

## MODELO NUMÉRICO PARA O CÁLCULO DA FORÇA DE CORTE NO TORNEAMENTO DO AÇO SUPERDUPLEX

Luísa de Amorim Makhoul Gomes, [luisa.makhoul@mecanica.coppe.ufrj.br](mailto:luisa.makhoul@mecanica.coppe.ufrj.br)<sup>2</sup>

Adriane Lopes Mougo, [adriane.mougo@cefet-rj.br](mailto:adriane.mougo@cefet-rj.br)<sup>1</sup>

Lívia Mendonça Nogueira, [livia.nogueira@cefet-rj.br](mailto:livia.nogueira@cefet-rj.br)<sup>1,2</sup>

Fabio da Costa Figueiredo, [fabiofigueiredo@mecanica.coppe.ufrj.br](mailto:fabiofigueiredo@mecanica.coppe.ufrj.br)<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Campus Nova Iguaçu, RJ, Brasil

<sup>2</sup>Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.

**Resumo:** A utilização de métodos puramente experimentais na usinagem é muito custosa e demorada, o que leva a necessidade do desenvolvimento de modelos teóricos para o cálculo do atrito que traduzam na realidade os fenômenos tribológicos de contato cavaco-ferramenta. Além do custo, quando utilizado em modelos teóricos para o cálculo das forças de usinagem, o atrito é obtido principalmente pela razão das forças tangencial e normal presentes na zona de cisalhamento secundária e considerado uma constante. Mas na prática de usinagem, este atrito pode variar durante o corte e alcançar valores muito acima daqueles apresentados na literatura e obtidos, por exemplo, pelo método de riscamento tradicional. A partir destas considerações, este trabalho tem por objetivo calibrar um modelo mecanístico para o cálculo do atrito dos aços inoxidáveis (316, 410 e superduplex UNS S32760) dentro do limite de calibração dado pela velocidade de rotação da peça (500 rpm e 800 rpm) e avanço da ferramenta (0,091 mm e 0,199 mm) no processo de torneamento. Com os coeficientes de calibração dos aços 316 e 410 foi possível obter um modelo linear para prever o atrito do superduplex e, assim, utilizar os resultados para calcular a força de corte em um modelo numérico. Para isso, foi calculado o comprimento de contato cavaco-ferramenta a partir do Modelo de Kachanov e Poletika, o comprimento de corte pelo modelo de Waldorf e a espessura do cavaco será medido com o auxílio do MEV. Os resultados mostraram uma boa proximidade dos valores da força de corte experimental com aqueles obtidos pelo modelo numérico, com erro máximo de 12,49% para as condições de corte estabelecidas. Adicionalmente, foi observado o comportamento das tensões normal e tangencial na região de contato cavaco-ferramenta. Foi possível perceber que as tensões tangenciais diminuem com o distanciamento da ponta da ferramenta até o valor final do comprimento de contato utilizado. Para as tensões normais houve um aumento devido ao início do processo de corte e depois decresceu até chegar a zero no final do comprimento de contato e houve um aumento posterior devido ao desprendimento do cavaco da superfície de contato.

**Palavras-chave:** torneamento, força de corte, simulação numérica, aço inoxidável.

### 1. INTRODUÇÃO

Usinagem é o processo de fabricação com a retirada de cavaco, ou seja, ocorre a remoção de material para conferir à peça forma, dimensão e/ou acabamento (Araujo *et al.*, 2020). O torneamento é um processo convencional de usinagem muito utilizado para a obtenção de peças cilíndricas, cônicas, esféricas e até mesmo uma combinação dessas geometrias. O processo é realizado por uma ferramenta monocortante e funciona a partir da fixação da peça em um mandril onde o processo de corte ocorre por causa dos movimentos de rotação da peça e de avanço da ferramenta (Ferraresi, 1970; Groover, 2012).

