

Modelagem e análise numéricas da operação de roleteamento do aço ABNT 4140

Modeling and numerical analysis of roller burnishing of AISI 4140 steel

Vinícius Melo Cangussu¹, Alexandre Mendes Abrão¹,
Frederico de Castro Magalhães¹, Berend Denkena²,
Bernd Breidenstein², Kolja Meyer²

¹ Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Minas Gerais, Av. Antônio Carlos, 6627, CEP: 31270-901, Pampulha, Belo Horizonte, MG, Brasil.

² Institute of Production Engineering and Machine Tools, Leibniz Universität Hannover, An der Universität 2, 30823 Hannover, Garbsen, Germany.

e-mail: viniciusmelocangussu@gmail.com, abrao@demec.ufmg.br, fredmag.castro@gmail.com, denkena@ifw.uni-hannover.de, breidenstein@ifw.uni-hannover.de, meyer@ifw.uni-hannover.de

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 são capazes de prolongar o tempo em serviço desses materiais. Esses processos atuam deformando plasticamente a superfície, promovendo o aumento da sua dureza e a indução de tensões residuais de compressão. A combinação desses fatores aumenta a vida da peça pois reduz a taxa de nucleação e propagação de trincas responsáveis por levar o material à falha por fratura. Apesar de processos de tratamento de superfície como o jateamento de granel e o *laser shock peening* (LSP) serem utilizados para induzir tensões compressivas, o roleteamento não só induz tensão de compressão e aumenta a dureza superficial, 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), definindo a ferramenta como um elemento rígido, enquanto que o material da peça apresentou um comportamento elasto-plástico. A força e o avanço de roleteamento foram escolhidos como parâmetros de entrada cuja influência sobre a rugosidade e as tensões residuais foi analisada. Diferentemente de outros modelos numéricos bidimensionais, a rugosidade inicial da peça foi introduzida a fim de verificar a sua influência no processo. As simulações numéricas ocorreram entre a distância de dois picos de rugosidade, definida pela marca de avanço do torneamento prévio (0,2 mm). O *software* HertzWin foi utilizado para definir o avanço para cada condição, sendo este baseado na largura da linha de contato obtido para cada força separadamente. Os resultados numéricos sugerem a redução da rugosidade e o aumento da tensão residual de compressão a partir do aumento da força e da redução do avanço de roleteamento.

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

ABSTRACT

Metallic components for engineering applications are often employed under 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, increasing its surface hardness and inducing compressive residual stresses. The combination of these factors leads to an increase of the part lifespan because it diminishes the nucleation and propagation of cracks, which are responsible for material failure by fracture. Although surface treatment processes such as shot peening and laser shock peening are widely used to induce compressive stresses, roller burnishing 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 Method (FEM) method

for roller burnishing the hardened ABNT 4140 (40 HRC) steel was performed, considering the tool a rigid element, while the part was assumed as elasto-plastic. Burnishing force and feed rate were selected as input parameters which influence on roughness and residual stress induction was investigated. Moreover, unlike other two-dimensional numerical models, the initial roughness of the part was introduced in order to assess its influence on the process. In addition to that, the numerical simulation occurs in the interval from one peak to the other, defined by the feed mark of the previous turning operation (0.2 mm). 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 numerical results suggest the reduction of roughness and the increase of compressive residual when the rolling force is increased and the feed rate is reduced.

Keywords: Turning; surface quality; roughness; fatigue life; AISI 4140 steel.

1. INTRODUÇÃO

Dentre as técnicas utilizadas para o tratamento de superfícies de materiais metálicos, o roleteamento visa melhorar o acabamento de um componente a partir da deformação plástica da superfície. Além dos benefícios conseguidos pelo uso dessa técnica como a redução da rugosidade, aumento da dureza superficial e indução de tensão residual de compressão, o roleteamento pode ser utilizado em máquinas-ferramentas convencionais ou numericamente comandadas como tornos e fresas. Essa possibilidade, não só torna essa operação mais flexível, como também contribui para a redução do tempo de fabricação, pois o componente pode ser completamente usinado e roleteado em uma única configuração, eliminando a necessidade de máquinas adicionais.

PRABHU *et al.* [1] afirmam que a vida 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. Segundo NIKITIN e ALTENBERGER [2], o jateamento de granalha, o *laser-shock peening* (LSP) e o roleteamento são processos de tratamento mecânico de superfícies cuja finalidade é aumentar a vida de componentes metálicos ao conferir à peça propriedades capazes de atenuar as taxas de nucleação e propagação de trincas. Entretanto, os pesquisadores argumentam que, embora visem aperfeiçoar a qualidade superficial de determinado objeto, 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.

De acordo com BAGHERI e GUAGLIANO [3], o jateamento de granalha, 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. Por outro lado, o LSP e o roleteamento fornecem superfícies com menor rugosidade e são capazes de encruar o material em camadas mais profundas [2].

Segundo LOH e TAM [4], 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 [5]. Assim, em geral, uma redução da rugosidade do material ocorre a partir do aumento da pressão/força de roleteamento [6]. Como resultado da produção de uma superfície com essas características (baixa rugosidade, elevada dureza superficial e indução de tensão residual de compressão), RAO *et al.* [7] explicam que haverá um aumento da resistência à fadiga, da resistência à corrosão e ao desgaste do material.

Dentre os parâmetros utilizados, a pressão de roleteamento (muitas vezes tratada como força de roleteamento F_n), o avanço da ferramenta f (deslocamento longitudinal), a velocidade v , material e o diâmetro do elemento rolante têm grande influência sobre a integridade da superfície [8, 9]. Além dos parâmetros supracitados, LUCA *et al.* [6] sugerem que a rugosidade gerada pelo processo anterior ao roleteamento influencia o acabamento após este processo.

Com relação ao material do elemento rolante (rolete ou esfera), ABRÃO *et al.* [10] 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 com rolete é representado esquematicamente na Figura 1. Neste caso, em função da geometria cilíndrica do rolete, trata-se de um contato cilindro/cilindro, cuja extensão é definida por uma linha de largura $2b$, como pode ser verificado pela Figura 1. Com relação à operação de roleteamento, nota-se a redução da rugosidade devido ao processo de deformação plástica, em decorrência da aplicação de carga pela ferramenta.

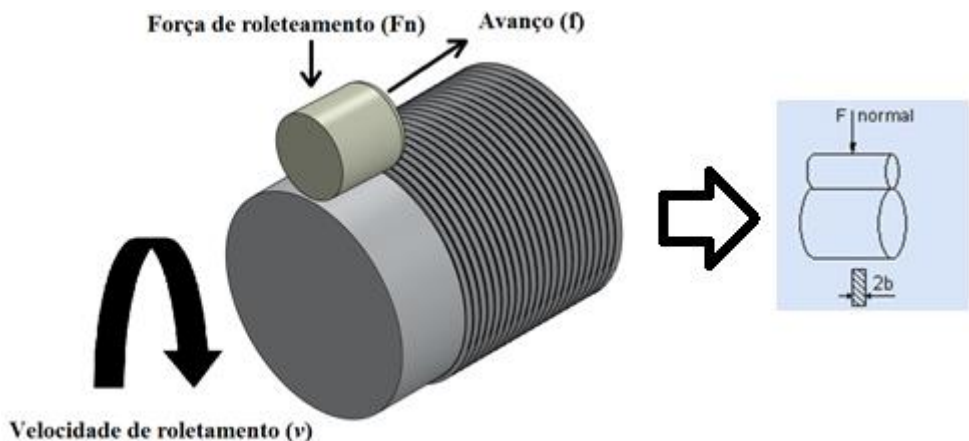


Figura 1: Ilustração do processo de roleteamento.

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 [11]. Para BOUZID *et al.* [12] 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 perfeitamente polidas, não considerando a rugosidade superficial [13].

Além da força, o avanço de roleteamento também tem grande influência na rugosidade final do componente. HASSAN e AL-WAHHAB [14] 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. Analiticamente, SARTKULVANICH *et al.* [8] explicam que ao reduzir o avanço de 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 2 apresenta o movimento de uma ferramenta sobre uma superfície, ilustrando a distância entre as trajetórias sucessivas, neste caso o avanço f , e a altura dos picos de rugosidade h para o valor do avanço utilizado. R_2 representa o raio da ferramenta de roleteamento.

