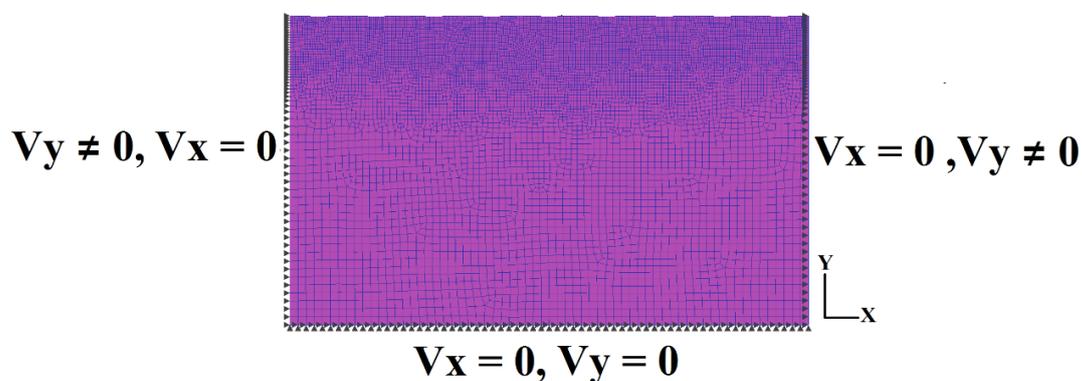


Figura 4. 9: Condições de contorno
Fonte: autor (2019).

Segundo Kumar *et al.* (2014), o ciclo de carga da ferramenta pode ser analisado por dois métodos de controle durante a simulação numérica: o controle de força ou de deslocamento da ferramenta. Para o primeiro, o elemento rolante pressiona a superfície do material até que a carga desejada seja atingida para cada ciclo de penetração. Por sua vez, o método de deslocamento da ferramenta considera a profundidade de penetração da ferramenta na peça, sendo esse deslocamento definido como critério de parada no modelo numérico (SARTKULVANICH *et al.*, 2007; SAYAHI, SGHAIR e BELHADJSALAH, 2013). Neste trabalho, o método de controle pela força foi utilizado, sendo os valores 150, 300 e 450 N escolhidos como critério de parada. Entretanto, apesar dos valores fixados serem os valores da força de roleteamento, o deslocamento poderá variar em função da rugosidade. A Figura 4.10 apresenta as etapas necessárias para a aplicação da força pelo método escolhido (HE *et al.*, 2018).

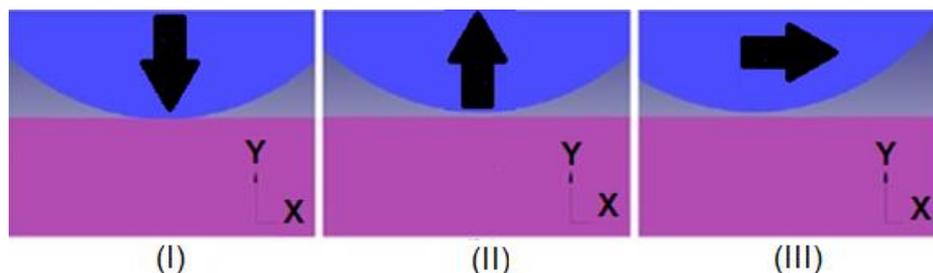


Figura 4. 10: Etapas do método de controle da força: (I) aplicação da carga, (II) remoção da carga e (III) avanço

Fonte: autor (2019).

Essa técnica pode ser dividida em três etapas:

- Etapa I (aplicação da carga): movimento vertical da ferramenta em Y para aplicação da força de roleteamento. Uma vez atingida a força desejada, a etapa inicial é finalizada. (Figura 4.10-I)
- Etapa II (retirada da ferramenta): remoção da carga aplicada, com a ferramenta retornando à posição inicial.(Figura 4.10-II)
- Etapa III (avanço): após retornar à posição inicial, dá-se início à etapa de avanço, com o deslocamento da ferramenta no eixo X, assumindo o valor do avanço. Após a ferramenta deslocar-se horizontalmente, a etapa III terá sido completada e o ciclo será novamente realizado. (Figura 4.10-III).

O método de controle da força foi utilizado neste trabalho. Primeiramente, foi realizado para cada uma das forças analisadas uma indentação inicial sobre a peça, definindo como critério de parada (no *software* DEFORM-2D) o valor da carga escolhida. Uma vez atingido esse valor, a etapa I era finalizada, dando início à etapa II (remoção da carga). O valor do deslocamento realizado pela ferramenta até que a força desejada fosse atingida era então computado, servindo como parâmetro de entrada nos ciclos subsequentes. A Figura 4.11 apresenta a relação entre força de roleteamento e deslocamento da ferramenta sobre o material para as três cargas analisadas (150, 300, e 450 N) ao final da etapa I para o primeiro ciclo: 0,00281 mm para 150 N, 0,00484 para 300 N e 0,00625 mm para 453 N. Embora inicialmente a terceira força de roleteamento escolhida para ser analisada tenha sido 450 N, houve uma diferença de 3 N para o valor utilizado na simulação numérica. Esta diferença entre o valor real e o simulado está associada ao tamanho do elemento empregado na malha. Para corrigir este erro, isto é,

atingir um valor exato de 450 N seria necessário gerar a malha com elementos menores, o que acarretaria um aumento do tempo computacional.

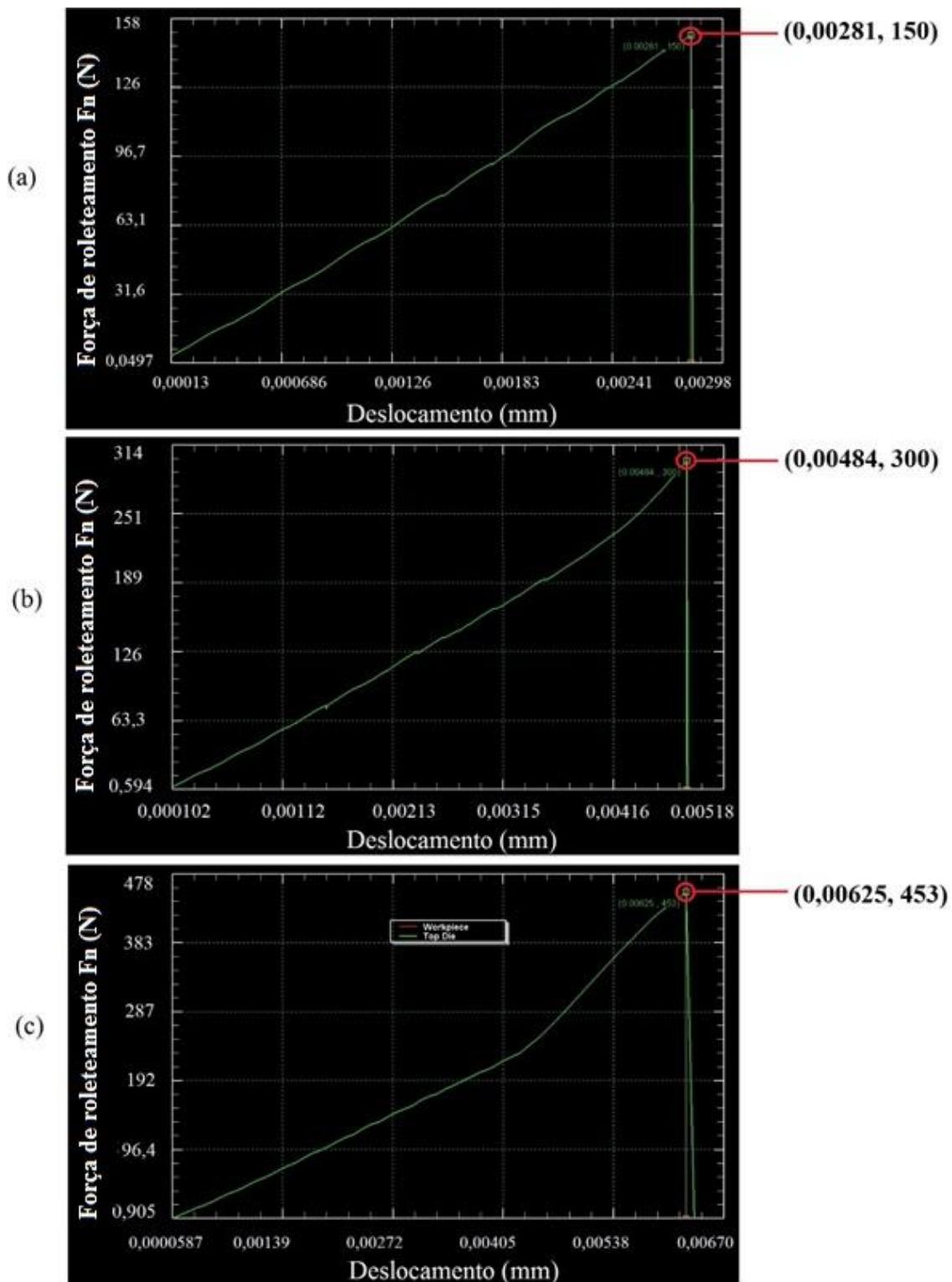


Figura 4. 11: Relação entre a força de roleteamento e o deslocamento da ferramenta: (a) 150 N, (b) 300 N e (c) 450 N

Fonte: autor (2019).

Após a definição do valor do deslocamento da ferramenta sobre a peça para cada força de roleteamento aplicada, este valor foi tomado como parâmetro de entrada juntamente com o avanço da ferramenta (metade da largura da linha de contato), constituindo os valores a serem fornecidos ao programa para a realização da simulação numérica. A Figura 4.12 mostra a curva que relaciona a força de roleteamento com o deslocamento da ferramenta para o material estudado.

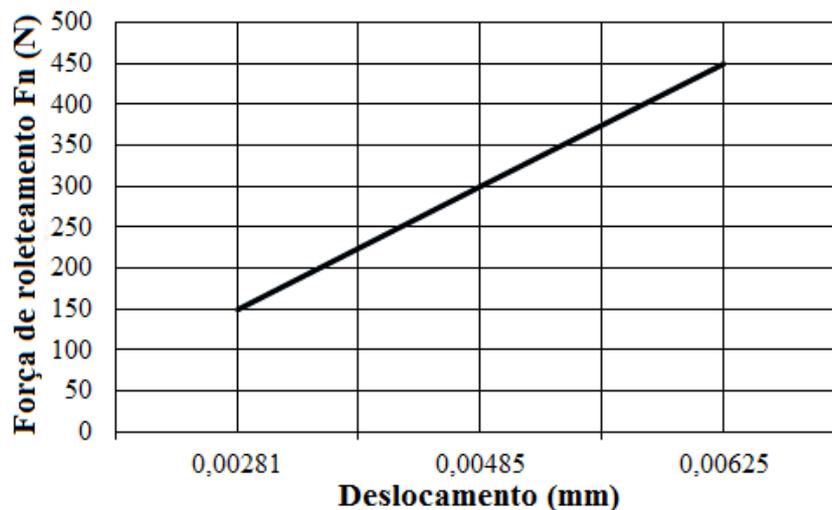


Figura 4. 12: Deslocamento da ferramenta em função da força de roleteamento
Fonte: autor (2019).

Por sua vez, o avanço da ferramenta, necessário para a realização da etapa III, foi definido a partir do *software* HertzWin. Como é sabido, a Equação de Hertz pode ser utilizada, por exemplo, para a definição do raio de contato entre dois materiais. No entanto, para que resultados coerentes sejam conseguidos, é necessário que alguns requisitos sejam observados. Dentre as condições impostas pelo modelo de Hertz, Vishwakarma, Shivhare e Nanda (2012) citam, entre outras restrições, o fato das superfícies serem consideradas perfeitamente polidas, não considerando a rugosidade. No entanto, o *software* HertzWin possibilita calcular a largura da linha de contato (2b) para um contato de linha (cilindro/cilindro), em que tanto a elasticidade do material quanto a rugosidade sejam consideradas. Este programa faz uso de um método de integração numérica e fornece automaticamente os resultados em tabelas e diagramas (BERCZYŃSKI, GROCHAŁA e GRZAÐZIEL, 2015).

A Tabela 4.3 detalha os valores do módulo de elasticidade (E), do coeficiente de Poisson e da tensão de escoamento para ambos os materiais (ferramenta e peça). Esses valores, juntamente com o desvio médio aritmético obtido no torneamento

($R_a = 2,8\mu\text{m}$), foram obtidos experimentalmente e utilizados para o cálculo da largura da linha de contato ($2b$) por meio do *software* HertzWin (LEAL, 2019; MARTINS, 2019).

Tabela 4. 3: Propriedades do material da peça e da ferramenta

	E (GPa)	ν	σ_e (MPa)
Ferramenta	420	0,29	1900
Peça	210	0,29	1182

Fonte: autor (2019).

Com esses dados em mãos, deu-se início à fase de definição da metade da largura da linha de contato (b) entre a ferramenta e a peça para as condições de 150, 300 e 450 N de força. A Figura 4.13 fornece o valor da metade da largura da linha de contato ($b = 19,72\ \mu\text{m}$), para a condição de 150 N para um contato de linha obtido pelo *software* HertzWin.

The screenshot displays the HertzWin software interface with several key sections highlighted by black boxes:

- Material properties:** Shows properties for Body 1 (Young's modulus: 420 GPa, Poisson's ratio: 0,29, Maximum stress: 1900 MPa) and Body 2 (Young's modulus: 210 GPa, Poisson's ratio: 0,29, Maximum stress: 1182 MPa).
- Force:** Shows a normal force of 150 Newton.
- Dimensions and contact type:** Shows 'Line contact' selected. Body 1 has a radius of 2,5 mm. Body 2 has a radius of 35 mm and a roughness of 2,8 μm .
- Results:** Shows the half contact width b as 19,72 μm . Other results include Hertz contact stress (645,8 MPa), Max. shear stress (193,9 MPa), and Von Mises stress (362,9 MPa).

Figura 4. 13: Metade da largura da linha de contato obtido pelo *software* HertzWin
Fonte: autor (2019).

Na Figura 4.13 encontram-se destacados, além dos dados referentes aos materiais (módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson e limite de escoamento), os valores da força de roleteamento aplicada (150 N), bem como as dimensões e o tipo de contato: raio do corpo de prova de 35 mm e da ferramenta de 2,5 mm e desvio médio

aritmético $R_a = 2,8 \mu\text{m}$. Com esses dados, foi obtido como resultado um valor de $19,72 \mu\text{m}$ para a metade da largura da linha de contato. Por sua vez, este valor foi tomado como o avanço ideal a ser utilizado no roleteamento. Os avanços (metade da largura da linha de contato) para as condições de 300 e 450 N de força foram determinados seguindo o mesmo procedimento.

Como o objetivo deste trabalho é modelar e analisar o roleteamento no intervalo de um pico ao outro em uma marca de avanço (0,2 mm), considerando diferentes valores de avanço obtidos para as três forças de roleteamento aplicadas, foi preciso determinar o número de ciclos de aplicação de força pela ferramenta durante a simulação numérica. A Tabela 4.4 apresenta os valores do avanço (metade da largura da linha de contato) e do número de ciclos necessários para simular o roleteamento em uma marca de avanço (0,2 mm). Além do avanço definido pela metade da largura da linha de contato entre a ferramenta e a peça, foi escolhido mais um avanço para cada força, neste caso, um valor equivalente a largura total da linha de contato (2b). O comprimento de roleteamento, definido como o produto entre o número de ciclos e o avanço, também encontra-se destacado na Tabela 4.4.

Tabela 4. 4: Valores referentes ao número de ciclos para cada condição

Força de roleteamento F_n(N)	Metade da largura da linha de contato (μm)	Avanço f ($\mu\text{m}/\text{rev}$)	Número de ciclos	Comprimento final roleteado (mm)
150	19,72	19,72	11	0,21692
150	19,72	39,44	6	0,23664
300	27,88	27,88	8	0,22304
300	27,88	55,76	4	0,22304
450	34,15	34,15	6	0,2049
450	34,15	68,30	3	0,2049

Fonte: autor (2019).

4.4 Análise do acabamento da peça roleteada

A análise do acabamento foi realizada de forma qualitativa e quantitativa. Para a análise qualitativa, foi tomado como referência o segundo pico dentro do intervalo de roleteamento (0,2 mm), o qual foi analisado antes do início do primeiro ciclo (*step* -1) e após a remoção da ferramenta no último ciclo para cada força de roleteamento. Esta análise foi realizada com base no deslocamento de material (δ) para todas as condições estudadas.

Para a análise quantitativa, foi utilizado como parâmetro a altura total do perfil (rugosidade R_t), definida como a distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo dentro do comprimento de avaliação. De acordo com Machado *et al.* (2015), uma aproximação do parâmetro R_{ti} após o torneamento, desconsiderando fatores como vibração da máquina e desgaste da ferramenta, pode ser calculado teoricamente por meio da Equação 4.4.

$$R_{ti} = \frac{f^2}{8 \cdot r_e} \quad (4.4)$$

Para o uso da Equação 4.4 é necessário que o avanço seja menor do que o raio de ponta da ferramenta de corte. Dessa forma, utilizando-se dos valores do avanço ($f = 0,2$ mm/rev) e do raio de ponta da ferramenta ($r_e = 0,8$ mm) utilizados por Martins (2019) no torneamento do aço ABNT 4140 temperado e revenido, foi obtido um valor teórico de $R_{ti} = 6,25$ μ m, representando a rugosidade inicial do material antes da simulação numérica.