O processo de corte é influenciado por complexos fenômenos que podem ser explicados pela metalurgia, tribologia, plasticidade, elasticidade, transferência de calor e lubrificação (Dimas, 2018). Assim, para a compreensão de diferentes grandezas relacionadas com a mecânica do corte de materiais metálicos, é necessário um estudo cuidadoso sobre os mecanismos de formação do cavaco. Esta formação envolve fenômenos como a taxa de deformação do material ao passar pela zona de cisalhamento primária (ZCP) e o atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta de corte na zona de cisalhamento secundária (ZCS) (Cristino *et al.*, 2009; Figueiredo *et al.*, 2017).

Para a formação do cavaco é necessária a ocorrência de quatro etapas: a deformação elástica que ocorre no momento que a ferramenta entra em contato com a peça, nesta etapa ainda é possível ocorrer a recuperação elástica do material devido as baixas magnitudes das tensões aplicadas; a deformação plástica, onde as tensões e forças produzidas são extremamente altas quando comparadas a um ensaio de tração; a ruptura que é a etapa onde as tensões impostas na região da zona de cisalhamento atingem e superam as tensões últimas do material fazendo com que o cavaco seja formado; e o

fluxo do cavaco à frente da superfície de saída da ferramenta devido ao avanço da ferramenta em relação a peça (Ferraresi, 1970).

O atrito é definido como a força que atua como resistência contra o sentido do movimento e pode ser previsto pelo modelo do corte ortogonal de Merchant a partir das forças normal e tangencial na ZCS. A obtenção destas forças a partir de dados unicamente experimentais é bastante custosa e demorada, pois esta depende de inúmeras variáveis como as propriedades do material, os parâmetros de corte, as condições de contato cavaco-ferramenta (coeficiente de atrito), o material da ferramenta e a rigidez da máquina-ferramenta que atua diretamente na dinâmica do corte. O coeficiente de atrito é de difícil previsão devido à falta de domínio sobre os fatores que influenciam na variação do comprimento de contato cavaco-ferramenta e, dentro deste comprimento, quanto de área efetiva do cavaco estaria exercendo pressão sobre a superfície de saída da ferramenta. Esta área efetiva depende das irregularidades microscópicas das superfícies.

Baseado nas considerações apresentadas, o principal objetivo do trabalho é comparar a força de corte obtida experimentalmente e a força calculada por um modelo numérico desenvolvido a partir do corte ortogonal. No modelo numérico o coeficiente de atrito é um dos principais parâmetros de entrada e este será calculado em duas etapas: a partir de um modelo mecanístico para os aços AISI 316, AISI 410 e UNS S 32760; e a partir de um modelo linear onde os resultados dos dois primeiros aços serão utilizados na previsão do atrito para o aço superduplex. Outros parâmetros de entrada importantes para o modelo numérico são o comprimento de contato e a largura de corte, que serão calculados utilizando modelos analíticos da literatura, e a espessura do cavaco que será medida com o auxílio do microscópio eletrônico de varredura (MEV).

## 2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os materiais da peça utilizados neste estudo foram os aços AISI 316, AISI 410 e superduplex UNS S 32760. A Tabela 1 contém as propriedades destes materiais. O processo de torneamento foi realizado com um torno convencional Nardini, modelo MS 205 X 1000. Para aquisição das forças de corte foi utilizado um dinamômetro marca Kistler, modelo 9257BA. Este dinamômetro tem capacidade de emissão de forças nos eixos x, y e z com sensibilidade de 10 mV/N para x, y e 5,0 mV/N para z. Com este sensor é possível medir a força de avanço  $F_f$  (direção x), a força passiva  $F_p$  (direção y) e a força de corte  $F_c$  (direção z). Os sinais do dinamômetro são transferidos para um condicionador de sinais Kistler modelo 5233A1, com 3 canais, sinal de saída de  $\pm 5V$  e filtro embutido com frequência de corte de 200 Hz.