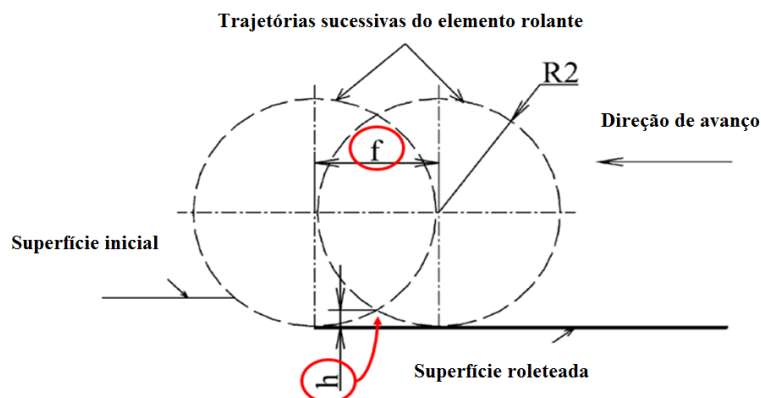


Figura 2: Efeito da variação do avanço sobre a rugosidade.

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. Entretanto, além das asperezas superficiais, o deslocamento normal do material (δ), resultado da deformação plástica imposta pelo

processo, terá interferência na rugosidade final [12]. Enquanto h representa a altura dos picos de rugosidade após o roleteamento, δ indica o deslocamento de material na superfície devido ao fluxo de material.

De acordo com WITHERS e BHADESHIA [15], tensões residuais são as tensões existentes no interior do material e que agem sobre ele na ausência de uma força externa. Os autores 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. Conforme UMAPATHI e SWAROOP [16], a intensidade da tensão de compressão e a sua profundidade de penetração são de extrema importância para a vida em fadiga de um material que, por sua vez, será tanto maior quanto mais elevadas forem essas variáveis. Além disso, a estabilidade da tensão residual deve ser levada em consideração, principalmente quando o componente estiver submetido às cargas térmicas e mecânicas de intensidades variadas.

MOHAMMADI *et al.* [17] argumentam que quanto maior o grau de encruamento de um material, maior também será a taxa de relaxamento da tensão residual. Ainda para os autores, o roleteamento com rolete 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 compressiva, evitando seu relaxamento precoce. Os autores [17] também sugerem que a variação da força de roleteamento tem influência na intensidade e na profundidade de penetração da tensão residual induzida na peça.

A influência da variação do avanço de roleteamento sobre as tensões residuais também foram estudadas por vários autores. Dentre eles, RODRÍGUEZ *et al.* [18] analisaram a variação 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 afetada terem sofrido pouca influência com a variação desse parâmetro, ainda assim ambas tiveram seus valores levemente aumentados durante o incremento do avanço. Além disso, HE *et al.* [19] sugerem que 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. A Figura 3 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).

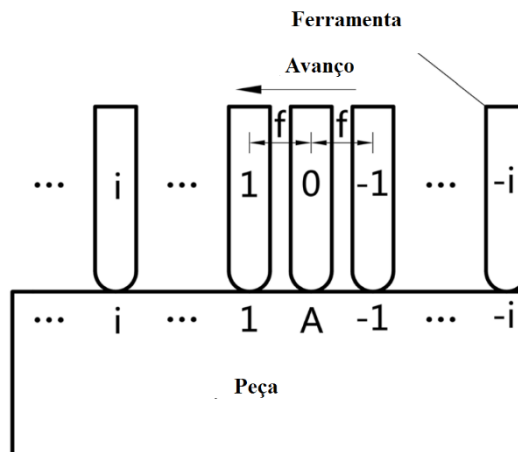


Figura 3: Processo de formação do roleteamento no ponto (A).

O estudo de técnicas como o roleteamento tem sido realizado tanto experimentalmente, como de forma analítica e também numérica. A análise por elementos finitos além de permitir identificar a localização de pontos de concentração de tensão, possibilita 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.

Por meio do método de elementos finitos Zébulon, [12] avaliaram a influência do comportamento plástico e elasto-plástico do aço AISI 1042 sobre o deslocamento normal (δ). Após a simulação e realização dos experimentos considerando uma rotação de 530 rpm e força de roleteamento de 150 N, os autores encontraram $\delta = 4,49 \mu\text{m}$ para o comportamento plástico, enquanto o comportamento elasto-plástico forneceu um

valor de $\delta = 3,69 \mu\text{m}$ para o deslocamento normal na superfície. Os autores concluíram que ambos os comportamentos forneceram resultados plausíveis, já que o valor encontrado analiticamente pelo modelo de Hertz foi $\delta = 5,20 \mu\text{m}$. YEN *et al.* [20] realizaram uma simulação numérica bidimensional por meio do *software* DEFORM-2D, considerando a ferramenta como um elemento rígido e a peça como elasto-plástico. Ao avaliar apenas o deslocamento da ferramenta sobre a peça, os autores verificaram uma redução da rugosidade após a simulação numérica, com a altura máxima do perfil de rugosidade (R_z) sendo reduzida de 11 para $1 \mu\text{m}$. Ao fazer uso do mesmo *software* comercial, SARTKULVANICH *et al.* [8] verificaram o aumento da rugosidade a partir do incremento do avanço. Para os autores, o desvio médio aritmético (R_a) obtido na simulação numérica apresentou um padrão próximo aos dados experimentais. Neste caso, para o avanço mais baixo ($0,02 \text{ mm/rev}$) os valores experimentais e numéricos de R_a coincidiram. Por outro lado, para maiores valores de avanço, a rugosidade experimental apresentou valores superiores aos valores numéricos, com a maior discrepância para $0,08 \text{ mm/rev}$, 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 meio de análise numérica, KUMAR *et al.* [21] variaram a força aplicada sobre o aço AISI 4140 em 250 e 750 N. Ao final da simulação numérica bidimensional, os autores notaram um aumento da intensidade (de -353 para -435 MPa) e da profundidade da tensão máxima de compressão (de $0,2$ para $0,41 \text{ mm}$) no material roleteado. Segundo os autores, a diferença entre os valores numéricos e experimentais foi de aproximadamente 10%. RODRÍGUEZ *et al.* [18] estudaram o efeito do roleteamento com esfera sobre a qualidade superficial do aço AISI 1045 e observaram, por meio do *software* comercial 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. Além disso, ao comparar os resultados experimentais com os numéricos, a tensão residual de compressão tangencial obtida numericamente apresentou resultados mais próximos dos valores experimentais [18]. 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). Já os valores da tensão compressiva obtidos experimentalmente e por simulação numérica na direção axial, foram iguais a -800 MPa e -430 MPa , respectivamente.

HE *et al.* [19] também consideraram um modelo bidimensional estático (sem rotação da peça) para investigar a influência do avanço sobre a indução de tensões residuais compressivas em uma liga de titânio. Utilizando o *software* DEFORM-2D, para uma faixa de avanço de $0,03$ a $0,2 \text{ mm/rev}$, os autores perceberam que a influência do roleteamento na indução de tensão residual de compressão ocorreu de maneira pontual, de modo que reduzindo o avanço, eliminou-se a periodicidade característica de avanços elevados e induziu na superfície uma tensão residual compressiva mais uniforme e de maior intensidade. Além disso, quando comparados aos resultados experimentais, os valores numéricos mostraram-se consistentes [19].

Dessa forma, as operações de roleteamento são capazes de afetar a integridade superficial dos componentes produzidos por meio da variação de parâmetros como a força e o avanço de roleteamento. Assim, o objetivo deste trabalho é modelar e analisar numericamente a operação de roleteamento por meio de um rolete do aço ABNT 4140 temperado e revenido. Para isso, será empregado o *software* comercial de elementos finitos DEFORM 2D- SFTC (formulação implícita), verificando a influência da força e do avanço de roleteamento sobre a rugosidade e na indução de tensões residuais. Diferentemente dos demais modelos numéricos bidimensionais, a rugosidade proveniente da usinagem por torneamento foi considerada e o avanço utilizado para o roleteamento foi baseado na largura de contato existente entre dois corpos cilíndricos. Com auxílio do *software* HertzWin, para cada força de roleteamento empregada foi determinada a sua respectiva largura de contato. Apesar do torneamento induzir tensões residuais de tração na superfície, ABRÃO *et al.* [22] identificaram que, independentemente dos parâmetros utilizados no roleteamento, as tensões de tração induzidas previamente foram convertidas em tensão residual de compressão. Dessa forma, esse trabalho pretende avaliar a variação da intensidade e da profundidade das tensões numéricas compressivas após o roleteamento, desconsiderando quaisquer tensões e deformações preexistentes.