Em seguida, para definir o fator de rugosidade R_t após a simulação numérica, foi utilizado o modelo analítico desenvolvido por Sai e Sai (2005) (Equação 3.5).

Enquanto os valores de R_{ti} e h foram definidos de forma analítica com base nos parâmetros utilizados tanto no torneamento prévio como nos parâmetros do roleteamento, o deslocamento de material (δ) foi fornecido como parâmetro de saída após a simulação numérica pelo *software* DEFORM-2D.

4.5 Avaliação da deformação efetiva

Para avaliar a deformação efetiva, foi considerada apenas a região onde o roleteamento ocorreu, sendo verificada a intensidade máxima da deformação, a profundidade da camada deformada, bem como o seu comprimento.

A intensidade da deformação efetiva foi avaliada a partir de escalas de gradientes de cores, as quais permitiram identificar tanto a intensidade das deformações, quanto as regiões onde estavam localizadas. Gráficos de contorno também auxiliaram na análise das deformações.

A profundidade da camada afetada e o seu comprimento foram analisadas por meio de funções de medição similares a réguas, presentes no *software* DEFORM-2D. Para uma maior padronização e precisão dos resultados, os traços utilizados para medir a profundidade foram feitos em elementos pertencentes a mesma coluna, enquanto para a largura, os elementos de uma única linha foram utilizados como referência.

4.6 Geração do perfil das tensões residuais e análise da tensão efetiva

O estudo do perfil das tensões residuais foi realizado para todas as condições simuladas. Neste estudo, foi avaliada a intensidade máxima da tensão induzida na superfície do material e a sua profundidade de penetração. Para tanto, a função estado variável entre dois pontos (*State Variable Between Two Points*) do *software* DEFORM-2D foi utilizada. Essa função permite analisar a intensidade das tensões residuais de maneira pontual no intervalo selecionado. Assim, foi definido um ponto inicial (P0) sobre a superfície e um ponto final (P1) em uma região abaixo da superfície onde as tensões residuais eram nulas. Nesse intervalo selecionado (P0 – P1) foram gerados 200 pontos que formaram uma reta perpendicular à superfície, gerando o perfil da tensão residual. A Figura 4.14 mostra a utilização da função estado variável entre dois pontos para a geração do perfil da tensão residual. A região escolhida para ser analisada foi aquela que apresentou uma tensão residual de maior intensidade de acordo com o *software* DEFORM-2D.

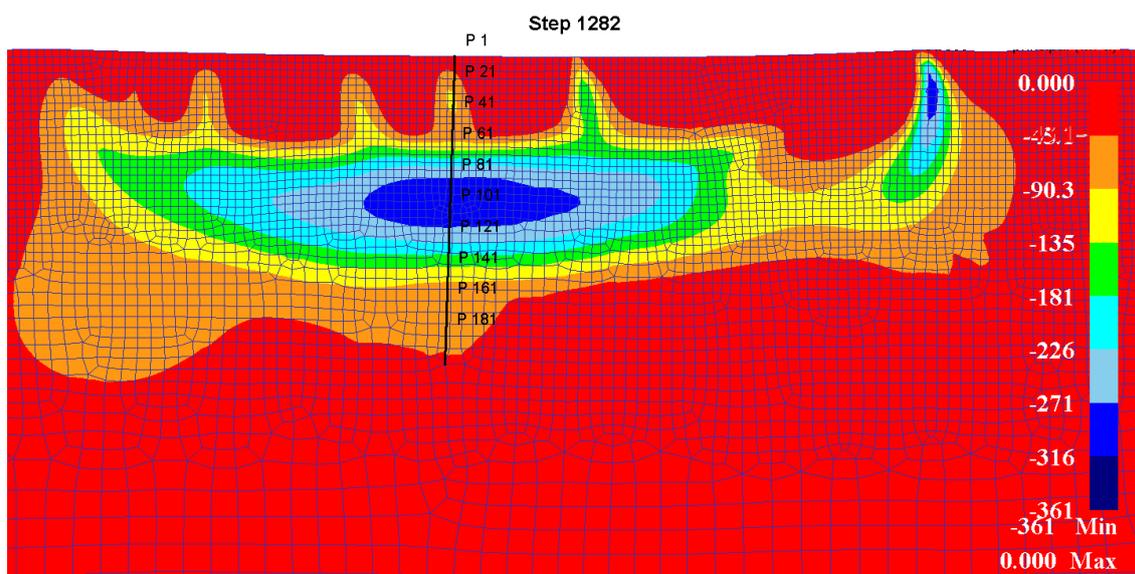


Figura 4. 14: Metodologia para coleta da tensão residual induzida após o roleteamento
Fonte: autor (2019).

Para a análise das tensões efetivas impostas ao material, utilizou-se a mesma metodologia aplicada para avaliação a deformação efetiva, isto é, uso de escalas de gradientes de cores para verificar a intensidade e as regiões onde as tensões efetivas estavam localizadas. Além disso, foram utilizadas +-funções que possibilitaram mensurar a profundidade e a largura das tensões efetivas.

Para todas as análises realizadas neste trabalho, o *software* Minitab 2018 foi utilizado como ferramenta para a geração dos gráficos de efeitos principais, os quais auxiliaram no estudo da influência dos parâmetros (avanço e força de roleteamento) sobre o processo.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados os resultados referentes à variação da rugosidade, a deformação efetiva e as tensões residuais e efetivas próximas à superfície obtidas após a simulação numérica da operação de roleteamento com rolete. A análise dessas variáveis de resposta será feita em função da variação da força e do avanço.

5.1 Acabamento

Durante o processo de roleteamento, a força aplicada pela ferramenta deve ser suficiente para superar o limite de escoamento do material proporcionando a sua deformação plástica. Por sua vez, a deformação plástica contribuirá não somente para a redução da rugosidade por meio do escoamento de material, preenchendo os vales com material dos picos de rugosidade, mas também será responsável por alterações capazes de contribuir para o aumento da dureza e indução de tensões residuais.

Primeiramente foi feita uma avaliação qualitativa do acabamento a partir de uma análise da região onde o fluxo de material foi mais intenso. Como a aplicação da força de roleteamento ocorreu pelo método de controle da força realizada pela ferramenta sobre a superfície, os pontos de maior altura, ou seja, os picos de rugosidade, foram aqueles que apresentaram um maior deslocamento de material (δ) como consequência da deformação plástica imposta pelo processo. Considerando que o segundo pico de rugosidade foi deformado em toda a sua extensão, este sofreu uma maior influência do roleteamento, sendo, portanto, tomado como ponto de referência.

Na Figura 5.1 são apresentadas as regiões de deslocamento de material (δ) após a simulação numérica para as três forças (150, 300 e 450 N) utilizando o menor avanço para cada uma. A região de maior deslocamento para as três condições foi o segundo pico de rugosidade. Pelas imagens, percebe-se que dentre as três condições, a força de 150 N (Figura 5.1a) resultou no menor deslocamento de material. Por sua vez, a força de 450 N (Figura 5.1c) possibilitou um maior deslocamento do pico, com um valor duas vezes maior do que o deslocamento do pico para a força de 300 N (Figura 5.1b).

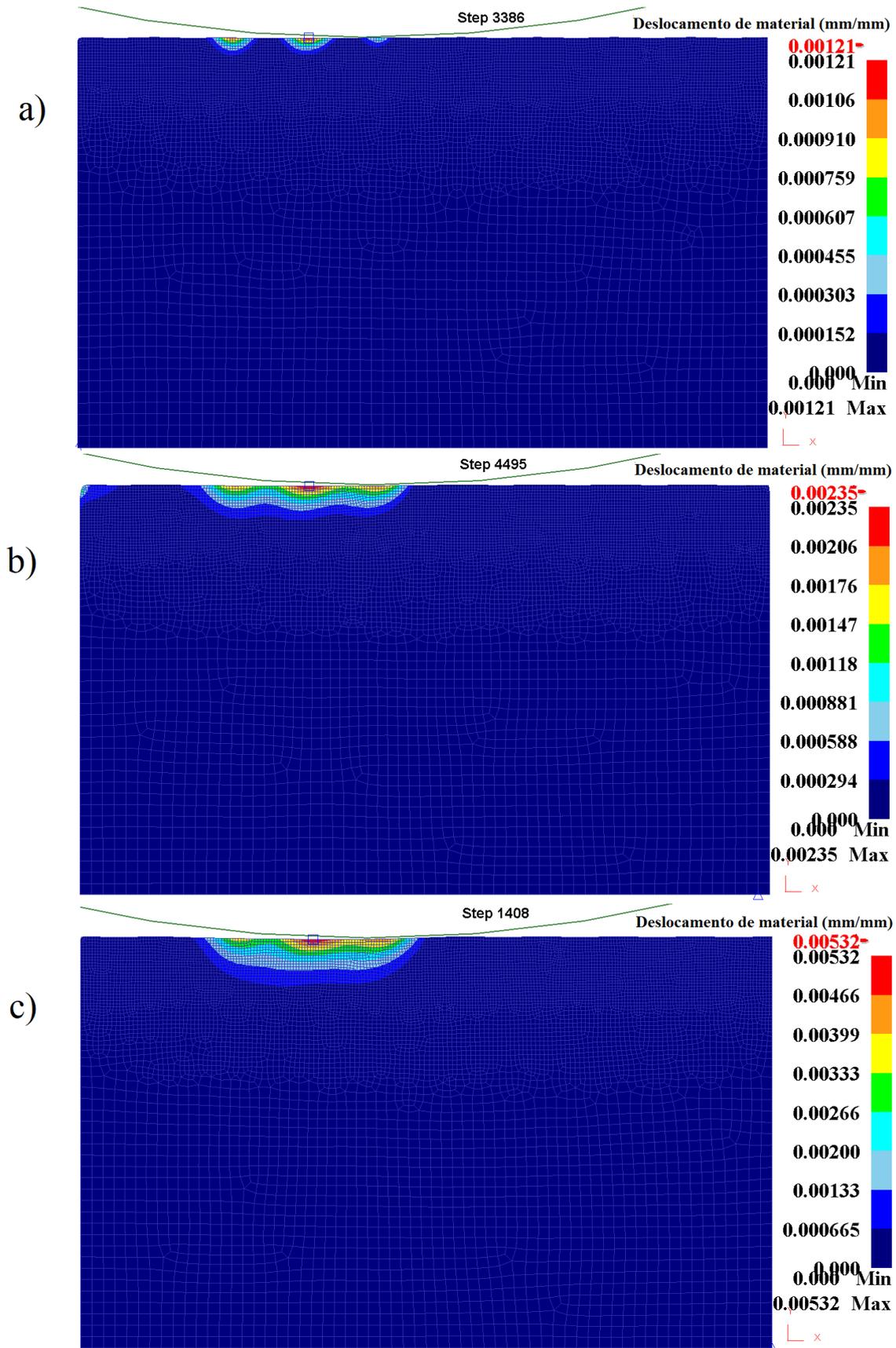


Figura 5. 1: Deslocamento de material δ na superfície a partir da força: a) $F_n=150$ N e $f = 19,72\mu\text{m/rev}$ (step 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88 \mu\text{m/rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15 \mu\text{m/rev}$ (step 1408)
Fonte: autor (2019).

Em seguida, o segundo pico de rugosidade, que apresentou maior deslocamento de material, foi analisado para ilustrar os efeitos do roleteamento na rugosidade. A Figura 5.2 apresenta o pico de rugosidade antes e depois da simulação numérica para as três condições analisadas (150, 300 e 450 N). O pico antes da simulação numérica é apresentado em todas as condições como *step* -1. Analisando a região do pico de rugosidade após a simulação numérica para a força de 150 N (*step* 3386) na Figura 5.2(a), nota-se uma redução da altura do pico em função da deformação plástica. Após o roleteamento para a força de 300 N (*step* 4495), uma redução mais intensa do pico de rugosidade foi observada (Figura 5.2b), entretanto, o maior deslocamento de material ocorreu para a condição de 450 N (*step* 1408). Como pode ser visto na Figura 5.2(c), devido ao acentuado deslocamento de material para esta força, o material do pico fluíu lateralmente, resultando em um formato sutilmente côncavo na superfície. Esse resultado concorda com os valores numéricos de deslocamento de material obtidos para esta condição (450 N) como mostra a Figura 5.1(c), que apresenta um deslocamento de material para a força de 450 N muito superior às demais condições.

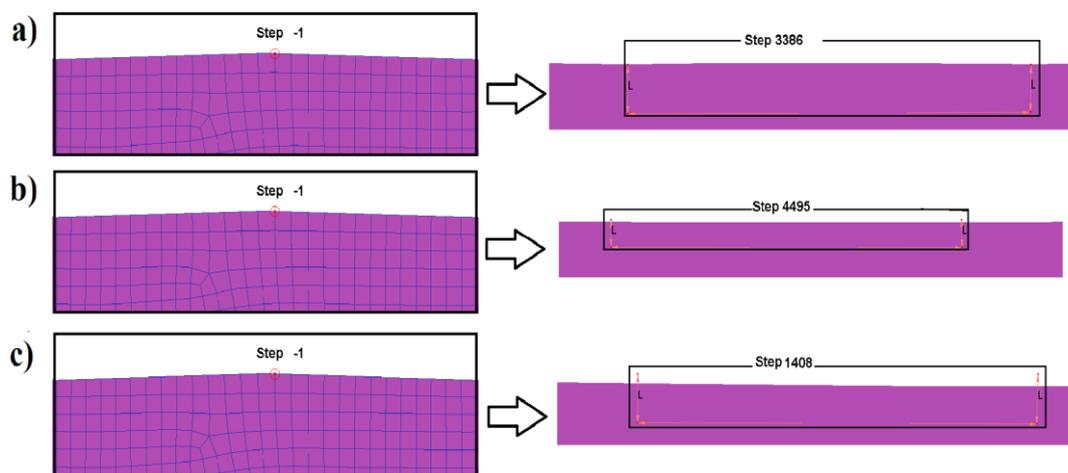


Figura 5. 2: Análise entre o pico de rugosidade antes (*step* -1) e depois: : a) $F_n=150$ N e $f = 19,72\mu\text{m/rev}$ (*step* 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88 \mu\text{m/rev}$ (*step* 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15 \mu\text{m/rev}$ (*step* 1408)
Fonte: autor (2019).

Esse fenômeno foi explicado por Murthy e Kotiveerachari (1981) como o principal responsável pela redução da rugosidade, uma vez que o material dos picos fluírá na superfície preenchendo os vales e, conseqüentemente, suavizando a superfície.

Para um melhor entendimento do fluxo do material do pico de rugosidade na superfície, uma imagem que apresenta o pico antes da simulação numérica (*step* -1) foi comparada a uma imagem que apresenta a direção do deslocamento de material δ

por meio de vetores após a simulação numérica para a força de 150 N (*step* 3386), (Figura 5.3). Pela imagem, nota-se um maior deslocamento de material (δ) partindo-se do topo do pico para o interior do substrato, com vetores de maior comprimento e em uma direção perpendicular à superfície. Ainda analisando a Figura 5.3 e observando os vetores nas bordas laterais do pico, nota-se que estes convergem para um ponto em comum, localizado abaixo da superfície, onde a intensidade do deslocamento é menor. Esse fenômeno pode ser um dos fatores que levam à redução da rugosidade. À medida que o material do pico é comprimido na superfície, o material da região adjacente é afetado, deslocando-se na superfície que, por sua vez, torna-se menos irregular.

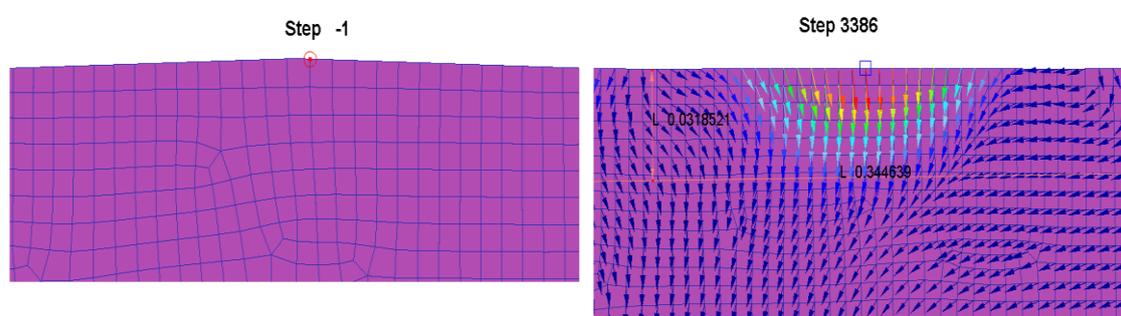


Figura 5. 3: Fluxo de material na superfície para a força de roleteamento de 150 N
Fonte: autor (2019).