Tabela 1. Propriedades mecânicas dos aços.

| Aço        | Dureza (HB) | Resistência à tração (MPa) | Tensão de escoamento (MPa) |
|------------|-------------|----------------------------|----------------------------|
| AISI 316   | 177         | 623                        | 285                        |
| AISI 410   | 188         | 448                        | 293                        |
| UNS S32760 | 247         | 680                        | 591                        |

Para realizar o processo de corte foi utilizada uma ferramenta de corte (pastilhas) recomendada para torneamento de aços inoxidáveis. O porta-ferramenta utilizado foi o S16R STFCR-11. A pastilha escolhida foi de metal duro TCMT110204 VP15TF da Mitsubishi Materials, com raio de ponta de 0,4 mm, ângulo de ponta de  $60^\circ$ , ângulo de saída de  $0^\circ$  e espessura de 2,381 mm. A Tabela 2 apresenta os limites das variáveis de entrada: velocidade de rotação ( $n$ ) e avanço ( $f$ ).

Tabela 2. Limite das variáveis de entrada.

|    | Parâmetro                   | Nível 1 | Nível 2 |
|----|-----------------------------|---------|---------|
| P1 | Velocidade de rotação (rpm) | 500     | 800     |
| P2 | Avanço da ferramenta (mm)   | 0,091   | 0,199   |

A ordem dos testes precisa garantir a aleatoriedade dos experimentos. Este fato é relevante para certificar que os resultados obtidos não são influenciados pelo desgaste da ferramenta, mas unicamente pelas variáveis de entrada. Considerando um planejamento experimental com 2 fatores, 2 níveis cada e 3 repetições de cada experimento, tem-se um total de 4 experimentos e 12 testes.

## 3. CÁLCULO DO ATRITO

As forças que ocorrem durante o processo de usinagem são divididas em três pares e cada par é relacionado com uma zona de cisalhamento. O primeiro par é formado pela força tangencial ( $F_r$ ) e normal ( $F_N$ ) na zona de cisalhamento secundária (ZCS), o segundo par é formado pela força tangencial ( $F_z$ ) e força normal ( $F_{nz}$ ) na zona de cisalhamento primária (ZCP) e o terceiro é dado na zona de cisalhamento terciária (ZCT) formado pela força na direção do corte ( $F_c$ ) e de avanço ( $F_f$ ) na aresta de corte da ferramenta, como representado na Fig. 1.



#### 4. PROCEDIMENTO NUMÉRICO

Para simulação do problema de corte ortogonal será utilizada a teoria de Análise Limite com atrito de Figueiredo and Borges (2017, 2020). A análise limite se utiliza da teoria da plasticidade para determinar em uma situação de regime permanente, a potência de colapso plástico (que nesta aplicação se relaciona com a força de corte), os campos de velocidades e tensões, taxas de deformações plásticas, a dissipação plástica. Na formulação proposta, as distribuições de tensões de contato, velocidades tangenciais, que permitem a avaliação das condições de deslizamento e adesão no contato cavaco-ferramenta, são também determinadas, assim como pontos da interface de contato onde ocorrem dissipação plástica (formação da zona de cisalhamento secundária) e dissipação por atrito.

No modelo computacional a peça é tratada como um corpo deformável, sob as hipóteses de material elástico perfeitamente plástico, sob o critério de von Mises e em estado plano de deformação. A ferramenta é tratada como um corpo rígido, não representada no modelo. O corpo deformável é discretizado em elementos finitos e a interação entre esses corpos ocorre através da imposição das condições de contato entre os corpos, admitindo contato permanente entre eles na direção normal e aplicação da lei de atrito de Coulomb para a direção tangencial.

Em análise limite, uma configuração em regime permanente é requerida, assim como uma estimativa para o comprimento de contato entre o cavaco-ferramenta, supostamente conhecida e constante durante todo o processo. Para determinação da configuração em regime permanente utilizou-se o modelo de Merchant (Araujo *et al.*, 2020; Groover, 2012), considerando o cavaco como contínuo e reto. Como mostrado na Figura 2, um campo de velocidades é imposto de modo a simular o movimento da peça de trabalho, enquanto a ferramenta de corte encontra-se estacionária.