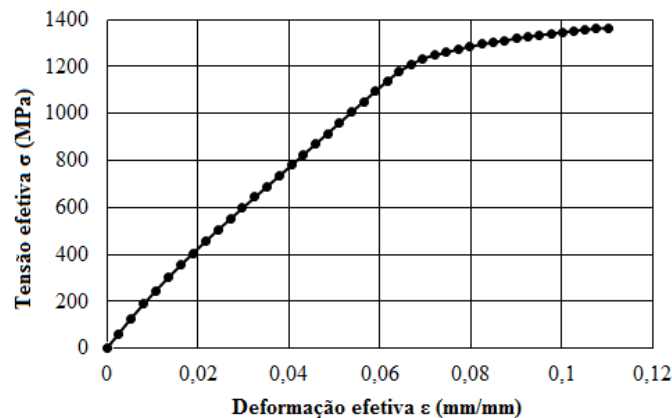
2. MATERIAIS E MÉTODOS

O aço ABNT 4140 temperado e revenido ($40 \pm 2 \text{ HRC}$) foi escolhido como material da peça. A Tabela 1 mostra a composição química nominal do aço ABNT 4140, obtida por meio de uma espectrometria ótica – base ferro a partir do trabalho de LEAL [23].

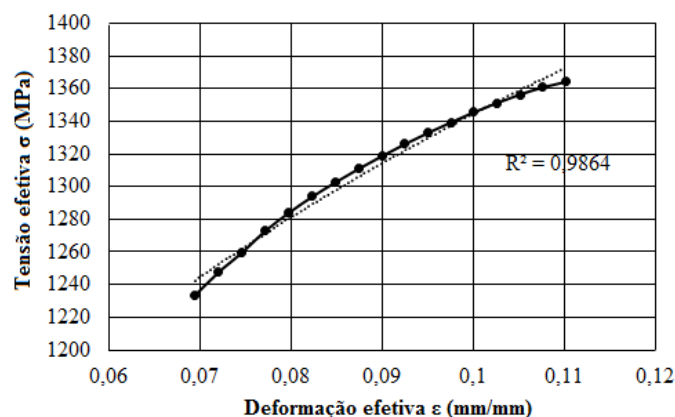
Tabela 1: Composição química nominal do aço ABNT 4140 (% em peso).

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

Após a realização do ensaio de tração, 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 [23]. A tensão máxima de engenharia (σ_{ult}) 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 (Figura 4) conseguida por meio dos valores médios de dois ensaios de tração do aço ABNT 4140 [23].

**Figura 4:** Curva da tensão efetiva em função da deformação efetiva para o aço ABNT 4140.

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 razão entre a tensão (σ) e a deformação (ϵ). 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 a curva de fluxo do material. Para a aquisição desses valores, somente a região plástica do material foi considerada. A Figura 5 apresenta a curva verdadeira linearizada no regime plástico até a tensão máxima.

**Figura 5:** Linearização da curva verdadeira no regime plástico para a determinação de k e n.

A partir do gráfico da Figura 5, foi extraída a equação de Hollomon (potência) com os valores do coeficiente de resistência $k = 2212,6$ MPa e do coeficiente de encruamento $n = 0,2164$ do material. Como o processo de roleteamento é realizado a 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 a usinagem por torneamento foi introduzida no modelo numérico com o intuito de verificar a sua influência no processo. Além disso, a distância entre dois picos de rugosidade de 0,2 mm (avanço do torneamento) foi tomada como referência, com a simulação numérica iniciando e finalizando sobre um pico de rugosidade. A escolha do pico de rugosidade como ponto inicial para a simulação numérica do roleteamento foi baseada em um estudo experimental de YU e WANG [24] que sugere essa posição como sendo ideal para o processo. Assim, dados referentes à rugosidade do aço ABNT 4140 temperado e revenido após o torneamento foram utilizados.

Durante seus experimentos, MARTINS [25] 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 [25]. Entretanto, o valor de R_a foi utilizado neste trabalho somente para definir o avanço de roleteamento por meio do *software* HertzWin.

A configuração apresentada na Figura 2 foi tomada como referência neste trabalho. Entretanto, 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 lateral da configuração do processo apresenta o modelo bidimensional na Figura 6. Pela Figura é possível observar também um ângulo de inclinação da ferramenta de $1,5^\circ$ em relação à peça. Para a criação dos modelos, o *software* SOLIDWORKSTM foi utilizado.

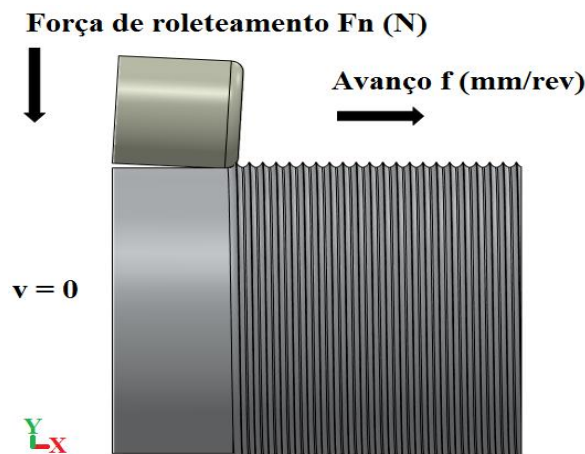


Figura 6: Modelo bidimensional do processo de roleteamento com rolete.

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

Por tratar-se de uma análise não-linear em que se desejava verificar as tensões residuais, o material apresentou um comportamento elasto-plástico. Considerando que o diâmetro da peça é muito maior do que a profundidade de roleteamento, esta foi simplificada para uma geometria retangular (1,25 x 0,75 mm), enquanto a ferramenta permaneceu com a dimensão original. Apesar disso, as novas dimensões atribuídas ao material não comprometeram nos valores numéricos obtidos.

Para a discretização e geração da malha do material a ser roleteado, foram considerados os tipos de formulação, o processamento e as variáveis a serem avaliadas após as simulações numéricas. Dessa forma, uma vez que a variação da rugosidade e a indução de tensões residuais ocorrem na superfície do material e em regiões mais próximas a esta, empregou-se nesta região uma malha mais refinada (maior número de ele-

mentos) com o intuito de aumentar a exatidão nesta área. Com o intuito de reduzir o tempo computacional, as regiões mais afastadas, as quais sofreram pouca ou nenhuma influência do processo de roleteamento foram modeladas com elementos maiores. 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 7 apresenta o modelo numérico proposto 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 7). A geração da malha foi realizada pelo *software* DEFORM-2D. Ao lado direito da imagem da peça, encontra-se uma imagem ampliada da região superficial.

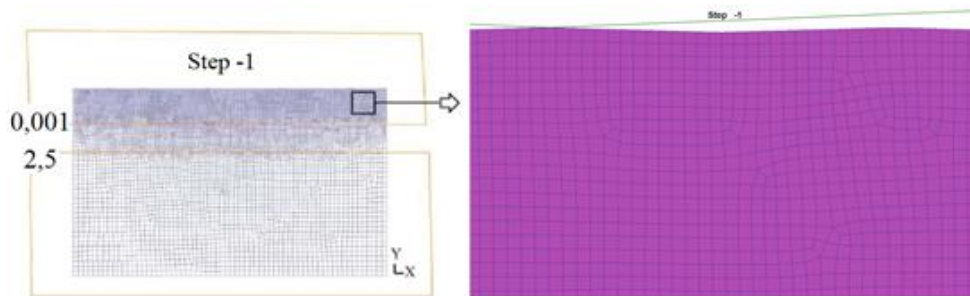


Figura 7: Modelo discretizado com zoom na região superficial.

Embora o roleteamento seja uma operação dinâmica, neste trabalho um modelo numérico bidimensional quase estático foi proposto. A fim de representar o comportamento mecânico do material durante a simulação numérica, por meio do *software* DEFORM-2D, extrapolou-se a curva de fluxo do material, obtido experimentalmente por MARTINS [25] para diferentes taxas de deformação a fim de representar o modelo empregado. A extrapolação da curva de fluxo experimental para seis novas taxas de deformação foi necessária principalmente por tratar-se de um processo realizado à temperatura ambiente, com o consequente encruamento isotrópico do material (Figura 8).

Para determinar o tempo de integração (*time step*) da simulação numérica foi considerado o menor comprimento do elemento localizado na região da rugosidade superficial, sendo esse valor dividido pela velocidade de translação do rolete ao longo do eixo y do modelo numérico proposto, por fim, esse quociente foi dividido por três.