Posteriormente foi realizado um estudo da influência da força e do avanço de roleteamento sobre δ para cada uma das condições numericamente simuladas. Novamente, o segundo pico de rugosidade foi tomado como referência. A Tabela 5.1 apresenta os valores de deslocamento de material obtido após cada uma das condições. Esses valores também estão representados de forma gráfica na Figura 5.4.

Tabela 5. 1: Deslocamento de material em função da força e do avanço de roleteamento

Força de roleteamento F_n (N)	Avanço f ($\mu\text{m} / \text{rev}$)	Deslocamento δ (μm)
150	19,72	1,21
150	39,44	1,16
300	27,88	2,35
300	55,76	2,28
450	34,15	5,32
450	68,30	4,88

Fonte: autor (2019).

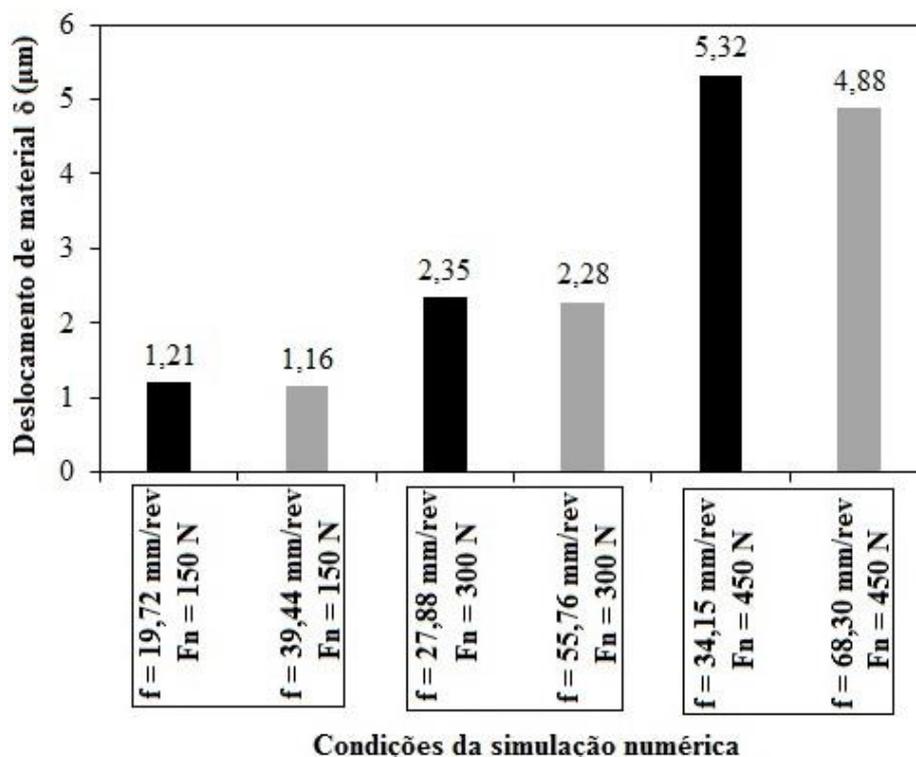


Figura 5. 4: Influência da força e do avanço de roleteamento sobre δ
Fonte: autor (2019).

O *software* Minitab 18 foi utilizado para gerar os gráficos de efeitos principais para analisar a influência da força e do avanço de roleteamento sobre o deslocamento de material. A Figura 5.5 apresenta a relação entre esses parâmetros e a variável resposta. Analisando a Figura 5.5(a), percebe-se que a força de roleteamento influencia de maneira significativa o aumento do deslocamento de material na superfície. Para esse estudo, a menor força aplicada (150 N) combinada à reduzida área de contato entre ferramenta e peça, possibilitou a aplicação de uma tensão maior do que o limite de escoamento do material, acarretando a sua deformação plástica. À medida que a força foi aumentada, deslocamentos de material mais intensos foram observados, com a força de 450 N resultando no maior fluxo. A relação entre o avanço e o deslocamento de material é apresentada na Figura 5.5(b), onde nota-se pouca influência desse parâmetro sobre o fluxo de material na superfície. Embora avanços mais baixos possam favorecer a redução da rugosidade devido à repetitividade da deformação em determinado ponto, bem como pela possibilidade de roletear um maior número de picos de rugosidade, os resultados para o fluxo de material obtidos após a simulação numérica acusaram pouca influência desse parâmetro sobre o deslocamento de material. Apenas para a força de 450 N a redução do avanço resultou em um aumento considerável do deslocamento de material

Um dos motivos para a pequena variação do deslocamento de material com a redução do avanço para as forças 150 e 300 N pode ser o fato da força de roletamento ser mais significativa, sendo o deslocamento de material mais sensível à ela. Assim, somente para maiores valores da força aplicada, neste caso 450 N, é possível perceber a sutil influência da redução do avanço sobre o deslocamento de material.

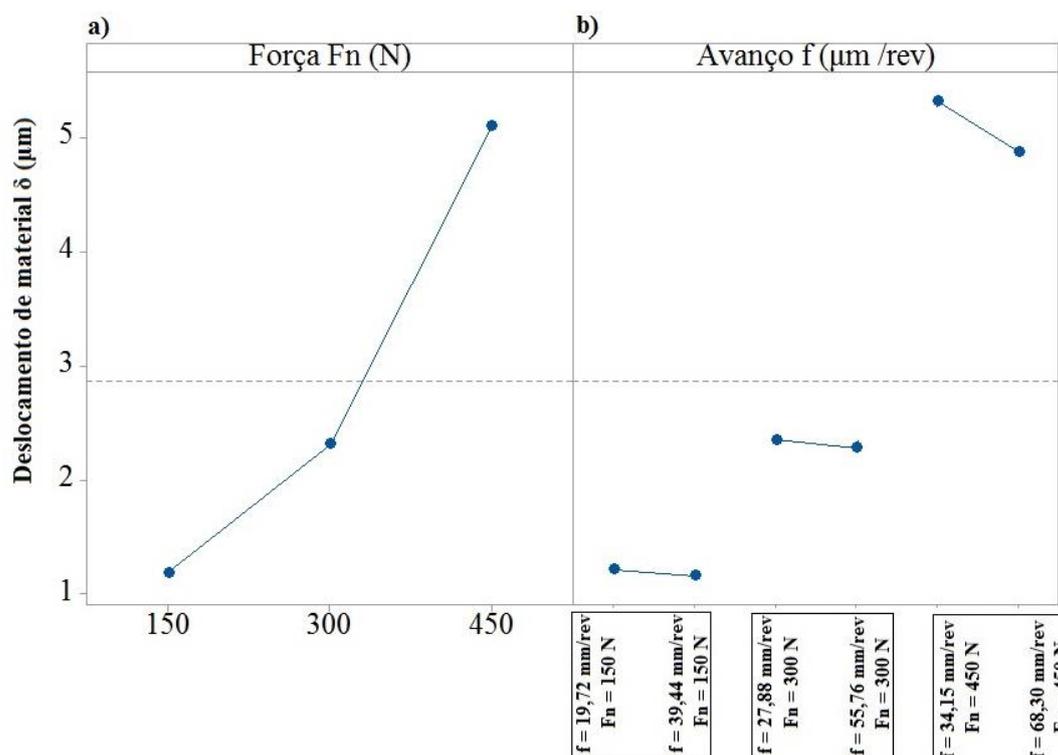


Figura 5. 5: Efeitos principais para o deslocamento de material δ : a) força e b) avanço de roleteamento
Fonte: autor (2019).

Apesar do deslocamento de material na superfície ser apontado como uma das causas responsáveis pela redução da rugosidade superficial, definir a rugosidade com base no fluxo de material pode ser uma simplificação arriscada, levando-se em consideração que a rugosidade é avaliada a partir do perfil das irregularidades na superfície. Zhang, Bugtai e Marinescu (2015), por exemplo, notaram um aumento da rugosidade a partir do fluxo excessivo de material, resultando em um aumento da ondulação na superfície.

Dessa forma, o modelo analítico para o cálculo da altura total do perfil (R_t) foi utilizado para verificar a influência de δ na rugosidade após a simulação numérica. Para tanto, a Equação 3.5 proposta por Sai e Sai (2005) foi utilizada.

A Tabela 5.2 apresenta os valores da rugosidade final (R_t) após a simulação numérica. Na Tabela 5.2 também estão destacados a altura dos picos (h), calculada após a simulação numérica em função do avanço e do raio da ferramenta de roleteamento (Equação 3.4), e o deslocamento de material (δ) para cada condição obtida por meio do *software* Deform-2D. Além dessas variáveis, a rugosidade inicial, obtida teoricamente, foi considerada ($R_{ti} = 6,25 \mu\text{m}$). Esses valores permitiram calcular o valor de R_t após a simulação numérica do roleteamento (Equação 3.5). Os dados da Tabela 5.2 estão apresentados de forma gráfica na Figura 5.6 para uma melhor visualização.

Tabela 5. 2 Dados utilizados para o cálculo da rugosidade final simulada (R_t)

Força de roleteamento F_n (N)	Avanço f ($\mu\text{m}/\text{rev}$)	Altura dos picos h (μm)	Deslocamento de material δ (μm)	Altura total do perfil simulada R_t (μm)
150	19,72	0,01944	1,21	5,06
150	39,44	0,07777	1,16	5,16
300	27,88	0,03886	2,35	3,94
300	55,76	0,15545	2,28	4,12
450	34,15	0,05831	5,32	0,98
450	68,30	0,23324	4,88	1,60

Fonte: autor (2019).

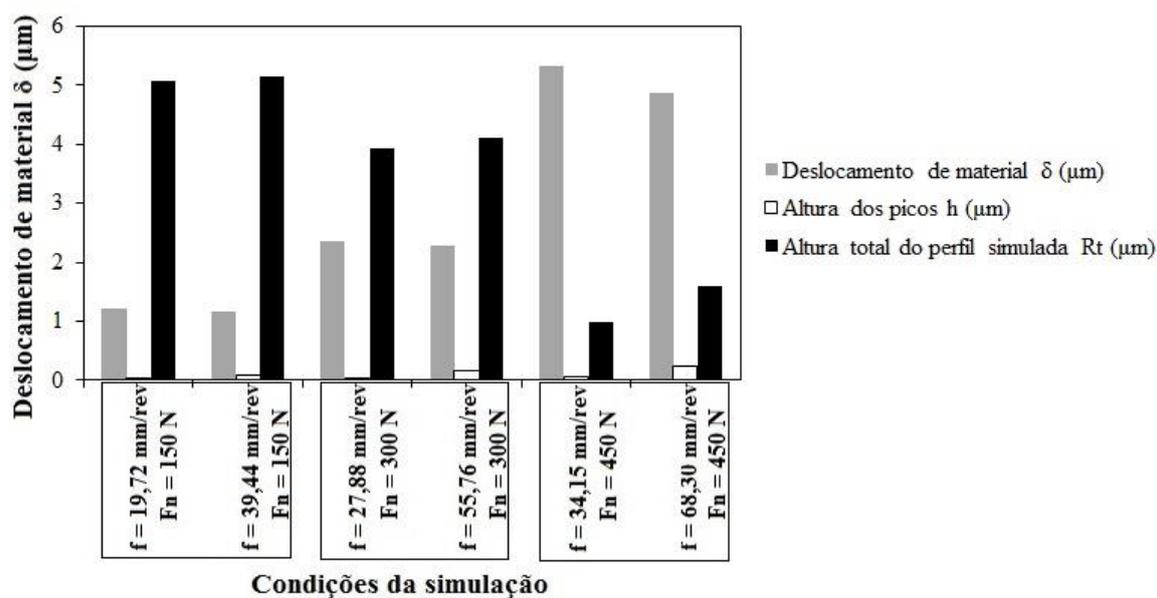


Figura 5. 6: rugosidade final simulada (R_t) a partir de R_{ti} , h e δ .

Fonte: autor (2019).

A partir da análise dos dados apresentados na Tabela 5.2, é possível perceber que o aumento da força teve grande influência sobre a redução de R_t . Por sua vez, o aumento do avanço contribuiu tanto para a redução do deslocamento de material, como também favoreceu o aumento de h . Como resultado, para uma força de roleteamento constante, avanços mais baixos contribuíram para a redução de R_t . Os dados apresentados na Tabela 5.2 foram tratados no *software* Minitab para a avaliação dos gráficos de efeitos principais.

A Figura 5.7 apresenta os efeitos principais para R_t . Pela análise dos gráficos, é possível perceber uma redução dos valores de R_t em todo intervalo da força aplicada, com a maior redução sendo verificada para a força máxima de 450 N. A redução dos valores de R_t ocorre devido a uma maior deformação plástica do material, favorecida pelo incremento da força de roleteamento. Essa redução acentuada dos valores de R_t com a força pode ser entendida pela parcela referente ao deslocamento de material da Equação 3.5, que é fortemente influenciada pela variação da força, como mostrado na Figura 5.5(a). Embora menos significativo do que a força de roleteamento, o avanço também contribuiu para a redução dos valores de R_t (Figura 5.7b). A redução do avanço permite que uma mesma região seja repetidamente deformada pela ferramenta, aumentando o deslocamento de material (SARTKULVANICH *et al.*, 2007). Esse fato foi verificado por meio das simulações numéricas que comprovaram o aumento do deslocamento de material com a redução do avanço (Figura 5.5b). Entretanto, Sai e Sai (2005) sugerem que a maior contribuição da redução do avanço está relacionado à redução da altura dos picos de rugosidade (Figura 5.6).

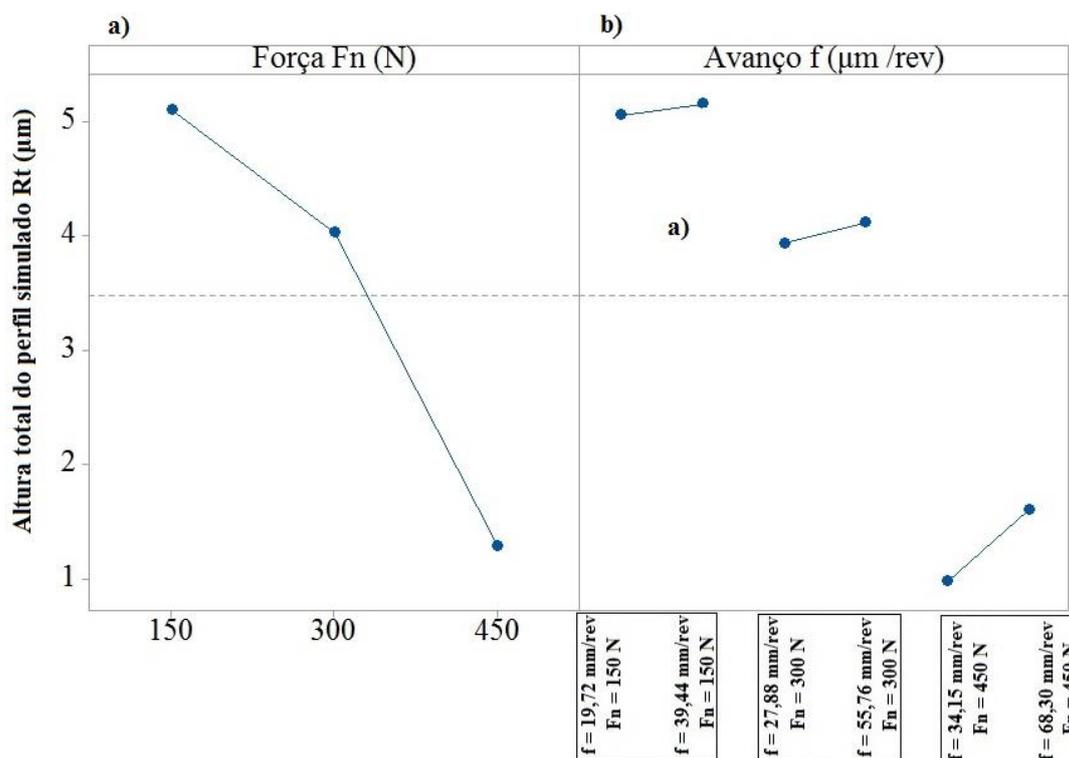


Figura 5. 7: Efeitos principais para a profundidade total (R_t): a) força e b) avanço de roleteamento
Fonte: autor (2019).

Apesar de existir uma tendência em se reduzir a rugosidade a partir do fluxo de material na superfície por meio da variação desses parâmetros, seja aumentando a força ou reduzindo o avanço de roleteamento, existem outras variáveis que podem vir a alterar a rugosidade do material, mas que não foram tratadas neste trabalho. Mesmo os parâmetros aqui analisados devem ser investigados para cada caso específico a fim de se obter os resultados desejados. O aumento da força de roleteamento, por exemplo, embora possibilite a redução da rugosidade devido ao deslocamento de material, também pode acarretar o prejuízo da superfície devido a um fluxo excessivo de material, resultando em ondulações. Além disso, autores como Loh e Tam (1988) e Abrão *et al.*(2014a) sugerem a existência de um ponto ótimo para a força de roleteamento, no qual o incremento desse parâmetro além desse valor pode comprometer a superfície com o surgimento de trincas e escamas. A redução do avanço para valores muito baixos tem o mesmo efeito pois aumenta o encruamento na superfície.