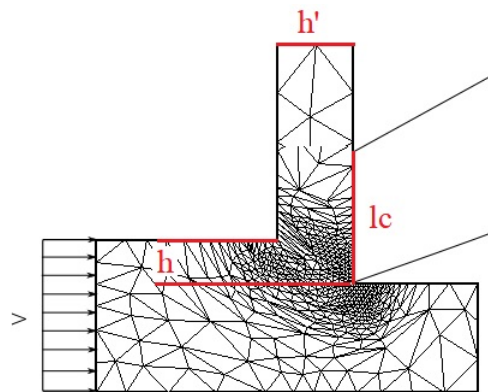


Figura 2. Malha gerada para a solução numérica.

Para o comprimento de contato ( $l_c$ ) será calculado a partir do Modelo de Kato, Yamaguchi e Yamada (Kato *et al.*, 1972) apresentado na Eq. 7:

$$l_c = 2h_o \quad (7)$$

onde  $h$  é a espessura de corte e  $h_o$  é a espessura do cavaco medido a partir do MEV.

Os principais parâmetros utilizados para gerar a geometria do processo baseado no modelo de Merchant são: espessura de corte ( $h = 0,091$  mm e  $0,199$  mm), coeficiente de atrito calculado por Merchant e pelo modelos mecanísticos e linear ( $\mu$ ); comprimento da região de contato cavaco-ferramenta ( $l_c$ ), ângulo da superfície de saída ( $\gamma_0 = 0$ ), velocidade de rotação ( $n = 800$  rpm), espessura do cavaco ( $h_o$ ), profundidade de corte ( $a_p = 0,25$  mm); largura de corte modelo de Waldorf (2006) ( $w$ ), conforme apresentado na Eq. 8; tensão de escoamento do material da peça e força de corte experimental para estas condições de usinagem ( $F_{cexp}$ ). Na Eq. 8  $\chi$  é o ângulo de posição da aresta de corte principal e  $r_n$  é o raio de ponta da ferramenta de corte.

$$w = r_n \left( \frac{\pi}{2} - \chi + \text{sen}^{-1} \left( \frac{f}{2r_n} \right) \right) + \frac{a_p - r_n [1 - \text{sen}(\chi)]}{\cos(\chi)} \quad (8)$$

#### 5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção serão apresentados os resultados do procedimento experimental do torneamento dos três aços, cálculo do atrito e o procedimento numérico para obtenção das forças de corte e das tensões na usinagem.

## 5.1 Tratamento dos Dados Experimentais e Cálculo do Atrito

A Figura 3 apresenta um exemplo das forças nas direções de corte ( $F_c$ ), passiva ( $F_p$ ) e de avanço ( $F_f$ ) para o aço 316. Esta figura foi obtida a partir do torneamento com avanço de 0,091 mm e rotação de 500 rpm. O resultado apresenta oscilação das forças de usinagem para esse aço.

A partir desses resultados, foi necessário entender o comportamento das forças para obter o instante inicial que este é quase constante, como é mostrado na Fig. 3. Após este passo, foi feita a média de 20 rotações da peça contando a primeira rotação a partir do tempo onde a oscilação é estabilizada na aquisição dos sinais de força. A Figura 4 apresenta um exemplo da média de vinte rotações.

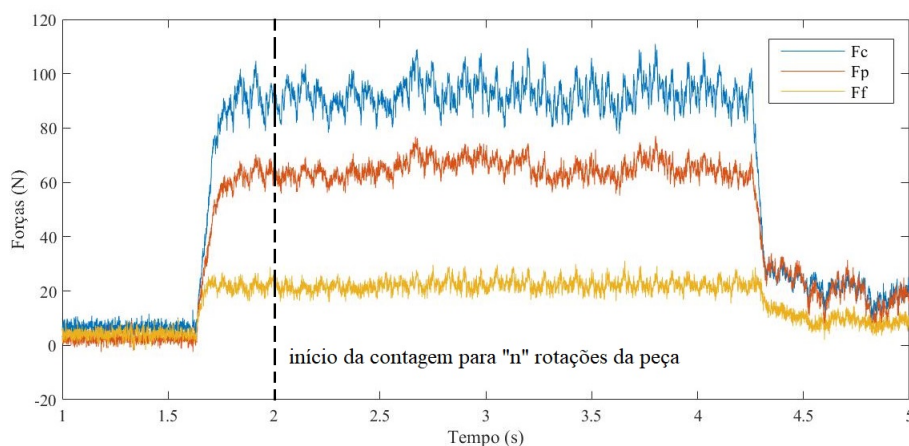


Figura 3. Forças de usinagem no torneamento para o aço AISI 316.