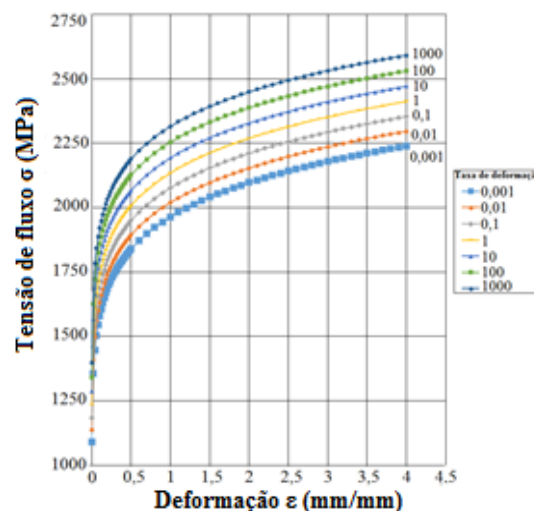


Figura 8: Curva de fluxo extrapolada com seis novas taxas de deformação.

Na Figura 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, o deslocamento nas laterais do material é representado pelo vetor V_x , enquanto V_y representa o ancoramento. Para descrever a condição de contato existente entre rolete/material, foi adotado o modelo de Coulomb, cujo valor do coeficiente de atrito foi de 0,2 [26].

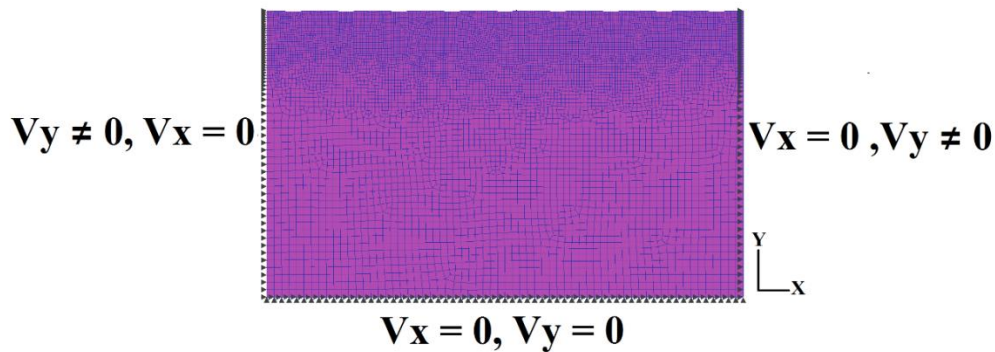


Figura 9: Condições de contorno.

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 [21]. 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 considerada a profundidade de penetração da ferramenta na peça, sendo esse deslocamento definido como critério de parada no modelo numérico [8]. Neste trabalho, o método de controle pela força foi utilizado, sendo os valores 150, 300 e 450 N escolhidos como critério de parada. A Figura 10 apresenta as etapas necessárias para a aplicação da força pelo método escolhido.

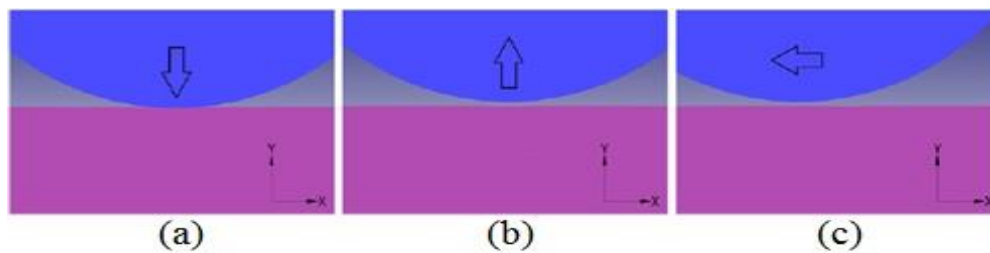


Figura 10: Etapas do método de controle da força: (a) aplicação da carga, (b) remoção da carga e (c) avanço.

Primeiramente, foi realizado para cada uma das forças 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 (Figura 10a) era finalizada, dando início à etapa II de remoção da carga (Figura 10b). A etapa III consiste no deslocamento da ferramenta no eixo X, assumindo o valor do avanço da ferramenta. Uma vez finalizada a etapa III, o ciclo se repete novamente.

Por sua vez, o avanço da ferramenta (etapa III) foi definido a partir do *software* HertzWin. Como é sabido, o modelo analítico de Hertz pode ser utilizado, 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, [13] citam, entre outras restrições, o fato dos materiais serem perfeitamente elásticos e com superfícies polidas, não considerando a rugosidade superficial. O *software* HertzWin possibilita calcular a largura da linha de contato existente entre corpos cilíndricos (b) considerando a plasticidade e a rugosidade superficial. Este programa faz uso de um método de integração numérica e fornece automaticamente os resultados em tabelas e diagramas BERCZYŃSKI *et al.* [27]

A Tabela 2 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 utilizados para o cálculo da largura da linha de contato (2b) por meio do *software* HertzWin [23, 25].

Tabela 2: Propriedades do material da peça e da ferramenta.

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

Com esses dados em mãos, deu-se início à fase de definição da metade da largura da linha de contato entre a ferramenta e a peça para as condições de 150, 300 e 450 N. Para a condição de 150 N, o *software* HertzWin forneceu $b = 19,72 \mu\text{m}$ como sendo o valor da metade da largura da linha de contato. Este valor foi utilizado como o avanço para a força de roleteamento de 150 N. As larguras das linhas de contato para as demais condições (300 e 450 N) foram determinados seguindo o mesmo procedimento.

A Tabela 3 apresenta os valores do avanço e do número de ciclos necessários para simular numericamente o roleteamento em uma marca de avanço (0,2 mm). Além do avanço definido pela metade da largura da linha de contato, outro avanço foi escolhido para cada força, neste caso, um valor equivalente a duas vezes a metade da largura 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 3.

Tabela 3: Valores referentes ao número de ciclos para cada condição.

Força de roleteamento F_n (N)	Metade da largura da linha de contato b (μm)	Avanço f (μm)	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

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta seção serão apresentados os resultados referentes ao acabamento e às tensões residuais obtidas após a simulação numérica. O *software* Minitab 2018 será empregado na análise de variância para avaliar a influência da força e do avanço de roleteamento sobre a rugosidade e tensão residual induzidas pelo roleteamento.

3.1 Acabamento

Para o estudo da rugosidade, primeiramente foi feita uma avaliação qualitativa a partir de uma análise da região onde o fluxo de material foi mais intenso. Como a aplicação da carga 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 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. O pico de rugosidade antes (step -1) e depois (step 3386) da simulação numérica é mostrado na Figura 11, onde é possível perceber o deslocamento de material δ após a simulação.

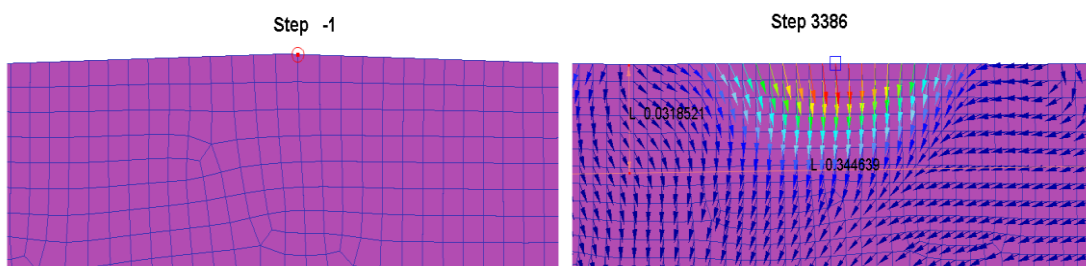


Figura 11: Fluxo de material na superfície para a força de roleteamento de 150 N.

Esse deslocamento (deformação plástica superficial), impetrado pela ferramenta de roleteamento, favorece a redução da rugosidade, uma vez que há o preenchimento dos vales, suavizando assim, a superfície da peça. Neste caso, foi possível observar uma grande influência da força de roleteamento sobre esta variável resposta.

Em seu trabalho, HAMADACHE *et al.* [28] 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 força estudada (de 50 a 200 N), a escolha do maior valor contribuiu para uma melhora em mais de 90% da rugosidade superficial, com o uso do rolete mostrando-se superior ao da esfera neste aspecto. Semelhantes resultados foram descritos por AL- QAWABEHA [29], 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 observou a redução da rugosidade com o aumento da força de roleteamento dentro da faixa analisada (de 40 a 259 N) para ambos os processos. Em ambos os casos, os autores atribuem a redução da rugosidade à deformação plástica dos picos de rugosidade.