Neste trabalho, a rugosidade foi avaliada apenas de forma qualitativa e analítica devido à dificuldade de analisar o perfil na superfície após a simulação numérica. Uma vez que os picos de rugosidade após o roleteamento encontram-se na

escala nanométrica, para que estes fossem avaliados seria necessária a geração de uma malha mais refinada nesta região, o que demandaria um maior tempo de simulação numérica.

5.2 Deformação efetiva

Após analisar a rugosidade ao fim da simulação numérica, foi verificada a influência da força de roleteamento e do avanço sobre a intensidade da deformação efetiva, a profundidade da camada afetada e a forma como ela é distribuída na superfície. Esse estudo auxilia no esclarecimento de outros fatores essenciais para a integridade superficial do componente tais como a determinação das regiões que poderão ter a sua dureza alterada, ou mesmo questões relativas ao encruamento excessivo que pode vir a deteriorar a superfície.

A Figura 5.8 apresenta as deformações efetivas obtidas após a simulação para as três forças utilizadas. Neste primeiro momento, somente o menor avanço referente a cada força de roleteamento foi estudado. A partir das imagens geradas após as simulações, percebe-se um aumento da deformação efetiva por meio do incremento da força de roleteamento, com 450 N proporcionando a maior deformação para a faixa estudada. Embora a escala contendo os valores máximo e mínimo para a condição de 300 N tenha inicialmente apontando 0,128 mm/mm como o valor máximo após a simulação numérica, a região próxima à superfície onde o roleteamento ocorreu acusou uma deformação efetiva máxima de 0,0511 mm/mm.

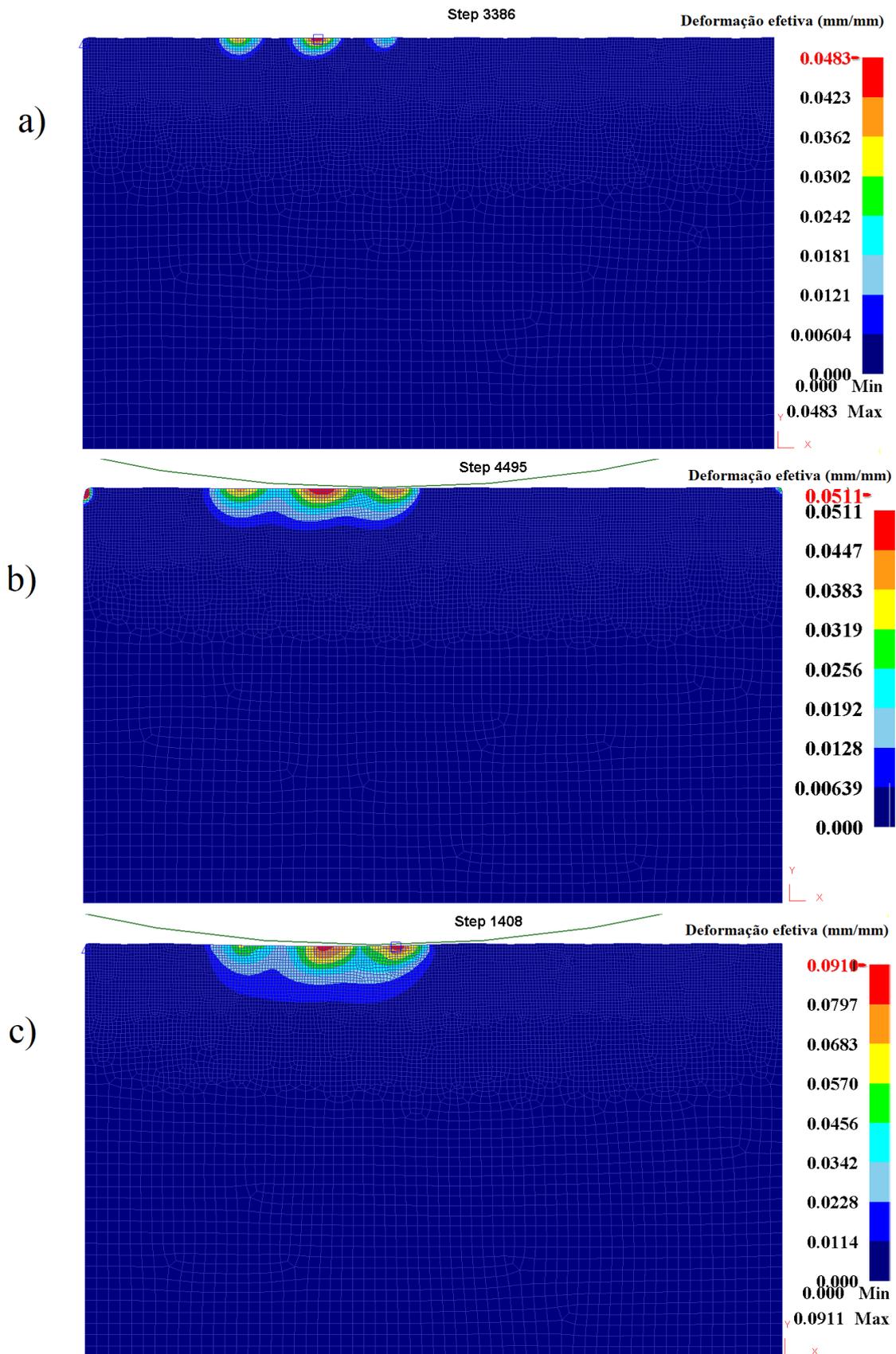


Figura 5. 8: Deformação efetiva: : a) $F_n=150$ N e $f = 19,72\mu\text{m/rev}$ (*step* 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88$ $\mu\text{m/rev}$ (*step* 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15$ $\mu\text{m/rev}$ (*step* 1408)
 Fonte: autor (2019).

Além da intensidade da deformação efetiva, a profundidade e o comprimento das deformações também foram analisados. Uma imagem ampliada dos resultados apresentados na Figura 5.8 destaca a profundidade e o comprimento total da deformação efetiva, como mostra a Figura 5.9. Complementarmente, um gráfico de contorno foi introduzido para as respectivas regiões em cada condição. Assim como a intensidade da deformação, a espessura da área afetada e o seu comprimento apresentaram uma tendência semelhante, com valores se elevando em função do aumento da força de roleteamento aplicada. Além disso, por meio do gráfico de contorno, é possível verificar o perfil de distribuição das deformações ao longo da camada afetada, com o seu valor máximo sendo computado em uma região imediatamente abaixo da superfície, como prevê o modelo de Hertz. Percebe-se também que após atingir o valor máximo na subsuperfície, a intensidade da deformação efetiva começa a diminuir à medida que se distancia da superfície.

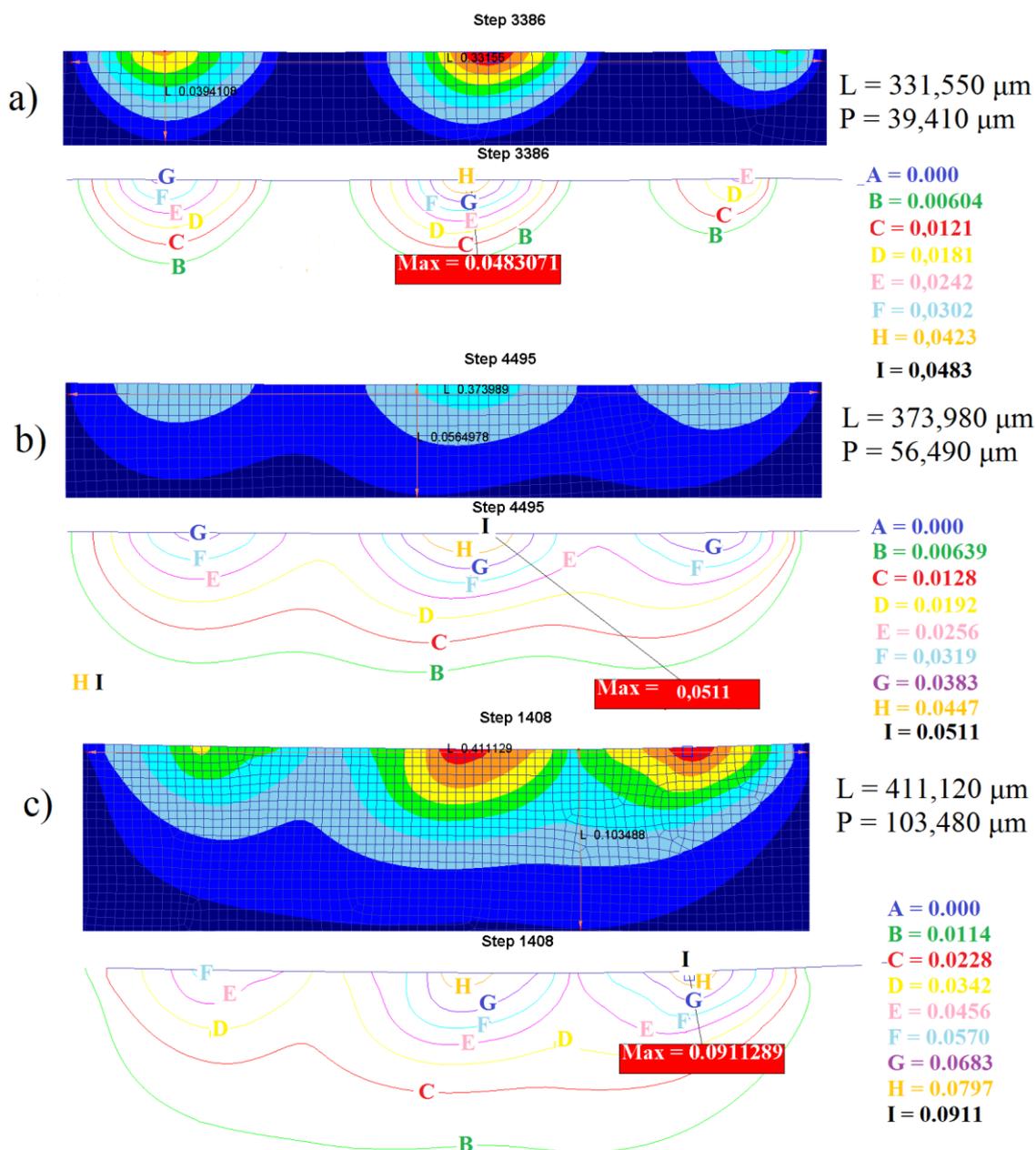


Figura 5. 9: Mapa ampliado da distribuição da deformação efetiva : a) $F_n=150 \text{ N}$ e $f = 19,72 \mu\text{m}/\text{rev}$ (step 3386), b) $F_n=300 \text{ N}$ e $f = 27,88 \mu\text{m}/\text{rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450 \text{ N}$ e $f = 34,15 \mu\text{m}/\text{rev}$ (step 1408)

Fonte: autor (2019).

Após analisar separadamente o efeito da força sobre a deformação efetiva pelas imagens com escala de gradiente (considerando somente o menor avanço para cada força), os dados obtidos para as demais condições foram coletados para que a influência do avanço também fosse estudada. A Tabela 5.3 apresenta os valores da intensidade da deformação efetiva máxima, da profundidade e do comprimento da camada afetada para cada condição. Em seguida, o *software* Minitab foi utilizado como ferramenta para a geração de gráficos que comparassem a influência dos dois parâmetros sobre o processo.

Tabela 5. 3: Valores relativos à deformação efetiva para todas as condições

Força de roleteamento Fn (N)	Avanço f ($\mu\text{m}/\text{rev}$)	Deformação efetiva máxima (mm/mm)	Comprimento da camada deformada (μm)	Profundidade da camada deformada (μm)
150	19,72	0,0483	331,550	39,410
150	39,44	0,0473	341,916	38,636
300	27,88	0,0511	373,980	56,490
300	55,76	0,0515	374,684	58,106
450	34,15	0,0911	411,120	103,480
450	68,30	0,0845	411,556	104,442

Fonte: autor (2019).

A Figura 5.10 mostra os gráficos que relacionam a variação da força e do avanço de roleteamento com a deformação efetiva máxima (Figura 5.10a), a profundidade (Figura 5.10b) e o comprimento da camada afetada (Figura 5.10c). É possível perceber que a força de roleteamento exerce grande influência sobre as deformações superficiais impostas por esse processo, ao passo que o avanço mostrou-se pouco efetivo.

Examinando primeiramente a influência dos parâmetros sobre a deformação efetiva máxima (Figura 5.10a), nota-se que esta aumenta conforme a força de roleteamento é incrementada, com a maior carga (450 N) resultando em uma deformação efetiva máxima de aproximadamente duas vezes o valor da deformação para 300 N. Com relação à variação do avanço, a Figura 5.10(a) sugere uma tendência de se elevar a deformação efetiva máxima a partir da redução do avanço. Embora a variação deste parâmetro para a condição de 300 N (27,88 e 55,76 $\mu\text{m}/\text{rev}$) tenha se mostrado pouco significativa, a redução do avanço para a carga de 150 N (19,72 e 39,44 $\mu\text{m}/\text{rev}$) e 450 N (34,15 e 68,30 $\mu\text{m}/\text{rev}$) provocou um aumento da deformação efetiva máxima. A redução do avanço favorece uma deformação plástica mais intensa de uma determinada região pois permite que esta seja repetidamente deformada pela ferramenta (SARTKULVANICH *et al.*, 2007). Essa tendência já havia sido confirmada no estudo da rugosidade, ao verificar o aumento do deslocamento de material a partir da redução deste parâmetro (Figura 5.5b).

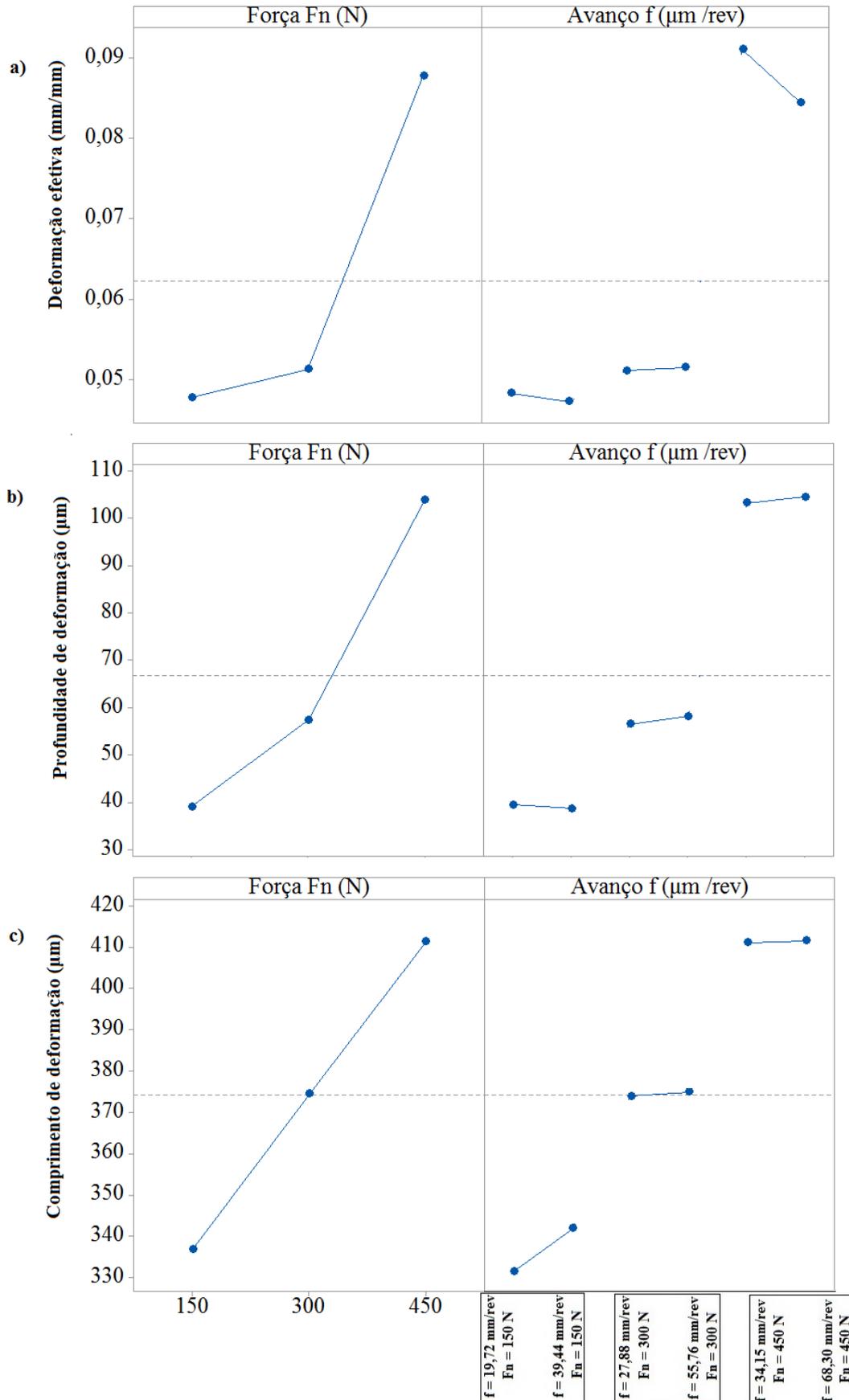


Figura 5. 10: Efeito da força e do avanço de roleteamento sobre: a) intensidade da deformação efetiva (mm/mm), b) profundidade de deformação (μm) e c) comprimento da deformação efetiva (μm)
Fonte: autor (2019).