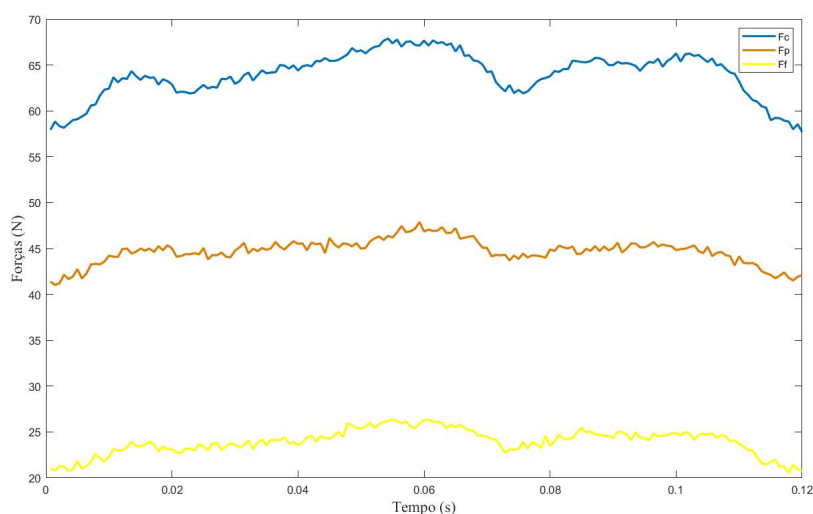


Figura 4. Média das vinte rotações das forças de usinagem no torneamento para o aço AISI 316.

A Tabela 3 apresenta as médias das forças de corte ( $F_c$ ), passiva ( $F_p$ ) e de avanço ( $F_f$ ) para os três aços. A partir destes resultados experimentais foram calculados os coeficientes de atrito pelo Modelo de Merchant para cada condição de usinagem, indicado na Tab. 4. Finalmente, foram calculados os coeficientes de calibração da Eq. (5) e apresentados na Tab. 5.

Tabela 3. Resultados experimentais para as forças de usinagem.

| Exp. | $f$ (mm) | $n$ (rpm) | Superduplex |       |       | AISI 316  |       |       | AISI 410  |       |       |
|------|----------|-----------|-------------|-------|-------|-----------|-------|-------|-----------|-------|-------|
|      |          |           | Força (N)   |       |       | Força (N) |       |       | Força (N) |       |       |
|      |          |           | $F_c$       | $F_p$ | $F_f$ | $F_c$     | $F_p$ | $F_f$ | $F_c$     | $F_p$ | $F_f$ |
| A    | 0,091    | 500       | 67,84       | 48,08 | 28,99 | 63,97     | 44,69 | 23,93 | 57,10     | 32,50 | 22,59 |
| B    | 0,199    | 500       | 107,26      | 72,04 | 31,75 | 109,93    | 76,76 | 29,11 | 94,23     | 69,17 | 28,70 |
| C    | 0,091    | 800       | 68,14       | 50,56 | 30,71 | 68,04     | 48,71 | 26,94 | 55,25     | 31,39 | 23,62 |
| D    | 0,199    | 800       | 101,63      | 72,90 | 30,39 | 92,55     | 65,29 | 22,09 | 77,77     | 50,00 | 23,12 |

Tabela 4. Resultado do cálculo do coeficiente de atrito.