Posteriormente foi realizado um estudo da influência da força e do avanço de roleteamento sobre δ para cada uma das condições numericamente simuladas. Esses valores estão representados de forma gráfica na Figura 12.

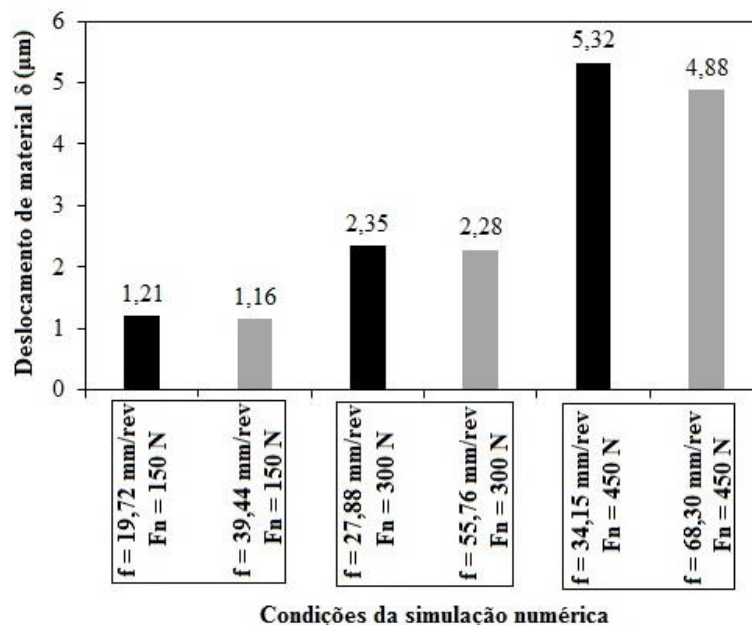


Figura 12: Influência da força e do avanço de roleteamento sobre δ .

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 *et al.* [30], por exemplo, notaram um aumento da rugosidade a partir do fluxo excessivo de material, resultando em um aumento da ondulação na superfície.

Dessa forma, um 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 1 proposta por [12] foi utilizada. O valor de R_{ti} antes do roleteamento foi obtido pela Equação 2, enquanto a altura dos picos de rugosidade (h) após o roleteamento foi conseguido pela Equação 3. O deslocamento de material (δ) foi fornecido pelo software DEFORM-2D após a simulação numérica.

$$R_t = R_{ti} - \delta + h \quad (1)$$

$$R_{ti} = f^2/8.re \quad (2)$$

$$h (\mu\text{m}) = 125.fr^2/R2 \quad (3)$$

Onde fr é o avanço de roleteamento, $R2$ o raio da ferramenta de roletear, f o avanço do torneamento e re o raio de ponta da ferramenta de torneamento.

A Figura 13 apresenta os valores da rugosidade final (R_t) após a simulação numérica. Além de R_t , os valores para a altura dos picos (h), o deslocamento de material (δ) para cada condição e a rugosidade inicial, obtida teoricamente ($R_{ti} = 6,25 \mu\text{m}$) são apresentados.

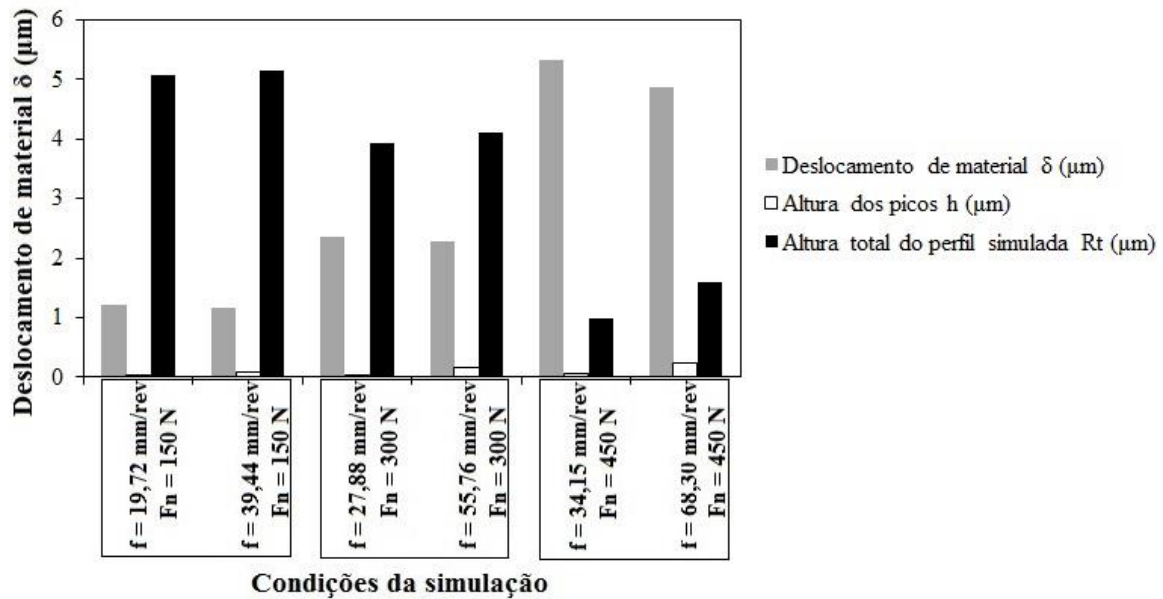


Figura 13: rugosidade final simulada (R_t) a partir de R_{ti} , h e δ .

A Figura 14 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 de roleteamento 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. Essa redução acentuada dos valores de R_t com a força pode ser entendida pela parcela referente ao deslocamento de material da Equação 1, que é fortemente influenciada pela variação da força, como mostrado na Figura 12. Embora menos significativo do que a força de roleteamento, o avanço também contribuiu para a redução dos valores de R_t . A redução do avanço permite que uma mesma região seja repetidamente deformada pela ferramenta, aumentando o deslocamento de material [14]. Esse fato foi verificado por meio das simulações numéricas que comprovaram o aumento do deslocamento de material com a redução do avanço devido a maior deformação plástica imposta pela ferramenta. A utilização de avanços mais baixos também favoreceu a melhora do acabamento por possibilitar a redução da altura dos picos de rugosidade (h).

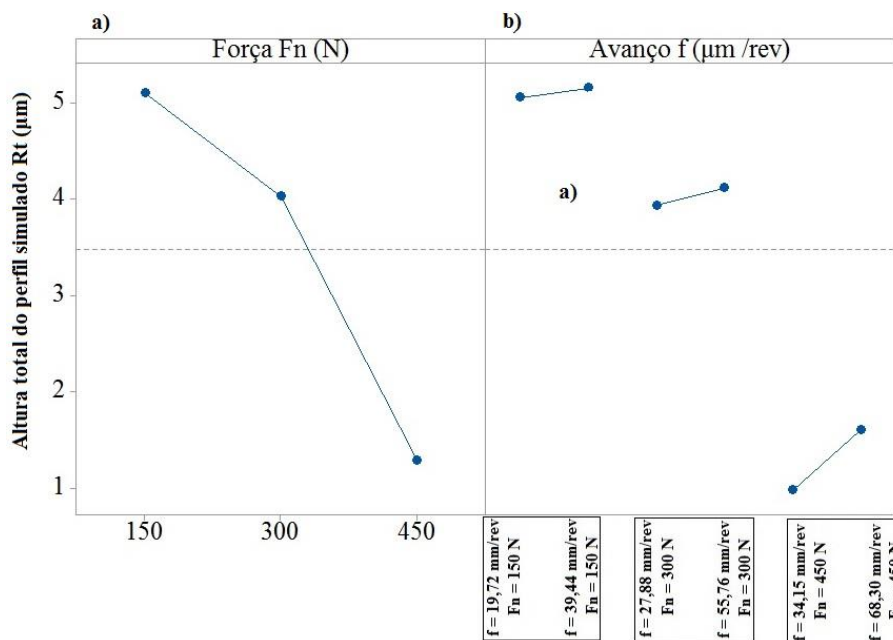


Figura 14: Efeitos principais para a profundidade total (R_t): a) força e b) avanço de roleteamento.

3.2 Tensões residuais

A Figura 15 apresenta o perfil das tensões residuais induzidas imediatamente abaixo da superfície do material após a simulação numérica. Neste caso, trata-se da componente normal à superfície. Verifica-se a indução de tensões residuais de compressão para todas as condições 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 superfície. Os valores obtidos para a força de 450 N foram os maiores no intervalo de força analisada.