Para a profundidade da camada afetada, percebe-se que a força exerce sobre ela o mesmo efeito verificado para a intensidade da deformação efetiva. Como pode ser percebida pela Figura 5.10(b), a força de roleteamento mostra-se mais influente do que o avanço neste aspecto, com a sua elevação favorecendo uma maior profundidade da camada deformada. Apesar de ter sido verificado um leve aumento da profundidade da camada deformada a partir da elevação do avanço para a força 300 N (27,88 e 55,76 $\mu\text{m}/\text{rev}$), em geral, esse parâmetro mostrou-se pouco eficaz neste aspecto.

Finalmente, a influência da variação dos parâmetros sobre o comprimento da camada de deformação efetiva foi realizada. Pela Figura 5.10(c), nota-se um crescimento constante do comprimento da região deformada com o aumento da força de roleteamento, com esse parâmetro tendo maior atuação em comparação ao avanço. Aplicando uma força de 450 N, o comprimento da deformação efetiva foi duas vezes maior do que o comprimento roleteado (0,2 mm). Ainda analisando a Figura 5.10(c), verifica-se pouca influência do avanço sobre a variação dessa resposta, com o aumento do avanço para 150 N (19,72 e 39,44 $\mu\text{m}/\text{rev}$) apresentando a variação mais significativa dentre todas. Entretanto, esse leve aumento do comprimento para $f = 39,44\mu\text{m}/\text{rev}$ e $F_n = 150$ N, pode estar atrelado ao maior comprimento deformado para esta condição.

A fim de cobrir toda a extensão entre os picos de rugosidade (0,2 mm), foram necessários 11 ciclos de indentação para o menor avanço (19,72 $\mu\text{m}/\text{rev}$) na condição de 150 N, resultando em um deslocamento igual a 0,21692 mm. Já para a segunda condição, isto é, maior avanço (39,44 $\mu\text{m}/\text{rev}$) e força de 150 N, seis ciclos foram requeridos, totalizando um comprimento igual a 0,23664 mm. Assim, o maior comprimento da camada deformada com a elevação do avanço para $F_n = 150$ N, acusado pelo gráfico de efeitos principais (Figura 5.10c), pode ser atribuída ao aumento do comprimento de deformação para esta condição em função do número de ciclos.

Por outro lado, para as condições simuladas com as demais forças de roleteamento (300 e 450 N) o comprimento simulado para cada avanço foi o mesmo. Para $F_n = 300$ N e $f = 27,88\mu\text{m}/\text{rev}$, oito ciclos de indentação foram feitos, enquanto para o maior avanço ($f = 55,76\mu\text{m}/\text{rev}$), quatro ciclos foram usados, ambas as condições resultando em um comprimento de 0,22304 mm. Para as duas condições simuladas para a força de 450 N (34,15 e 68,30 $\mu\text{m}/\text{rev}$), foram utilizados seis e três ciclos, respectivamente, ambos resultando em um comprimento igual a 0,2049 mm. Analisando a variação do comprimento deformado, variando-se o avanço para as forças de 300 e 450 N (Figura 5.10c) é possível perceber que a influência desse parâmetro é mínima.

5.3 Tensão residual

As tensões residuais induzidas no material após a simulação numérica do roleteamento com rolete também foram avaliadas. O estudo dessas tensões é de grande relevância na engenharia de manufatura e materiais pois estas têm grande influência na vida útil dos componentes. As tensões residuais foram estudadas após o último ciclo para cada condição e somente após a remoção da ferramenta.

A Figura 5.11 apresenta o perfil das tensões residuais induzidas imediatamente abaixo da superfície do material após a simulação numérica para as três forças de roleteamento (150, 300 e 450 N). Verifica-se a indução de tensões residuais de compressão para todas as forças utilizadas. Além disso, o aumento da força de roleteamento contribui para o aumento da intensidade da tensão residual de compressão e da profundidade de penetração da máxima tensão. A intensidade da tensão residual para a força de 150 N apresentou o menor valor dentre as forças estudadas, com o máximo valor (- 187 MPa) sendo verificado a 36 μm da superfície. Para a força de roleteamento de 300 N, houve um aumento da intensidade máxima da tensão de compressão (- 264 MPa) e da profundidade de penetração desta (61 μm) em comparação aos valores obtidos para a força de 150 N. Finalmente, a força de 450 N resultou na indução da tensão compressiva de maior intensidade (-351 MPa) a 95 μm de profundidade. Os valores obtidos para a força de 450 N foram os maiores no intervalo de força analisada.

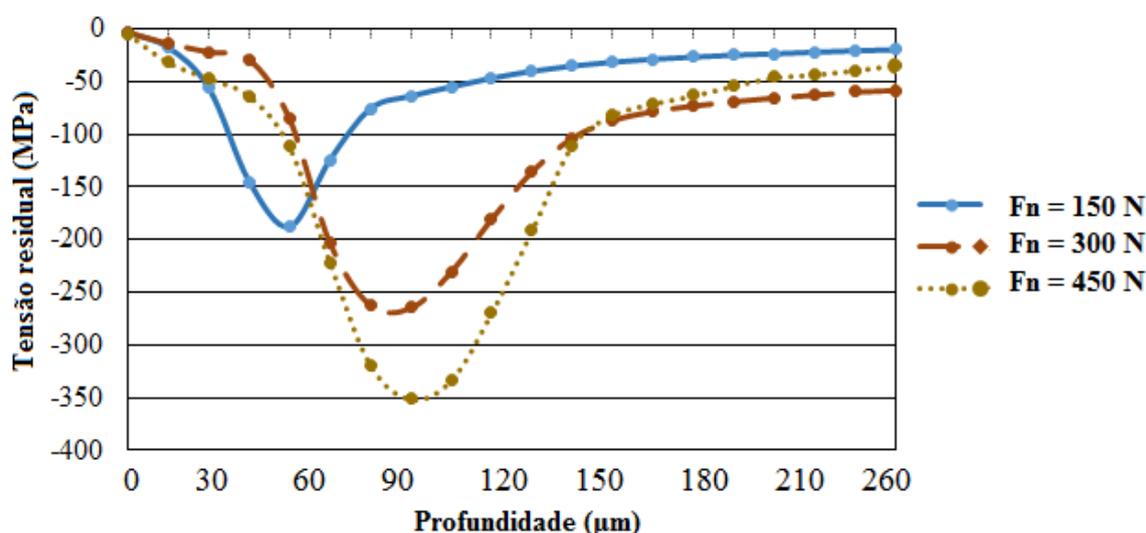


Figura 5. 11: Perfil das tensões residuais abaixo da superfície
Fonte: autor (2019).

Essa tendência de elevação da intensidade da tensão residual de compressão e a sua profundidade também foi observada para a redução do avanço. Como mostra a Figura 5.12(a), para a força de 150 N, o menor avanço contribuiu para o aumento da tensão de compressão. Neste caso, a maior intensidade (- 187 MPa) foi obtida para $f = 19,72 \mu\text{m/rev}$. O maior avanço ($39,44 \mu\text{m/rev}$) para a força de 150 N resultou na indução de uma tensão de compressão de menor intensidade (- 136 MPa), com uma diminuição de aproximadamente 27%. Na Figura 5.12(b), nota-se o mesmo comportamento ao reduzir o avanço para a força de 300 N. Neste caso, a redução da intensidade da tensão compressiva foi de 25%, de -264 MPa ($f = 27,88 \mu\text{m/rev}$) para - 198 MPa ($f = 55,76 \mu\text{m/rev}$). Finalmente, o perfil das tensões residuais para a força de roleteamento de 450 N é apresentado na Figura 5.12(c), onde percebe-se uma maior intensidade para a tensão de compressão para o avanço de $34,15 \mu\text{m/rev}$ (- 351 MPa) em relação à intensidade da tensão de compressão para o avanço de $68,30 \mu\text{m/rev}$ (- 285 MPa). Com isso, a redução da intensidade da tensão residual de compressão foi de cerca de 18% com o uso do maior avanço.

Esse comportamento já havia sido explicado por Sartkulvanich *et al.* (2007), que utilizaram três avanços (0,02, 0,05 e 0,08 mm/rev) em uma simulação bidimensional e verificaram a indução de tensões de compressão com maiores intensidades para o avanço mais baixo. Os autores sugerem que ao reduzir o avanço, uma mesma região será repetidamente deformada pela ferramenta, levando a uma maior deformação plástica.

Similarmente, He *et al.* (2007) também obtiveram as maiores intensidades para as tensões de compressão ao utilizarem o menor avanço (0,03 mm/rev) durante uma simulação bidimensional de roleteamento. Os autores atribuíram esse comportamento à sobreposição das tensões residuais individuais de cada ponto que, ao se tornarem mais próximas umas das outras, contribuem para a elevação dessa tensão.

Dessa forma, os resultados para as tensões residuais apresentados ao final da simulação numérica, mostraram-se condizentes com os dados da literatura que sugerem a indução de tensões de compressão mais intensas a partir da redução do avanço. Além disso, os dados obtidos na Figura 5.10(a) indicam que tanto o aumento da força quanto a redução do avanço de roleteamento contribuem para o aumento da deformação efetiva. Essa maior deformação efetiva pode ter influenciado as tensões residuais induzidas na superfície do material, já que as deformações plásticas não homogêneas apresentam-se como um dos mecanismos responsáveis pela indução de tensões residuais.

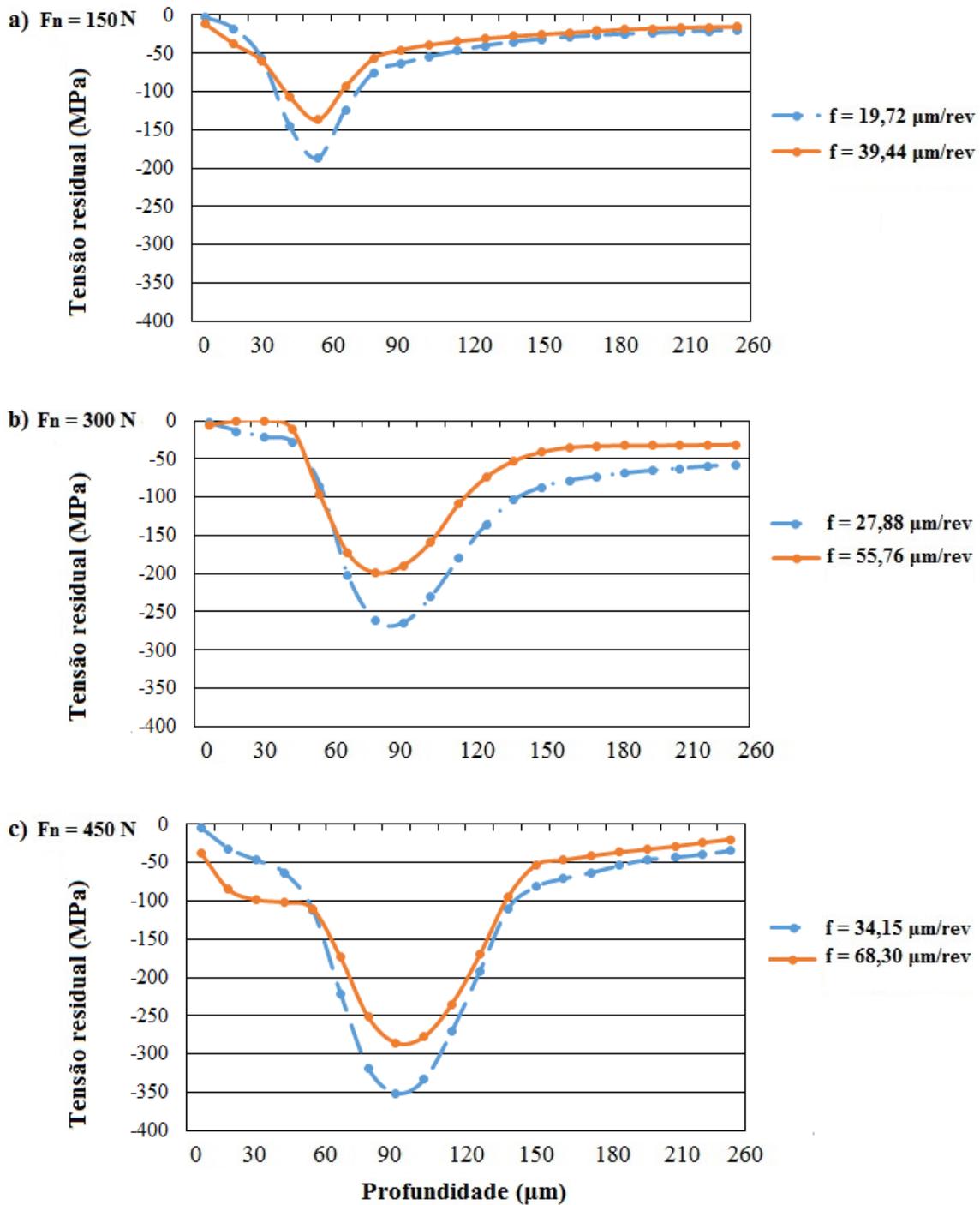


Figura 5. 12: Perfis das tensões residuais a) $F_n=150 \text{ N}$ ($f = 19,72$ e $f = 39,44\mu\text{m/rev}$), b) $F_n=300 \text{ N}$ ($f = 27,88$ e $55,76\mu\text{m/rev}$) e c) $F_n=450 \text{ N}$ ($f = 34,15$ e $68,30\mu\text{m/rev}$)
Fonte: autor (2019).

Os dados referentes à intensidade máxima da tensão residual de compressão para cada caso e a sua profundidade de penetração foram coletadas e são apresentadas na Tabela 5.4. Esses mesmos valores são apresentados de forma gráfica na Figura 5.13 para uma melhor visualização.

Tabela 5. 4: Dados referentes à intensidade e profundidade das tensões residuais para cada condição

Força de roleteamento Fn (N)	Avanço f ($\mu\text{m}/\text{rev}$)	Tensão residual máxima (MPa)	Profundidade de penetração (μm)
150	19,72	-187	36,42
150	39,44	-136	35,15
300	27,88	-264	61,26
300	55,76	-198	57,51
450	34,15	-351	95,06
450	68,30	-285	90,31

Fonte: autor (2019)

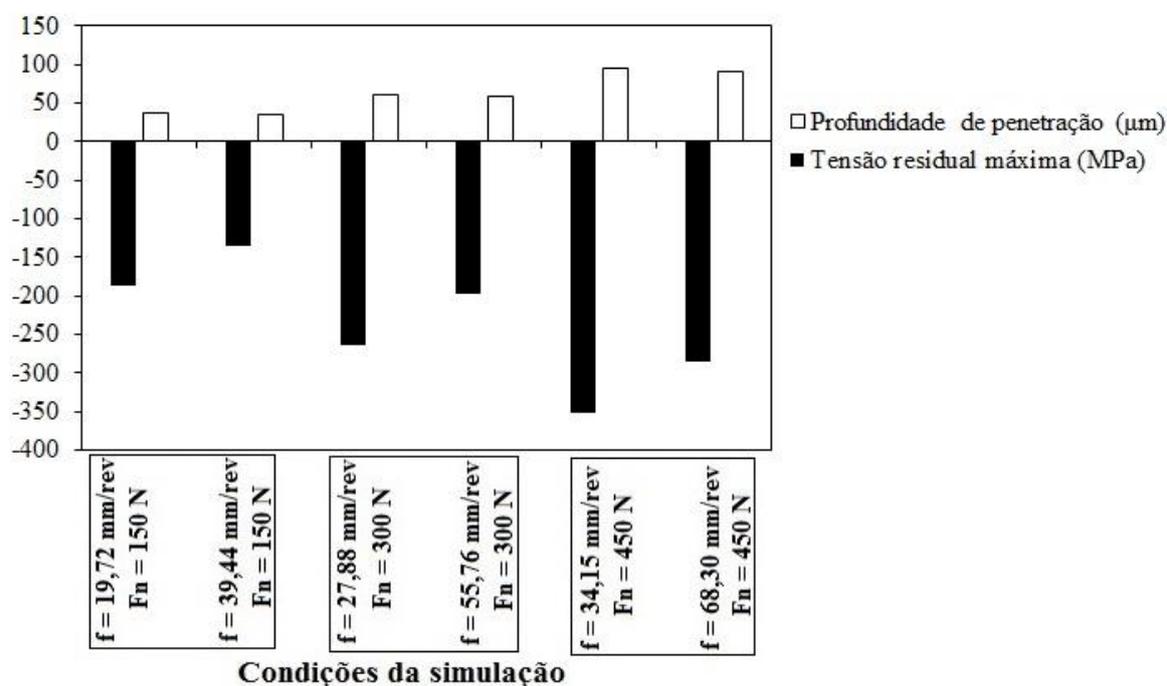


Figura 5. 13: Variação da máxima tensão de compressão e da profundidade de penetração em função da força e do avanço de roleteamento

Fonte: autor (2019).