| Exp. | $f$ (mm) | $n$ (rpm) | $\mu_{SD}$ | $\mu_{316}$ | $\mu_{410}$ |
|------|----------|-----------|------------|-------------|-------------|
| A    | 0,091    | 500       | 0,4273     | 0,3741      | 0,3956      |
| B    | 0,199    | 500       | 0,2960     | 0,2648      | 0,3046      |
| C    | 0,091    | 800       | 0,4507     | 0,3959      | 0,4275      |
| D    | 0,199    | 800       | 0,2990     | 0,2837      | 0,2973      |

Tabela 5. Coeficientes de calibração para o modelo homogêneo.

| Aço        | $a_0$   | $a_1$   | $a_2$  | $a_3$   |
|------------|---------|---------|--------|---------|
| AISI316    | -1,9358 | -0,3460 | 0,1480 | -0,1981 |
| AISI410    | -2,2189 | -0,2850 | 0,1708 | -0,1141 |
| UNS S32760 | -2,4495 | -0,3537 | 0,2106 | -0,1431 |

Os resultados obtidos a partir na Tab. 5 não fornecem uma relação mecanística entre o aço superduplex e os aços ferríticos AISI 410 e austenítico AISI 316. Para que esta relação seja alcançada, utiliza-se uma combinação que seja capaz de calcular o valor do coeficiente de atrito do aço superduplex como sendo uma função linear dos outros dois aços, como foi apresentado na Eq. 6. Os valores destes novos coeficientes são apresentados na Tab. 6.

Tabela 6. Coeficientes de calibração para o modelo linear.

| $a$    | $b$    | $c$    |
|--------|--------|--------|
| 0,4878 | 0,6870 | 0,0216 |

A Figura 5 apresenta as curvas do coeficiente de atrito para os aços AISI 316, AISI 410 e o aço inoxidável superduplex, considerando a rotação de 800 rpm. É possível observar que o coeficiente de atrito diminui com o aumento da espessura do cavaco. Este fenômeno pode ser explicado pelo mecanismo de formação do cavaco. Sabe-se que quanto maior o avanço da ferramenta, considerando a profundidade de corte constante, o cavaco tende a ser mais descontínuo ou quebrado (Ferraresi, 1970). Assim, quanto mais fácil for a quebra do cavaco, menor será a área de contato e o coeficiente de atrito entre o cavaco formado e a superfície de saída da ferramenta de corte.

É importante ressaltar nesta figura a proximidade das curvas obtidas pelos modelos mecanístico e linear para o aço superduplex. Desta maneira, pode-se utilizar os valores do atrito obtido pelo modelo linear para calcular a força de corte no modelo numérico e alcançar valores próximos do experimental. Essa proximidade dos resultados indica que não é necessário usar o aço UNS S32760 para conhecer o atrito gerado durante o processo. Pode-se utilizar dados experimentais de aços comercialmente mais baratos, como o AISI 410 e AISI 316, que simulam as fases ferrita e austenita presentes no superduplex.