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 16(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 $f = 19,72 \mu\text{m}/\text{rev}$. O maior avanço (39,44 $\mu\text{m}/\text{rev}$) 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 15(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 ($f = 27,88 \mu\text{m}/\text{rev}$) para - 198 MPa ($f = 55,76 \mu\text{m}/\text{rev}$). Finalmente, o perfil das tensões residuais para a força de roleteamento de 450 N é apresentado na Figura 15(c), onde percebe-se uma maior intensidade para a tensão de compressão para o avanço de 34,15 $\mu\text{m}/\text{rev}$ (- 351 MPa) em relação à intensidade da tensão de compressão para o avanço de 68,30 $\mu\text{m}/\text{rev}$ (- 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 observado por SARTKULVANICH *et al.*[8], que utilizaram três avanços (0,02, 0,05 e 0,08 mm/rev) em uma simulação numérica bidimensional e verificaram a indução de tensões residuais 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.

Do mesmo modo, HE *et al.*[19] também obtiveram as maiores intensidades para as tensões residuais compressivas utilizando o avanço mais baixo (0,03 mm/rev) durante uma simulação numérica bidimensional de roleteamento de uma liga de titânio utilizando uma ferramenta elástica. Isso foi atribuído à sobreposição das tensões residuais individuais de cada ponto que, segundo eles, se comportam como ilhas de tensões residuais. Dessa forma, ao reduzir o avanço de roleteamento essas ilhas se tornarão mais próximas umas das outras, contribuindo para a elevação da tensão residual compressiva.

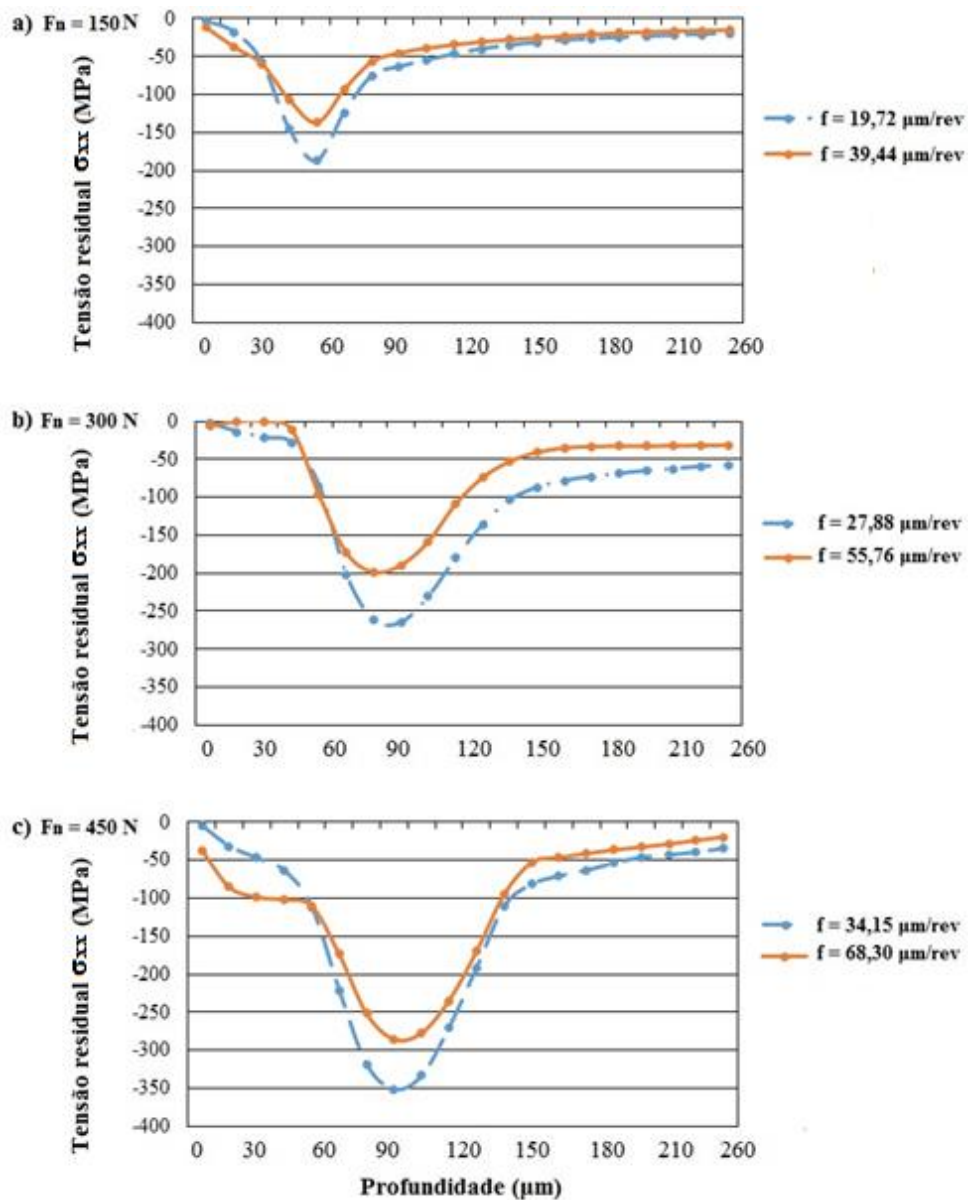


Figura 15: Perfis das tensões residuais a) $F_n=150\text{ N}$ ($f = 19,72$ e $f = 39,44\ \mu\text{m/rev}$), b) $F_n=300\text{ N}$ ($f = 27,88$ e $55,76\ \mu\text{m/rev}$) e c) $F_n=450\text{ N}$ ($f = 34,15$ e $68,30\ \mu\text{m/rev}$).

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 Figura 16 para uma melhor visualização.

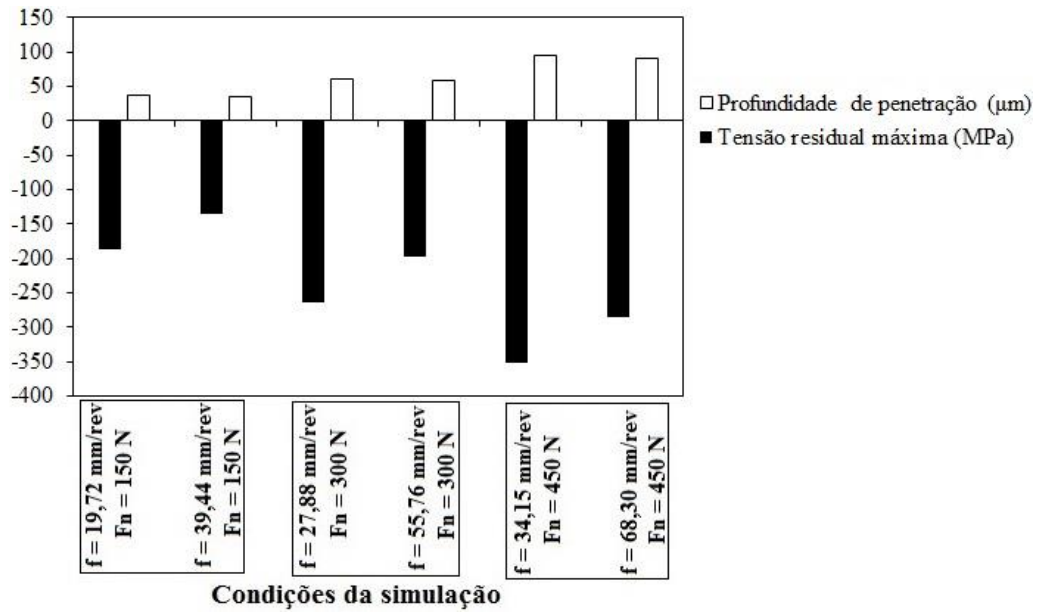


Figura 16: Variação da máxima tensão de compressão e da profundidade de penetração em função da força e do avanço de roleteamento.

Dessa forma, os resultados para as tensões residuais obtidos pelo modelo numérico proposto mostraram-se condizentes com os dados obtidos disponíveis na literatura e que sugerem a indução de tensões residuais de compressão mais intensas a partir do aumento da força e da redução do avanço de roleteamento. Além disso, na Figura 17 estão apresentados os valores da deformação plástica efetiva obtidos após a simulação numérica empregando o *software* DEFORM-2D. É possível observar que tanto o aumento da força quanto a redução do avanço de roleteamento contribuíram para o aumento da deformação efetiva máxima e da sua profundidade. Essa maior deformação efetiva pode ter influenciado as tensões residuais induzidas na superfície do material, já que as deformações plásticas severas e localizadas apresentam-se como mecanismos responsáveis pela indução de tensões residuais [15].