Os gráficos das Figuras 5.14(a) e 5.14(b) apresentam os efeitos da força e do avanço de roleteamento sobre a intensidade e a profundidade das tensões residuais. Nota-se uma forte influência das duas variáveis sobre a intensidade da tensão de compressão.

O gráfico para o efeito principal da tensão residual mostra uma elevação da intensidade máxima a partir do incremento da força em todo o intervalo (Figura 5.14a). Esse aumento da tensão de compressão com a força de roleteamento pode estar

relacionado à maior deformação plástica conseguida para maiores forças de roleteamento. O avanço também se mostrou influente na variação da tensão de compressão, com o valor mais baixo para cada força de roleteamento favorecendo o aumento da intensidade da tensão (Figura 5.14a) Esse fato é atribuído à interferência das tensões residuais geradas em cada ponto. Assim, quanto maior a proximidade (avanço mais baixo), mais intensa será a tensão residual devido à influência das tensões em pontos adjacentes. Como discutindo anteriormente, em todas as forças de roleteamento estudadas, o aumento do avanço resultou na diminuição da tensão residual de compressão, porém, à medida que a força aumenta, o percentual de redução da tensão compressiva para maiores avanços diminui. Isso ocorre pois a variação da força de roleteamento contribui de maneira mais efetiva tanto para a variação da deformação efetiva como para a indução de tensões residuais, sobrepondo o efeito do avanço.

Com relação à variação da profundidade, a força de roleteamento favoreceu a indução de tensões residuais de compressão de maiores profundidades de penetração. Esse comportamento pode estar também relacionado à profundidade das camadas deformadas, que aumenta com a elevação deste parâmetro. A redução do avanço também contribuiu para aumento da profundidade de penetração da tensão residual devido à maior deformação plástica conseguida com a redução deste parâmetro (Figura 5.14b).

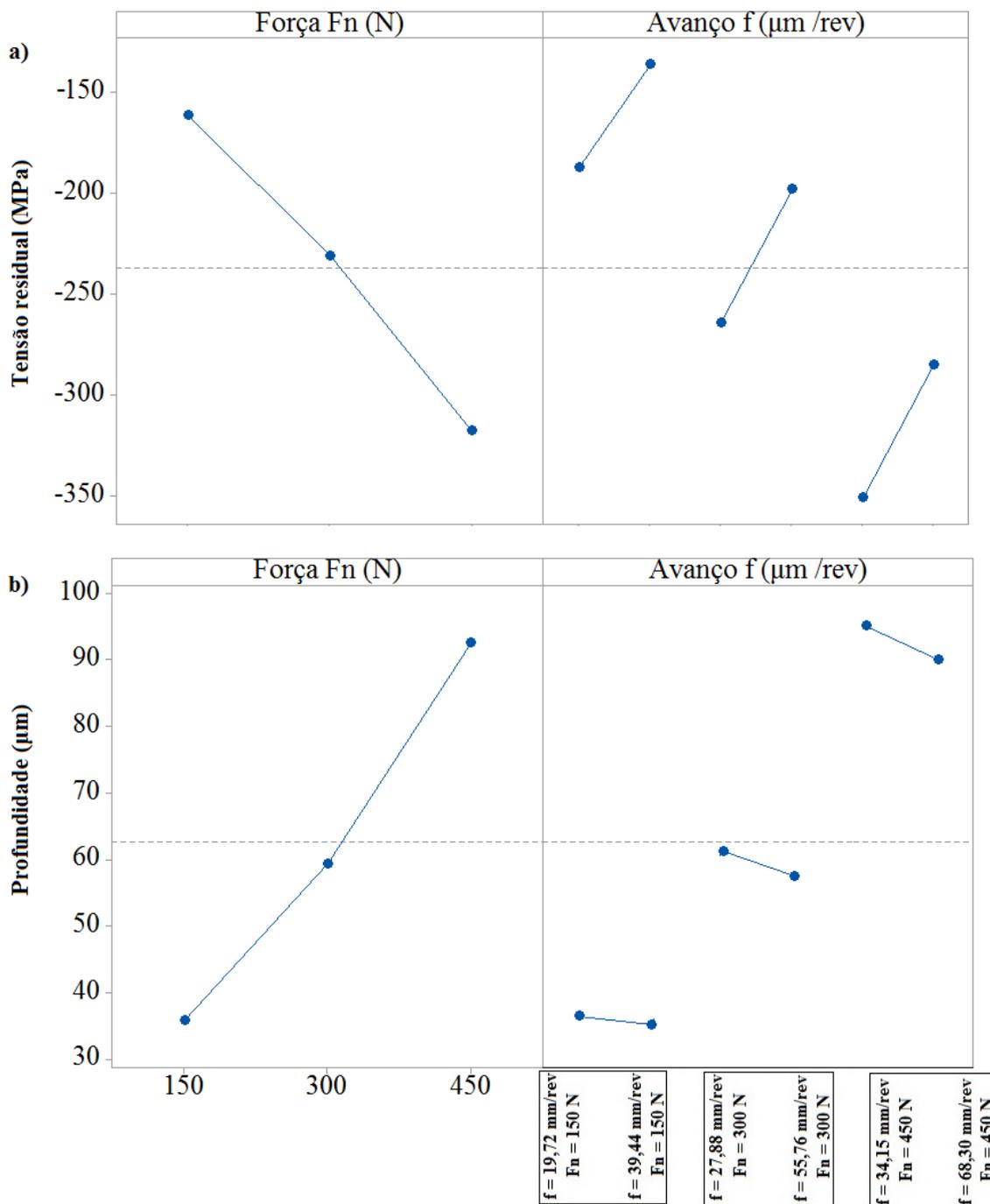


Figura 5. 14 Efeito da força e do avanço de roleteamento sobre: a) máxima tensão de compressão e b) profundidade de penetração da tensão residual de compressão
Fonte: autor (2019).

5.4 Tensão efetiva

O perfil de distribuição das tensões efetivas geradas no material ao final do último passe (etapa I) do primeiro ciclo de indentação para a força de roleteamento de

150 N é apresentado na Figura 5.15. Neste caso, como a ferramenta ainda está comprimindo o material, as tensões observadas são tensões efetivas. Pela imagem, é possível perceber que a tensão efetiva atinge seu valor máximo em uma região abaixo da superfície, comprovando a adequação da análise ao modelo de Hertz. Após atingir o valor máximo na subsuperfície, as tensões tendem a diminuir de intensidade à medida que se distanciam da superfície.

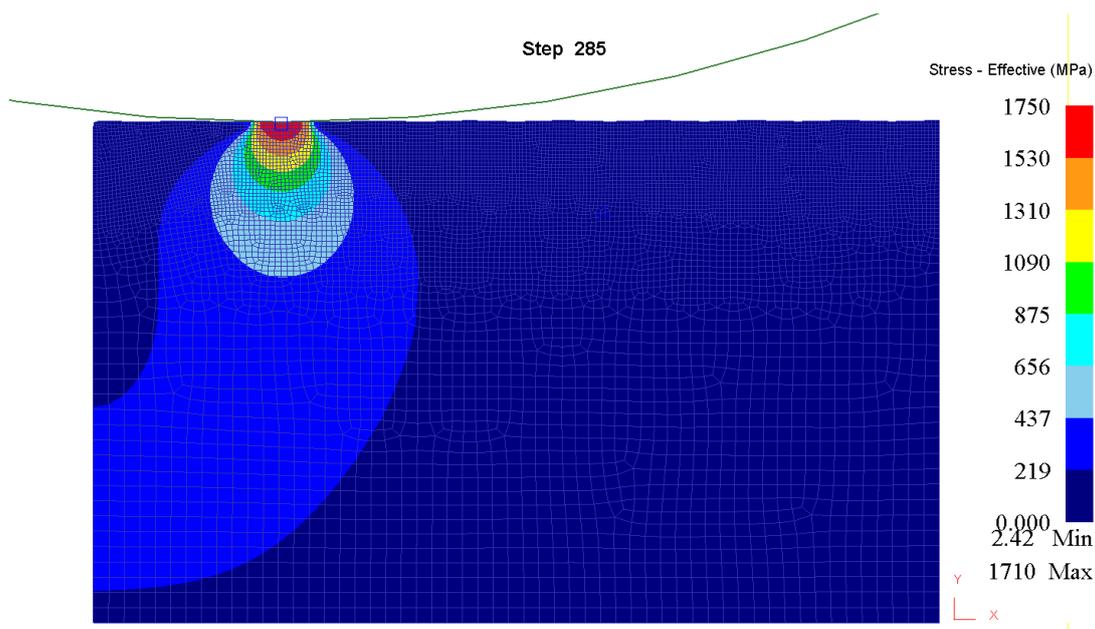


Figura 5. 15: Perfil da tensão efetiva gerada durante o primeiro ciclo para a força de 150 N
Fonte: autor (2019).

Figura 5.16, estão apresentadas as imagens para as tensões efetivas geradas após a simulação numérica para as três forças de roleteamento, sendo considerado nesta etapa apenas o menor avanço para cada carga. Os resultados obtidos para a intensidade da tensão efetiva apresentaram comportamento semelhante aos resultados para a deformação efetiva. Em ambos os casos, a intensidade foi fortemente influenciada pelo aumento da força de roleteamento, com máximos valores para a intensidade registrados na subsuperfície. Para a força de roleteamento de 150 N (Figura 5.16a), a máxima tensão efetiva foi de 1080 MPa. Por sua vez, a condição de 300 N (Figura 5.16b) resultou em uma tensão efetiva mais intensa. Para esta condição, apesar da escala indicar um valor máximo de 1850 MPa, a máxima tensão efetiva na região avaliada foi de 1370 MPa. Para as condições analisadas, a tensão efetiva de maior intensidade foi verificada para a força de roleteamento de 450 N (Figura 5.16c), com um valor de 1490 MPa.

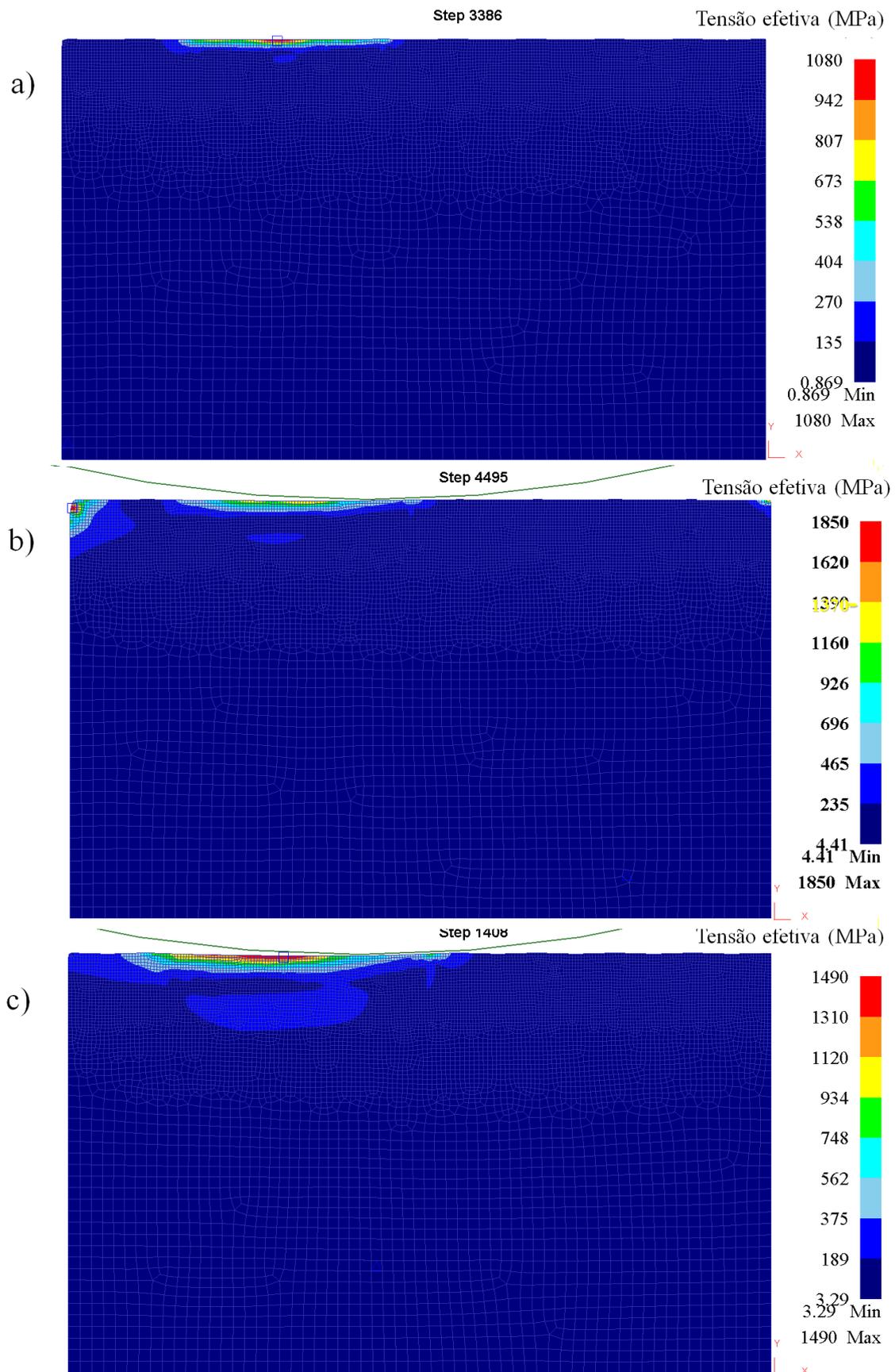


Figura 5. 16: Perfil da tensão efetiva ampliado: : a) $F_n=150$ N e $f = 19,72\mu\text{m/rev}$ (step 3386), b) $F_n=300$ N e $f = 27,88 \mu\text{m/rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450$ N e $f = 34,15 \mu\text{m/rev}$ (step 1408)
 Fonte: autor (2019).

Utilizando o mesmo procedimento adotado para o estudo da deformação efetiva, foram verificados a profundidade e o comprimento das camadas afetadas pelas tensões efetivas. A Figura 5.17 apresenta de forma separada as imagens das tensões efetivas exibidas na Figura 5.16, com seus respectivos valores de profundidade e comprimento da camada afetada, bem como um gráfico de contorno contendo o perfil da distribuição dessas tensões. Nota-se para as tensões efetivas, um comportamento semelhante ao verificado para as deformações efetivas, ou seja, os valores de intensidade da tensão, a profundidade e o comprimento da camada afetada tiveram seus valores elevados a partir do incremento da força de roleteamento aplicada. Da mesma forma, a tensão ao longo da profundidade tem sua intensidade diminuída conforme se afasta da superfície. Analisando o gráfico de linhas da Figura 5.17(a), nota-se que a máxima tensão efetiva (1080 MPa) ocorreu em um ponto imediatamente abaixo da superfície, definido como ponto I. Utilizando 300 N de força (Figura 5.17b), o mesmo comportamento foi observado. Neste caso, embora os valores apresentados pelo *software* Deform-2D após a simulação numérica sugiram um valor máximo de 1850 MPa (ponto I), o gráfico de contorno para esta condição indica um valor de 1370 MPa para a tensão efetiva (ponto G). A tensão efetiva de maior intensidade para a faixa de valores utilizados foi obtida ao utilizar 450 N para a força de roleteamento (Figura 5.17c). Como apresentado no gráfico de contorno da Figura 5.17(c), a tensão efetiva de maior intensidade (1490 MPa) foi registrada em uma região abaixo da superfície, no ponto I. A partir dos dados apresentados na Figura 5.17, é possível notar que o aumento da força de roleteamento também acarretou no aumento da profundidade de penetração das tensões efetivas e no comprimento desta camada.