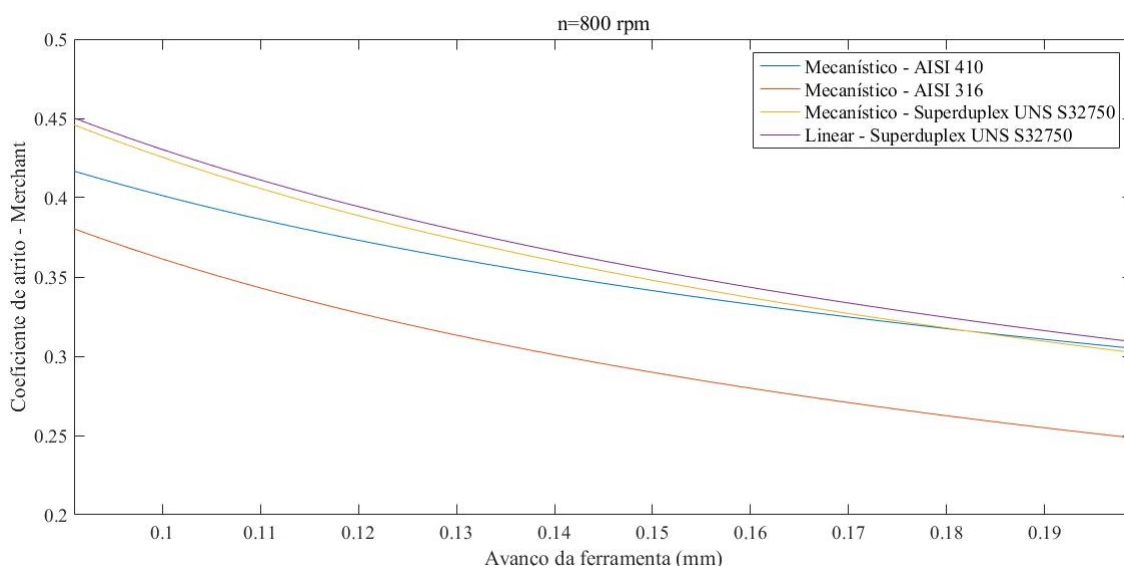


Figura 5. Variação do atrito em função do avanço da ferramenta

A Tabela 7 apresenta os resultados para os valores de atrito experimentais (obtidos a partir do modelo do corte ortogonal de Merchant), mecanísticos e linear. Nesta tabela serão considerados apenas os valores calculados para rotação de 800 rpm, já que esta variável não influencia no modelo numérico apresentado na seção seguinte.

Tabela 7. Resultados dos coeficientes de atrito pelo modelo de Merchant, mecanístico e linear.

| Aço        | h (mm) | $\mu_{exp}$ | $\mu_{mecanístico}$ | $\mu_{linear}$ |
|------------|--------|-------------|---------------------|----------------|
| AISI 316   | 0,091  | 0,3959      | 0,3804              | -              |
|            | 0,199  | 0,2837      | 0,2485              |                |
| AISI 410   | 0,091  | 0,4275      | 0,4167              |                |
|            | 0,199  | 0,2973      | 0,3050              |                |
| UNS S32760 | 0,091  | 0,4507      | 0,4460              | 0,4503         |
|            | 0,199  | 0,2990      | 0,3023              | 0,3091         |

## 5.2 Procedimento Numérico

A Tabela 8 apresenta os valores da força de corte obtidos a partir do atrito da Tab. 7. O valor do comprimento de contato calculado a partir do modelo de Waldorf (2006) (Eq. 8) foi de 0,5691 mm e 0,5141 mm para os avanços de 0,091 mm e 0,199 mm, respectivamente. Para estes avanços o comprimento de contato calculado, respectivamente, foi de 0,3650 mm e 0,4134 mm. O ângulo de posição da aresta principal é de  $119^\circ$  e a profundidade de corte constante de 0,25 mm. A força de corte calculada pelo modelo numérico apresentou resultado satisfatório quando comparado com o valor experimental. Destes resultados, aqueles obtidos com o atrito do modelo linear é relevante por não usar dados do aço superduplex, mas prever com baixo erro o valor da força de corte.

Tabela 8. Resultado das forças de corte pelo modelo numérico.

| Aço superduplex |               |              |                    |          |
|-----------------|---------------|--------------|--------------------|----------|
| h (mm)          | $F_{exp}$ (N) | $\mu$        | $F_{numérica}$ (N) | Erro (%) |
| 0,091           | 68,14         | Experimental | 60,14              | 11,73    |
|                 |               | Mecanístico  | 59,63              | 12,49    |
|                 |               | Linear       | 60,08              | 11,82    |
| 0,199           | 101,63        | Experimental | 99,28              | 2,31     |
|                 |               | Mecanístico  | 99,46              | 2,13     |
|                 |               | Linear       | 99,66              | 1,93     |