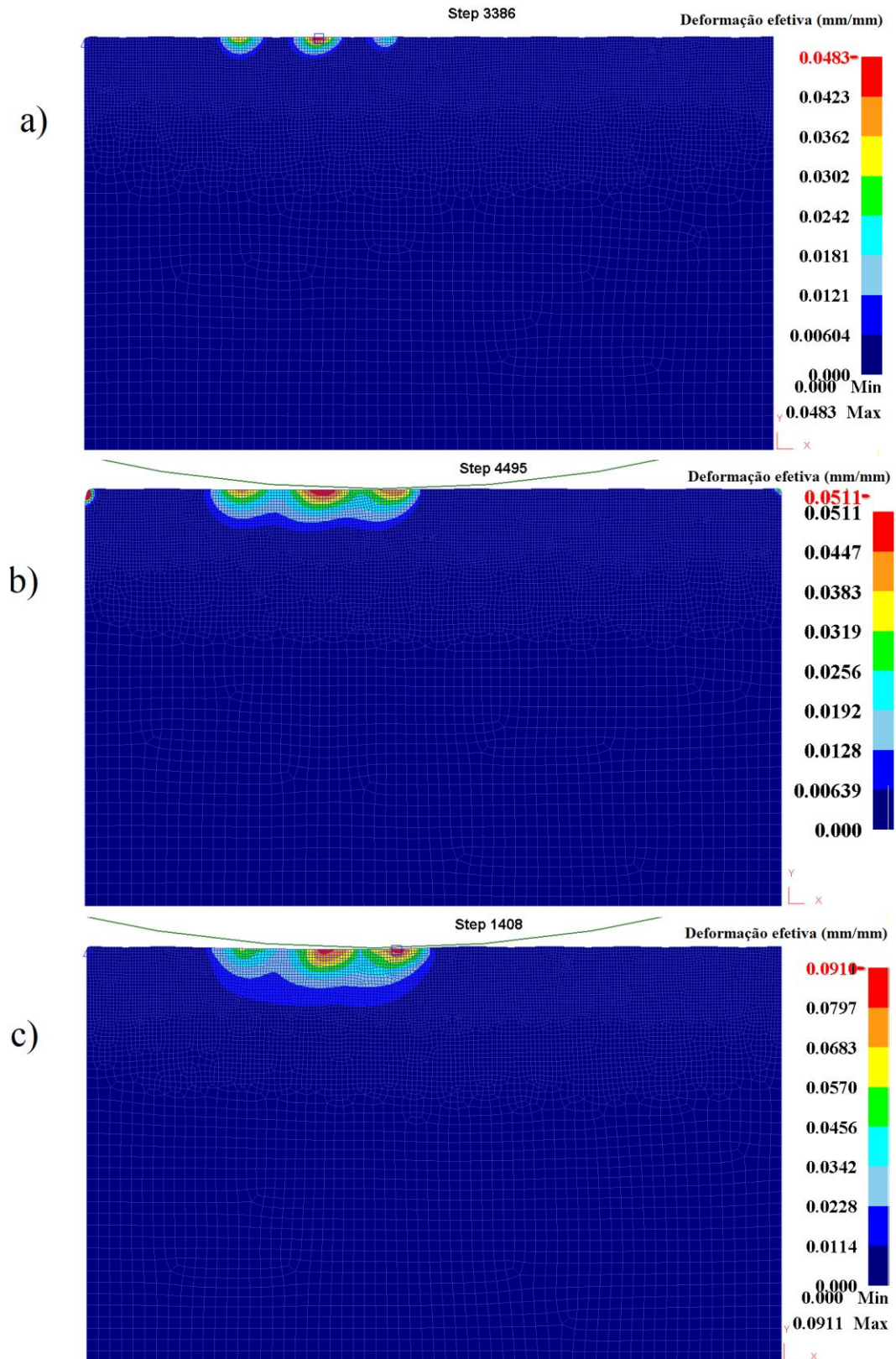


Figura 17: Deformação efetiva: a) $F_n=150$ N e $f=19,72$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 3386), b) $F_n=300$ N e $f=27,88$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 4495) e c) $F_n=450$ N e $f=34,15$ $\mu\text{m}/\text{rev}$ (step 1408).

Os gráficos das Figuras 18(a) e 18(b) apresentam os efeitos da força e do avanço de roleteamento sobre a intensidade e a profundidade das tensões residuais.

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 18a). 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 compressiva, com o valor mais baixo para cada força de roleteamento favorecendo o aumento da intensidade da tensão (Figura 18a). 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 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, como mostrado na Figura 17. 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 18b).

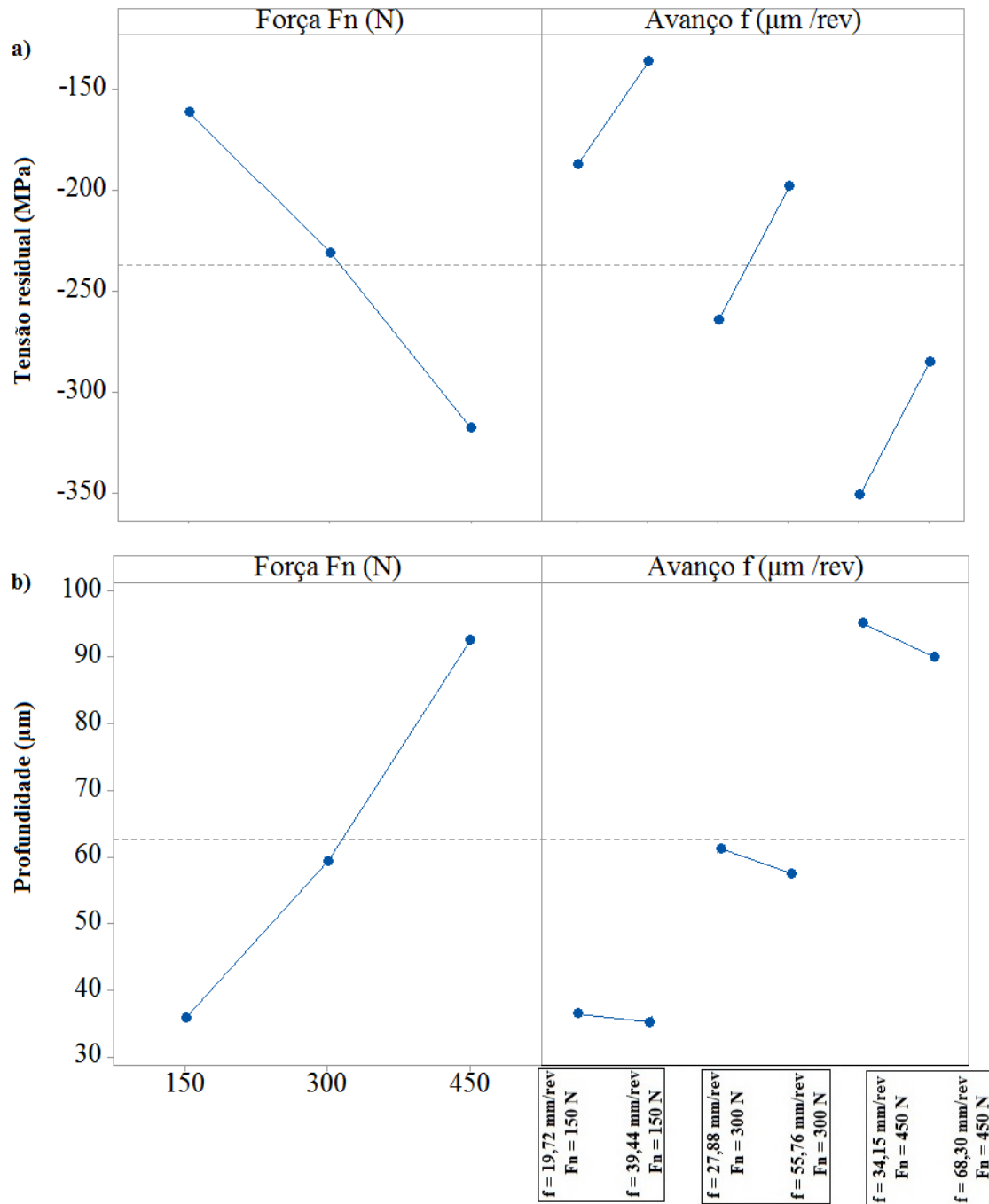


Figura 18: Efeito da força e do avanço de roleteamento sobre: a) máxima tensão de compressão e b) profundidade de penetração da tensão residual de compressão.