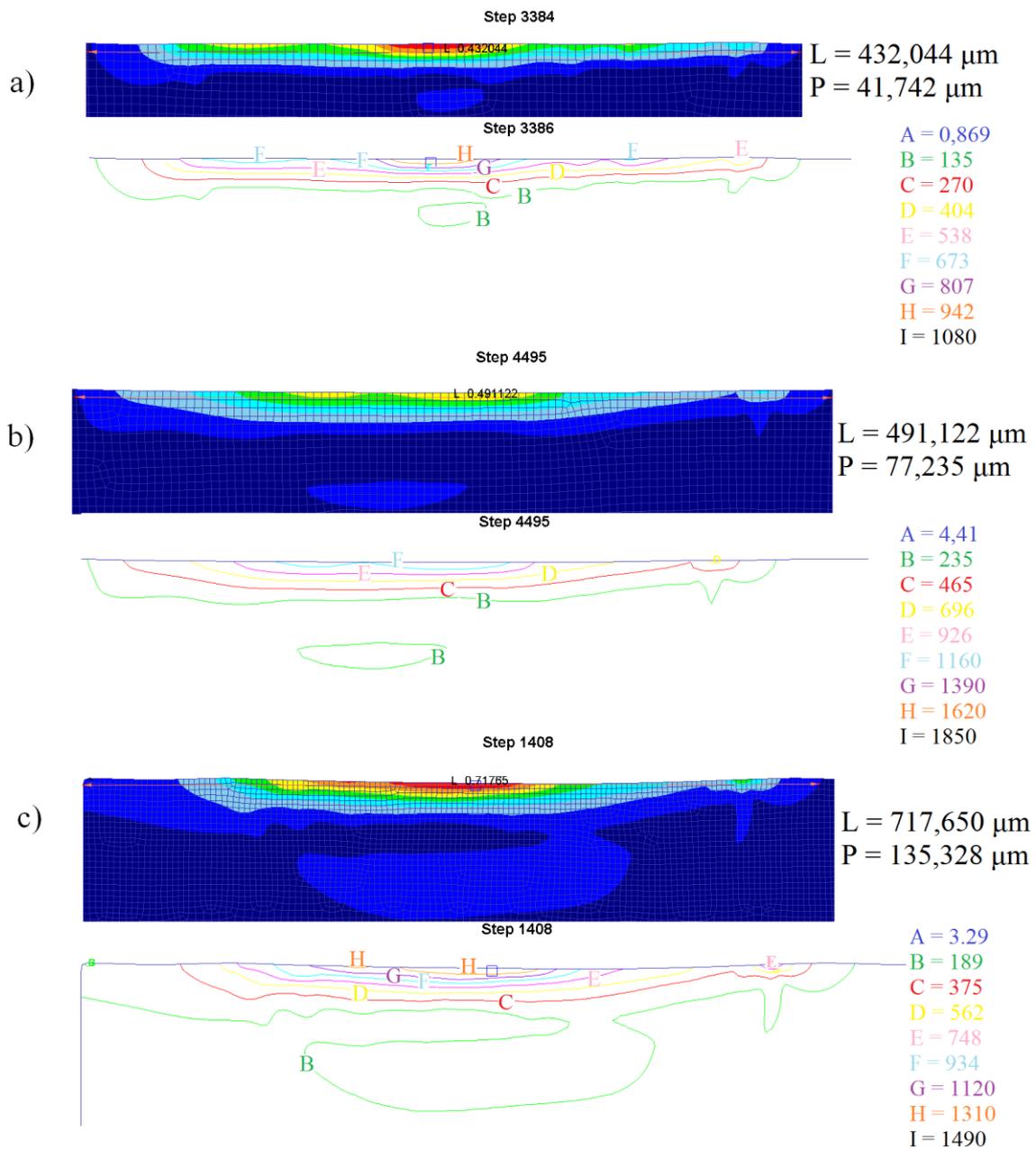


Figura 5. 17: Perfis da distribuição da deformação efetiva ampliado: a) $F_n=150 \text{ N}$ e $f = 19,72\mu\text{m/rev}$ (step 3386), b) $F_n=300 \text{ N}$ e $f = 27,88 \mu\text{m/rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450 \text{ N}$ e $f = 34,15 \mu\text{m/rev}$ (step 1408)
 Fonte: autor (2019).

Posteriormente, foi realizada a análise da influência da força e do avanço sobre a intensidade e a distribuição das tensões efetivas no material. Os dados para cada condição utilizada são apresentados na Tabela 5.5.

Tabela 5. 5: Valores relativos à tensão efetiva para todas as condições

Força de roleteamento Fn (N)	Avanço f ($\mu\text{m}/\text{rev}$)	Tensão efetiva MPa	Comprimento tensão efetiva (μm)	Profundidade tensão efetiva (μm)
150	19,72	1080	432,044	41,742
150	39,44	974	451,460	29,489
300	27,88	1370	491,122	77,235
300	55,76	1190	488,986	30,256
450	34,15	1490	717,650	135,328
450	68,30	1360	725,436	129,182

Fonte: autor (2019).

Os gráficos correlacionando a força e o avanço de roleteamento com a tensão efetiva são apresentados na Figura 5.18. A Figura 5.18(a) contempla as análises da relação entre esses parâmetros com a intensidade da tensão efetiva máxima, a Figura 5.18(b) a profundidade da camada afetada e a Figura 5.18(c) o seu comprimento. A partir dos gráficos, verifica-se uma grande influência da força e do avanço de roleteamento sobre as tensões efetivas.

Considerando primeiramente a influência da força sobre a intensidade da tensão efetiva (Figura 5.18a), observa-se que esta se eleva conforme a força de roleteamento é incrementada, com a maior intensidade (1490 MPa) registrada na subsuperfície para a força de 450 N. O avanço também teve uma importante contribuição sobre a intensidade da tensão efetiva. Ainda analisando a Figura 5.18(a), nota-se um aumento da intensidade da tensão efetiva com a redução desse parâmetro. Outros autores, dentre eles He *et al.* (2018), já haviam observado essa tendência, atribuindo a isso o fato de que cada ponto de tensão gerado em uma área deformada interage com as tensões antecedentes e as precedentes. Com isso, quanto mais próximas umas das outras estiverem essas ilhas de tensões, mais intensas elas serão. Em outras palavras, haverá um fenômeno de interferência entre as tensões geradas na superfície e a redução do avanço favorecerá o aumento da sua intensidade. Além disso, um avanço mais baixo contribui para uma deformação plástica mais intensa, como verificado na Figura 5.10(a).

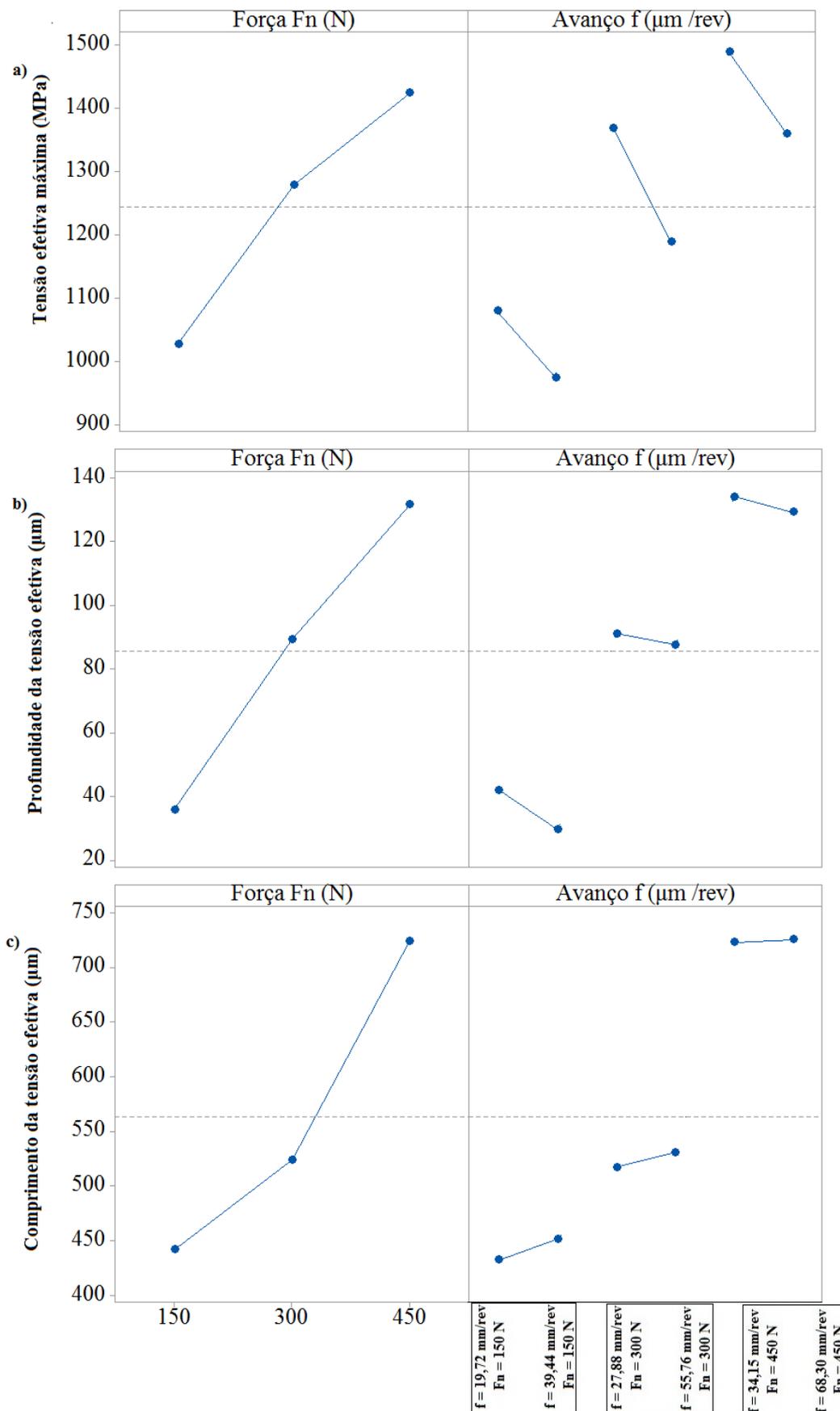


Figura 5. 18 Efeito da força e do avanço de roleteamento sobre: a) tensão efetiva máxima, b) profundidade da tensão efetiva e c) comprimento da tensão efetiva
Fonte: autor (2019).

O mesmo comportamento foi observado para a profundidade da camada afetada pelas tensões efetivas. A Figura 5.18(b) mostra que a força de roleteamento tem um papel importante no aumento da profundidade das tensões geradas. Para este estudo, a maior profundidade foi verificada para a condição de 450 N, a maior na faixa analisada. Com relação ao avanço, a Figura 5.18(b) indica que este parâmetro também é relevante na variação da profundidade das tensões. Os gráficos indicam que a redução do avanço contribui para o aumento da profundidade das tensões geradas para todos os casos.

A Figura 5.18(c) apresenta os resultados do efeito da variação da força e do avanço de roleteamento sobre o comprimento da camada afetada pelas tensões efetivas. Novamente, observa-se uma grande influência da força de roleteamento. Nota-se que o comprimento da camada afeta pelas tensões efetivas tende a aumentar com a força aplicada. Como mostrado na Figura 5.10(c), o aumento da força de roleteamento também leva a uma maior área de deformação plástica. Dessa forma, é razoável esperar que as tensões efetivas sigam o mesmo padrão. Com relação ao avanço, verifica-se pouca influência desse parâmetro sobre o comprimento das tensões efetivas. Embora para a força de 150 N o maior avanço tenha resultado em um maior comprimento da camada de tensão efetiva, pode-se atribuir este fato ao maior comprimento de roleteamento para a simulação numérica com o maior avanço. Enquanto para o roleteamento com o avanço mais baixo foram utilizados onze ciclos, totalizando um comprimento roleteado de 0,21692 mm, o maior avanço requereu seis ciclos, resultando em um maior comprimento de roleteamento (0,23664 mm). Para as demais condições (300 e 450 N), o número de ciclos para cada avanço resultou no mesmo valor para o comprimento roleteado para cada avanço. Portanto, pelo gráfico apresentado na Figura 5.18(c), observa-se que não houve influência do avanço sobre a variação do comprimento da tensão efetiva.

A partir dos valores coletados, é possível inferir a condição ideal de roleteamento para esta configuração, levando-se em conta a tensão máxima de engenharia (σ_{urs}) para este material. Embora a seleção da força de roleteamento mais alta (450 N) com o seu avanço mais baixo (34,15 $\mu\text{m}/\text{rev}$) tenha contribuído para a maior redução de rugosidade e para a indução da maior magnitude da tensão residual de compressão a 95 μm da superfície, a tensão efetiva obtida para esta condição (1490 MPa) supera o valor da tensão máxima de engenharia ($1364 \pm 66,33$ MPa) obtida por meio do ensaio de tração. A indução de tensões efetivas acima deste valor, pode

contribuir para a deterioração da superfície com o surgimento de lascas e trincas superficiais. Assim, a condição intermediária de 300 N de força, utilizando o seu avanço mais baixo, fornece resultados satisfatórios do ponto de vista de redução da rugosidade e aumento da tensão residual de compressão, sem comprometer o acabamento superficial do material.

Uma vez definidas as características necessárias para um componente submetido a determinada aplicação, esses resultados numéricos podem ser utilizados como ponto de partida para uma escolha mais coerente dos parâmetros de roleteamento a fim de otimizar o processo (produzir a superfície desejada com o menor custo possível). Embora testes experimentais não tenham sido realizados, nota-se uma forte relação entre a força e o avanço de roleteamento utilizados com as variáveis de resposta analisadas. Como supõe o modelo de Hertz, o aumento da carga produz uma maior intensidade da tensão, com valor máximo ocorrendo em uma região próxima à superfície. Essa relação permite inferir, por exemplo, a intensidade das tensões residuais presentes nessa camada. Além disso, o fluxo de material na superfície bem como o seu encruamento, também serão afetados. Assim, a intensidade da tensão pode tanto reduzir a rugosidade do componente a partir do espalhamento de material na superfície como elevar a sua rugosidade devido a um fluxo muito intenso. O excessivo encruamento do material é outro fator responsável pela deterioração da superfície, à medida em que leva o material a um processo de descamação e surgimento de trincas.

6. CONCLUSÕES

Neste capítulo são apresentadas as conclusões deste trabalho, cujo objetivo principal foi a modelagem e análise numéricas do processo de roleteamento bidimensional do aço ABNT 4140 temperado e revenido (40 HRC) considerando a rugosidade inicial do material. Mais especificamente, a influência da força e do avanço de roleteamento sobre o acabamento final, a deformação plástica efetiva e a indução de tensões residuais e efetivas foram avaliadas. Assim, conclui-se que:

- Pela análise qualitativa, observou-se o aumento do deslocamento de material na superfície a partir do aumento da força de roleteamento. Por sua vez, o aumento do avanço resultou em uma pequena diminuição de δ . Assim, a seleção da maior força e do menor avanço ($F_n = 450 \text{ N}$ e $f = 34,15 \text{ }\mu\text{m/rev}$) resultou no maior deslocamento de material dentre todas as condições ($5,32 \text{ }\mu\text{m}$).
- O modelo analítico para o cálculo da altura total do perfil (R_t) possibilitou a análise quantitativa do acabamento. A elevação da força de roleteamento contribuiu para a redução de R_t , devido ao maior deslocamento de material. Já o incremento do avanço levou a um leve aumento de R_t , por favorecer o aumento de h . Portanto, o menor valor de R_t ($0,98 \text{ }\mu\text{m}$) foi conseguido utilizando a maior força e o menor avanço de roleteamento ($F_n = 450 \text{ N}$ e $f = 34,15 \text{ }\mu\text{m/rev}$).
- Para a deformação efetiva, o aumento da força de roleteamento contribuiu para a elevação da deformação efetiva máxima, ao passo que o incremento do avanço levou à redução da máxima deformação. Para a faixa analisada, a maior força ($F_n = 450 \text{ N}$) somada ao seu avanço mais baixo ($f = 34,15 \text{ }\mu\text{m/rev}$) resultou na deformação efetiva de maior intensidade ($0,0911 \text{ mm/mm}$), localizada na subsuperfície do material como prevê o modelo de Hertz.
- A profundidade e o comprimento da camada afetada também foram avaliados. Neste caso, as duas variáveis de resposta aumentaram com a força de roleteamento, com 450 N resultando em um comprimento da camada deformada

duas vezes maior do que o comprimento simulado (0,2 mm). Por outro lado, o avanço não apresentou influência significativa sobre essas variáveis.

- Tensões residuais de compressão foram induzidas na superfície após a simulação numérica sob todas as condições. A tensão de compressão máxima mostrou-se dependente da força de roleteamento, com a sua intensidade se elevando com o aumento deste parâmetro. O aumento do avanço, para cada força, acarretou na diminuição da intensidade das tensões de compressão. A maior intensidade da tensão residual de compressão (- 351 MPa) foi induzida após a simulação numérica sob a condição $F_n = 450 \text{ N}$ e $f = 34,15 \text{ } \mu\text{m/rev}$.
- O aumento da força de roleteamento também contribuiu para a elevação da profundidade de penetração da tensão de compressão. Embora pouco influente, a elevação do avanço culminou em uma pequena redução da profundidade de penetração da tensão compressiva. Assim, a maior profundidade de penetração (95 μm) da tensão residual foi obtida após a simulação numérica sob a condição $F_n = 450 \text{ N}$ e $f = 34,15 \text{ } \mu\text{m/rev}$.
- Os valores para as tensões efetivas apresentaram comportamento semelhante ao previsto pelo modelo de Hertz, com a máxima tensão sendo obtida em uma região abaixo da superfície.
- As análises sugerem também o aumento das tensões efetivas a partir do incremento da força de roleteamento. Já o aumento do avanço levou a uma redução das tensões efetivas. Dessa forma, o maior valor da tensão efetiva (1490 MPa) foi obtido após a simulação numérica sob a condição $F_n = 450 \text{ N}$ e $f = 34,15 \text{ } \mu\text{m/rev}$.
- Além disso, a profundidade afetada pelas tensões efetivas aumentou com a força. Assim, comparando a profundidade da tensão residual de compressão induzida no material com os valores para a profundidade das tensões efetivas, nota-se uma relação entre os valores. Com isso, é possível inferir, por exemplo, a região mais susceptível ao surgimento de trincas.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Realizar a simulação numérica do processo de roleteamento com a ferramenta iniciando em um vale de rugosidade. Em seguida, comparar os resultados com os valores obtidos neste trabalho a fim de constatar a relevância do posicionamento inicial da ferramenta sobre este processo.
- Geração de uma malha mais refinada na região próxima à superfície para que a rugosidade possa ser analisada de maneira mais exata. Como a rugosidade após o roleteamento encontra-se na escala nanométrica, para que erros numéricos sejam reduzidos, é necessário gerar uma malha mais refinada.
- Realização de testes experimentais utilizando dos mesmos parâmetros para validar os resultados obtidos neste trabalho.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRÃO, A. M.; DENKENA, B.; KOHLER, J. B.; 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*. Vol. 214 p. 3020–3030. 2014a.