4. CONCLUSÕES

A seguir 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 do material. Mais especificamente, a influência da força e do avanço de roleteamento sobre o acabamento final e a indução de tensões residuais foram avaliadas. Assim, conclui-se que:

- Pela análise qualitativa, foi possível observar 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 ($F_n = 450$ N e $f = 34,15$ $\mu\text{m/rev}$) resultou no maior deslocamento de material dentre todas as condições (5,32 μm).

- 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 , em virtude do 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 ($0,98 \mu\text{m}$) foi conseguido utilizando a maior força e o menor avanço de roleteamento ($F_n = 450 \text{ N}$ e $f = 34,15 \mu\text{m/rev}$).
- 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 $f = 34,15 \mu\text{m/rev}$.
- 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 ($95 \mu\text{m}$) da tensão residual foi obtida após a simulação numérica sob a condição $F_n = 450 \text{ N}$ e $f = 34,15 \mu\text{m/rev}$.

5. AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001, e da Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais – FAPEMIG (Convênio de Concessão de Bolsas nº 5.308/15). Os autores agradecem também à Iniciativa Brasil-Alemanha para Pesquisa Colaborativa em Tecnologia de Manufatura (Projeto CAPES/DFG BRAGECRIM nº 029/14), financiada pela Fundação de Pesquisa Alemã (DFG) e a Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES).

6. BIBLIOGRAFIA

- [1] 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*, v. 4, n. 12, 2010.
- [2] 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*, v. A 465, pp. 176-182, 2007.
- [3] BAGHERI, S., GUAGLIANO, M. “Review of Shot Peening Processes to Obtain Nanocrystalline Surfaces in Metal Alloys”, *Surface Engineering*, v. 25, n.1, 2009.
- [4] LOH, N. H., TAM, S. C. MIYAZAWA, S., “Ball Burnishing of Tool Steel”, *Precision Engineering*, v. 15, pp. 100-105, 1993.
- [5] MURTHY, R. L., KOTIVEERACHARI, B. “Burnishing of Metallic Surfaces – A Review”, *Precision Engineering*, Regional Engineering College, Warangal, 1981.
- [6] LUCA, L., VENTZEL, S. N., MARINESCU, I., “Effects of Working Parameters on Surface Finish in Ball-Burnishing of Hardened Steels (Technical Note)”, *Precision Engineering*, v. 29, pp. 253–256, 2005.
- [7] RAO, D. S., HEBBAR, H. S., KOMARIAH, M., *et al.*, “Investigation on the Effect of Ball Burnishing Parameters on Surface Hardness and Wear Resistance of HSLA Dual-Phase Steels”, *Materials and Manufacturing Processes*, v. 23, pp. 295-302, 2008.
- [8] SARTKULVANICH, P., ALTAN, T., JASSO, F., *et al.*, “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*, v. 129, pp. 705-716, 2007.
- [9] SHIOU, F., HUANG, S., SHIH, A. J., *et al.*, “Fine Surface Finish of a Hardened Stainless Steel Using a New Burnishing Tool”, In: *45th SME North American Manufacturing Research Conference, NAMRC 45, LA, USA*, v. 10, pp. 208-217, 2017.

- [10] ABRÃO, A. M., DENKENA, B., KOHLER, J. B., *et al.*, “The Influence of Heat Treatment and Deep Rolling on the Mechanical Properties and Integrity of AISI 1060 Steel”, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 214, pp. 3020–3030, 2014.
- [11] KLOCKE, F., LIERMANN, J. “Roller Burnishing of Hard Turned Surfaces”, *Int. J. Mach. Tools Manufact.*, v.38, pp. 419-423, 1998.
- [12] BOUZID, W., TSOUMAREV, O., SAI, K. “An Investigation of Surface Roughness of Burnished AISI 1042 Steel”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 24, pp. 120-125, 2004.
- [13] 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*, 2012.
- [14] HASSAN, A. M., AL-WAHAB, O. M. A. “Surface Characteristics of Some Roller Burnished Non-Ferrous Components”, *Material and Manufacturing Process*, v. 13, pp. 505-515, 1998.
- [15] WITHERS, P. J., BHADESHIA, H. K. D. H. “Residual Stress – Nature and Origins”, *Materials Science and Technology*, v. 17, pp. 366–375, 2001.
- [16] UMAPATHI, A., SWAROOP, S. “Measurement of Residual Stresses in Titanium Alloys Using Synchrotron Radiation”, *Measurement*, v. 140, pp. 518–525, 2019.
- [17] MOHAMMADI, F., SEDAGHATI, R., BONAKDAR, A. “Finite Element Analysis and Design Optimization of Low Plasticity Burnishing Process”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 70, pp. 1337–1354, 2014.
- [18] RODRÍGUEZ, A., LÓPEZ DE LACALLE, L. N., CELAYA, A., *et al.*, “Surface Improvement of Shafts by the Deep Ball-Burnishing Technique”, *Surface & Coatings Technology*, v. 206, pp. 2817-2824, 2012.
- [19] HE, D., WANG, B., ZHANG, J., *et al.*, “Investigation of Interference Effects on the Burnishing Process”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 95, pp. 1–10, 2018.
- [20] YEN, Y. C., SARTKULVANICH, P., ALTAN, T. “Finite Element Modelling of Roller Burnishing Process”, *Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing ERC/NSM.*, 2004.
- [21] KUMAR, K. P., ADHIKARI, R., PRABHU, P. R., *et al.*, “Deep Cold Rolling Simulation of AISI 4140 Steel Using ANSYS LSDYNA®”, *Proceedings of the 3rd World Conference on Applied Sciences, Engineering and Technology*, pp. 423-427, 2014.
- [22] ABRÃO, A. M., DENKENA, B., KOHLER, J. B., *et al.*, “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*, pp. 1939-1947, 2015.
- [23] LEAL, C. A. A. “Efeito dos Parâmetros de Roleteamento Sobre a Vida em Fadiga do Aço ABNT 4140 Endurecido”, Tese de D.Sc., Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, Brasil, 2018.
- [24] 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*, v. 39, pp. 459–469, 1999.
- [25] MARTINS, A. M. “Efeito dos Parâmetros de Torneamento e do Roleteamento sobre a Integridade Superficial do Aço ABNT 4140”, Dissertação de M.Sc., Universidade Federal de Minas Gerais, Minas Gerais, Brasil, 2019.
- [26] BALLAND, P., TABOUROT, L., DEGRE, F., “An Investigation of the Mechanics of Roller Burnishing Through Finite Element Simulation and Experiments”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, pp. 29-36, 2013.
- [27] BERCZYŃSKI, S., GROCHAŁA, D., GRZĄDZIEL, Z., “Computer Simulation of Pressing a Ceramic Ball into Elastic-Plastic Material”, *Scientific Journals of the Maritime University of Szczecin*, pp. 9-13. 2015.
- [28] HAMADACHE, H., LAOUAR, L., ZEGHIB, N. E., *et al.*, “Characteristics of Rb40 Steel Superficial Layer under Ball and Roller Burnishing”, *Journal of Materials Processing Technology*, pp.130–136, 2006.
- [29] AL-QAWABEHA, U. F. “The Effect of Diamond Pressing and Roller Burnishing of Unheat Treated Carbon Steel Surfaces”, *Machining Science and Technology*, pp. 145-155, 2007.
- [30] ZHANG, T., BUGTAL, N., MARINESCU, I. D., “Burnishing of Aerospace Alloy: A Theoretical–Experimental Approach”, *Journal of Manufacturing Systems*, pp. 472- 478, 2015.

ORCID

Vinícius Melo Cangussu

<https://orcid.org/0000-0002-3859-4559>

Alexandre Mendes Abrão

<https://orcid.org/0000-0003-2015-4077>

Frederico de Castro Magalhães

<https://orcid.org/0000-0003-2406-4407>

Berend Denkena

<https://orcid.org/0000-0001-9763-6248>

Bernd Breidenstein

<https://orcid.org/0000-0001-8899-9100>

Kolja Meyer

<https://orcid.org/0000-0003-1384-5961>