ABRÃO, A. M.; DENKENA, B.; KOHLER, J. B.; BREIDENSTEIN, B.; MÖRKE, T. The influence of deep rolling on the surface integrity heat treatment and deep rolling on the mechanical properties and integrity of AISI 1060 high carbon steel. *2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI)*. Vol. 13 p. 31–36. 2014b.

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

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

AL-QAWABEHA, U. F. The effect of diamond pressing and roller burnishing of unheat treated carbon steel surfaces. *Machining Science and Technology*. Vol. 11/1 p. 145-155. 2007.

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

ALTENBERGER, I.; 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, pp. 292-302, 2012.

ASM International. *ASM Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. ISBN: 0-87170-729-2.

BAGHERI, S.; GUAGLIANO, M. Review of shot peening processes to obtain nanocrystalline surfaces in metal alloys. *Surface Engineering*. Vol. 25 (1). 2009.

BAGHERIFARD, S.; GHELICHI, R.; GUAGLIANO, M. Numerical and experimental analysis of surface roughness generated by shot peening. *Applied Surface Science*. Vol. 258 p. 6831-6840. 2012.

BALLAND, P.; TABOUROT, L.; DEGRE, F.; MOREAU, V. Mechanics of the burnishing process. *Precision Engineering*. Vol. 37 p. 129-134. 2013.

BERCZYNSKI, S.; GROCHALA, D.; GRZADZIEL, Z. Computer simulation of pressing a ceramic ball into elastic-plastic material. *Scientific Journals of the Maritime University of Szczecin*. Vol. 114 p. 9-13. 2015.

BI, Z. *Finite element analysis applications*. Academic Press. p. 31-60. 2018.

BOUREBIA, M.; BOURI, A.; HAMADACHE, H.; ACHOURI, S.; LAOUAR, L.; GHARBI, A.; GHELLOUDJ, O.; BOUHAMLIA, K. Study of the effect burnishing on superficial hardness and hardening of S355JR steel using experimental planning. *Energy Procedia*. Vol. 157 p. 568-577. 2019.

BOUZID, W.; TSOUMAREV, O.; SAI, K. An investigation of surface roughness of burnished AISI 1042 steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 24 p. 120-125. 2004.

CALLISTER JR, W. D.; RETHWISCH, D. *G.Ciência e engenharia de materiais: uma introdução*. Tradução Sergio Murilo Stamile Soares. Rio de Janeiro. LTC. 2016.

CELLARD, C.; RETRAINT, D.; FRANÇOIS, M.; ROUHAUD, E.; LE SAUNIER, D. Laser shock peening of Ti-17 titanium alloy: Influence of process parameters. *Materials Science and Engineering A*. Vol. 532 p. 362-372. 2012.

CHEN, M.; JIANG, C.; XU, Z.; ZHAN, K.; JI, V. Experimental study on macro- and microstress state, microstructural evolution of austenitic and ferritic steel processed by shot peening. *Surface & Coatings Technology*. Vol. 359 p. 511-519. 2019.

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

COBANOGLU, T.; OZTURK, S. Effect of burnishing parameters on the surface quality and hardness. *Journal of Engineering Manufacture*. p. 1- 9. 2014.

COURTIN, S.; GARDIN, C. H.; BEZINE, G. Finite element simulation of roller burnishing in crankshafts. *Transactions on Engineering Sciences*. Vol. 39. 2003.

DELGADO, P.; CUESTA, I. I.; ALEGRE, J. M.; DÍAZ, A. State of the art of deep rolling. *Precision Engineering*. Vol. 46 p. 1-10. 2016.

DENKENA, B.; BREIDENSTEIN, B.; WAGNER, L.; WOLLMANN, M.; MHAEDE, M. Influence of shot peening and laser ablation on residual stress state and phase composition of cemented carbide cutting inserts. *Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. Vol. 36 p. 85-89. 2013.

DEVILLEZ, A.; LE COZ, G.; DOMINIAK S.; DUDZINSKI, D. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 211 p. 1590–1598. 2011.

DORMAN, M.; TOPARLI, M. B.; SMYTH, N.; CINI, A.; FITZPATRICK, M. E.; IRVING, P. E. Effect of laser shock peening on residual stress and fatigue life of clad 2024 aluminum sheet containing scribe defects. *Materials Science and Engineering A*. Vol. 548 p. 142-151. 2012.

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

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

EL-KHABEERY, M. M.; EL-AXIR, M. H. Experimental techniques for studying the effects of milling roller-burnishing parameters on surface integrity. International Journal of Machine Tools & Manufacture. Vol. 4 p. 1705–1719. 2001.

EL-TAYEB, N. S. M.; LOW, K. O.; BREVERN, P. V. Influence of roller burnishing contact width and burnishing orientation on surface quality and tribological behavior of Aluminum 6061. Journal of Materials Processing Technology. Vol. 186 p. 272-278. 2007.

GHARBI, F.; SGHAIER, S.; MOREL, F.; BENAMEUR, T. Experimental investigation of the effect of burnishing force on service properties of AISI 1010 steel plates. Journal of Materials Engineering and Performance. Vol. 24 p. 721- 725. 2015.

GREENWOOD, J. A. Analysis of elliptical Hertzian contacts. Tribology International. Vol. 30, Nr 3, p. 235-237. 1997.

GOSWAMI, R.; QADRI, S. B.; FENG, C. R.; PANDE, C. S. Residual stress and localized lattice rotation under fatigue loading. Materials Science & Engineering A. Vol. 763. 2019.

HALILOVIC, M.; ISSA, S.; WALLIN, M.; HALLBERG, H.; RISTINMAA, M. Prediction of the residual state in 304 austenitic steel after laser shock peening – Effects of plastic deformation and martensitic phase transformation. International Journal of Mechanical Sciences. Vol. 111-112 p. 24-34. 2016.

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. Vol. 180 p. 130–136. 2006.

HASSAN, A. M. The effects of ball and roller burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous metals. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 72 p. 385-391. 1997.

HASSAN, A. M.; AL-WAHHAB, O. M. A. Surface characteristics of some roller burnished non-ferrous components. *Material and Manufacturing Process*. Vol. 13 p. 505-515. 1998.

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

HONGCHAO, Q.; JIBIN, Z.; GONGXUAN, Z.; YU, G. Effects of laser shock peening on microstructure and residual stress evolution in Ti-45Al-2Cr-2Nb-0.2B alloy. *Surface & Coatings Technology*. Vol. 276 p. 145-151. 2015.

HUTCHINGS, I.; SHIPWAY, P. *Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials*. Cambridge: Elsevier Ltd. 2016.

JOHN, M. R. S.; WILSON, A. W.; BHARDWAJ, A. P.; ABRAHAM, A.; VINAYAGAM, B. K. An investigation of ball burnishing process on CNC lathe using finite element analysis. *Simulation Modelling Practice and Theory*. Vol. 62 p. 88–101. 2016.

JUIJERM, P.; ALTENBERGER, I. Effect of temperature on cyclic deformation behavior and residual stress relaxation of deep rolled under-aged Aluminum alloy AA6110. *Materials Science and Engineering*. Vol. A 452-453 p. 475-482. 2007.

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

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

KURKUTE, V.; CHAVAN, S. T. Modeling and optimization of surface roughness and microhardness for roller burnishing process using response surface methodology for Aluminum 63400 alloy. *Procedia Manufacturing*. Vol. 20 p. 542-547. 2017.

LEAL, C. A. A. Efeito dos Parâmetros de Roletamento Sobre a Vida em Fadiga do Aço ABNT 4140 Endurecido. Trabalho apresentado para o exame de qualificação de doutorado em engenharia mecânica. Em 05 de outubro de 2018 Universidade Federal de Minas Gerais. 2018.

LIAO, Y.; YE, C.; LIN, D.; SUSLOV, S.; CHENG, G. J. Deformation induced martensite in NiTi and its shape memory effects generated by low temperature laser shock peening. *Journal of Applied Physics*. Vol. 112. 2012.

LLANEZA, V.; BELZUNCE, F. J. Study of the effects produced by shot peening on the surface of quenched and tempered steels: roughness, residual stresses and workhardening. *Applied Surface Science*. Vol. 356 p. 475-485. 2015.

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

LOH, N. H.; TAM, S. C. MIYAZAWA, S. Ball burnishing of tool steel. *Precision Engineering*. Vol. 15 p. 100-105. 1993.

LÓPEZ DE LACALLE, L. N.; LAMIKIZ, MUÑOA, A. J.; SÁNCHEZ, J. A. Quality improvement of ball-end milled sculptured surfaces by ball burnishing. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 45 p. 1659-1668. 2005.

LUCA, L.; VENTZEL, S. N.; MARINESCU, I. Effects of working parameters on surface finish in ball-burnishing of hardened steels (Technical note). *Precision Engineering*. Vol. 29 p. 253–256. 2005.

MAAWAD, E.; BROKMEIER, H. G.; WAGNER, L.; SANO, Y.; GENZEL, CH. Investigation on the surface and near-surface characteristics of Ti–2.5Cu after various

mechanical surface treatments. *Surface & Coatings Technology*. Vol. 205 p. 3644-3650. 2011.

MAAWAD, E.; SANO, Y.; WAGNER, L.; BROKMEIER, H. G.; GENZEL, CH. Investigation of laser shock peening effects on residual stress state and fatigue performance of titanium alloys. *Materials Science and Engineering A*. Vol. 536 p. 82–91. 2012.

MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; DA SILVA, M. B. *Teoria Da Usinagem Dos Materiais*. São Paulo: 2015.

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

MAHESHWARI, A. S.; GAWANDE, R. R. Influence of specially designed high stiffness ball burnishing tool on surface quality of Titanium alloy. *Materials Today: Proceedings*. Vol. 4 p. 1405–1413. 2017.

MARTINS, A. M. Efeito dos parâmetros de torneamento e do roleteamento sobre a integridade superficial do aço ABNT 4140. Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica (PPGMEC) da UFMG. Universidade Federal de Minas Gerais. 2019.

MEYER, D.; KAMMLER, J. Surface integrity of AISI 4140 after deep rolling with varied external and internal loads. 3rd CIRP Conference on Surface Integrity (CIRP CSI). Vol. 45 p. 363-366. 2016.

MIAO, H. Y.; LAROSE, S.; PERRON, C.; LÉVESQUE, M. An analytical approach to relate shot peening parameters to Almen intensity. *Surface and Coatings Technology*. Vol. 205 p. 2055–2066. 2010.

MOHAMMADI, F.; SEDAGHATI, R.; BONAKDAR, A. Finite element analysis and design optimization of low plasticity burnishing process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 70 p. 1337–1354. 2014.

MORIMOTO, T. Work hardening and tool surface damage in burnishing. *Wear*. Vol. 127 p. 149-159. 1988.

MURTHY, R. L.; KOTIVEERACHARI, B. Burnishing of metallic surfaces – a review. *Precision Engineering*. Regional Engineering College, Warangal. 1981.

MYLONAS, G. I.; LABEAS, G. Numerical modelling of shot peening process and corresponding products: Residual stress, surface roughness and cold work prediction. *Surface & Coatings Technology*. Vol. 205 p. 4480-4494. 2011.

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*. Vol. A 465 p. 176-182. 2007.

OKADA, M.; SUENOBU, S.; WATANABE, K.; YAMASHITA, Y.; ASAKAWA, N. Development and burnishing characteristics of roller burnishing method with rolling and sliding effects. *Mechatronics*. Vol. 29 p. 110- 118. 2015.

PETAN, L.; OCAÑA, J. L.; GRUM, J. Influence of laser shock peening pulse density and spot size on the surface integrity of X2NiCoMo18-9-5 maraging steel. *Surface & Coatings Technology*. Vol. 307 p. 262-270. 2016.

PRABHU, P. R.; KULKARNI S. M.; SHARMA S. S. Influence of deep cold rolling and low plasticity burnishing on surface hardness and surface roughness of AISI 4140 steel. *International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering*. Vol. 4 No:12. 2010.

PRASAD, V. J.; JOSHI, K. S.; RAMANA, V. S. N.; CHIRANJEEVI, R. Effect of roller burnishing on surface properties of wrought AA6063 aluminum alloys. *Materials Today*: Vol. 5 p. 8033-8040. 2018.

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*. Vol. 23 p. 295-302. 2008.

REAL, E.; RODRÍGUEZ, C.; BELZUNCE, F. J.; SANJURJO, P.; CANTELI, A. F.; PARIENTE, I. F. Fatigue behavior of duplex stainless steel reinforcing bars subjected to shot peening. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. Vol. 32 p. 567-572. 2009.

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

RODRIGUEZ, J. A. T.; GRAS, G. G.; DESSEIN, G.; CARRILLO, F.; ALEXIS J.; PEIRO, J. J.; AUBAZAC, N. Effects of a ball-burnishing process assisted by vibrations in G10380 steel specimens. *Int J Adv Manuf Technol*. Vol. 81 p. 1757- 1765. 2015.

SAI, W. B.; SAI, K. Finite element modeling of burnishing of AISI 1042 steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 25 p. 460–465. 2005.

SALDÁÑA-ROBLES, A.; MORA, H. P.; GÓMEZ, E. A.; ROBLES, A. S.; HERRERA, A. M.; DE LA PEÑA, J. A. D. Influence of ball-burnishing on roughness, hardness and corrosion resistance of AISI 1045 steel. *Surface & Coatings Technology*. Vol. 339 p. 191-198. 2018.

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

SAYAHI, M.; SGHAIER, S.; BELHADJSALAH, H. Finite element analysis of ball burnishing process: comparisons between numerical results and experiments.

International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 67 p. 1665–1673. 2013.

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

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

SHEN, X.; SHUKLA, P.; NATH, S.; LAWRENCE, J. Improvement in mechanical properties of titanium alloy (Ti-6Al-7Nb) subject to multiple laser shock peening. Surface & Coatings Technology. Vol. 327 p. 101-109. 2017.

SHIOU, F.; HUANG, S.; SHIH, A. J.; ZHU, J.; YOSHINO, M. Fine surface finish of a hardened stainless steel using a new burnishing tool. 45th SME North American Manufacturing Research Conference, NAMRC 45, LA, USA. Vol. 10 p. 208-217. 2017.

TADIC, B.; TODOROVIC, P. M.; LUZANIN, O.; MILJANIC, D.; JEREMIC, B. M.; BOGDANOVIC, B.; VUKELIC, D. Using specially designed high-stiffness burnishing tool to achieve high-quality surface finish. Int J Adv Manuf Technol. Vol. 67 p. 601-611. 2013.

THORAT, S. R.; THAKUR, A. G. Optimization of Burnishing Parameters by Taguchi Based GRA Method of AA 6061 Aluminum Alloy. Materials Today: Proceedings. Vol. 5 p. 7394–7403. 2018.

UMAPATHI, A.; SWAROOP, S. Measurement of residual stresses in titanium alloys using synchrotron radiation. Measurement. Vol. 140 p. 518–525. 2019.

UNAL, O.; VAROL, R. Almen intensity effect on microstructure and mechanical properties of low carbon steel subjected to severe shot peening. Applied Surface Science. Vol. 290 p. 40–47. 2014.

VISHWAKARMA, R. K.; SHIVHARE, U. S.; NANDA, S. K. Predicting guar seed splitting by compression between two plates using Hertz Theory of contact stresses. *Journal of Food Science*. Vol. 00, Nr, 00. 2012.

WITHERS, P. J.; BHADSHIA, H. K. D. H. Residual stress – Nature and origins. *Materials Science and Technology*. Vol. 17 p. 366–375. 2001.

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

YELLA, P.; VENKATESWARLU, P.; BUDDU, R. K.; VIDYASAGAR, D. V.; SANKARA RAO, K. B.; KIRAN, P. P.; RAJULAPATI, K. V. *Applied Surface Science*. Vol. 435 p. 271-280. 2018.

YEN, Y. C.; SARTKULVANICH, P.; ALTAN, T. Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing (ERC/NSM), The Ohio State University, Columbus, Ohio, USA. 2004.

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

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

ZHANG, W.; YAO, Y. L. Micro Scale Laser Shock Processing of Metallic Components. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 124 p. 369-378. 2002.