Outra análise realizada a partir dos resultados foi da distribuição das tensões no corpo e na região de contato para a seguinte condição de corte: avanço 0,199 mm, rotação 800 rpm, material o aço superduplex e o atrito experimental. As tensões tangenciais ( $\tau_{nt}$ ) e normais ( $\sigma_{nn}$ ) na região de contato cavaco-ferramenta são apresentadas na Fig. 6, considerando o ponto 0 a ponta da ferramenta e que o incremento desse valor significa a distância entre a ponta da ferramenta e o ponto na superfície de saída da ferramenta. Analisando as tensões normais no gráfico é necessário dividir em três regiões: a primeira próxima da ponta da ferramenta, o valor inicial da tensão de normal é de 0,26 e que até a distância de 0,05 há um crescimento acentuado até o valor máximo de 1 devido ao início do processo de corte; a segunda região pode ser estabelecida entre 0,05 até 0,9, região esta que ocorre o fluxo do cavaco na superfície de saída, ocorre o decrescimento do valor máximo das tensões normais até próximo de 0 que configura o valor final do comprimento de contato utilizado; a terceira região há um crescimento das  $\sigma_{nn}$  devido ao desprendimento do cavaco da superfície de contato. Partindo para as tensões tangenciais nota-se que iniciam com o valor de 0,2 e decrescem até 0 na faixa de 0,9 devido ao final do  $l_c$ .

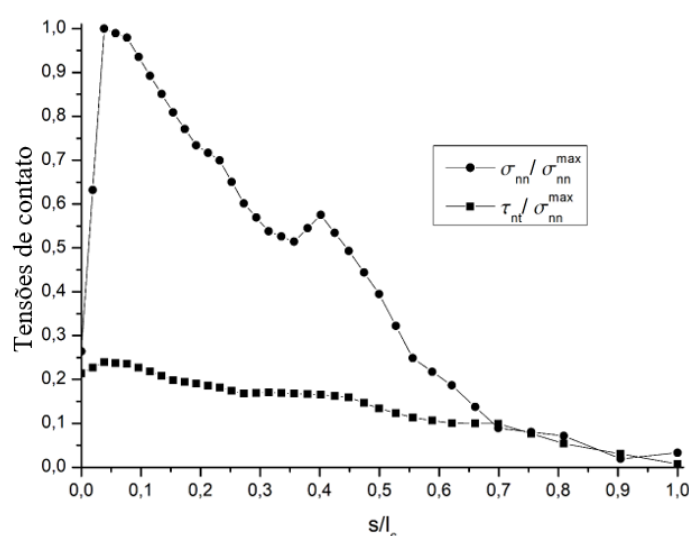


Figura 6. Tensões normal ( $\sigma_{nn}$ ) e tangencial ( $\tau_{nt}$ ) no contato cavaco-ferramenta.

A velocidade tangencial ( $W_t$ ) durante o processo de corte está representada no gráfico da Fig. 7. Nota-se que a velocidade tangencial é 0 na ponta da ferramenta na região de adesão, devido há uma concentração maior de tensões pelo processo de corte fazendo com que a velocidade tangencial não atue. Após essa região, há um crescimento acentuado até 0,35 devido ao distanciamento da ponta da ferramenta e depois se estabiliza na região de deslizamento. A velocidade tangencial é um parâmetro importante para auxiliar no desprendimento do cavaco da superfície de saída da ferramenta e no encurvamento do cavaco que ocorrem na região de deslizamento.

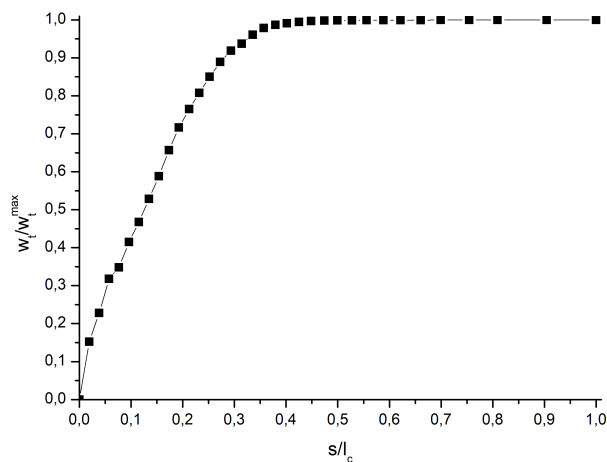


Figura 7. Velocidade tangencial pela evolução do comprimento de contato ( $s/l_c$ ).

Por meio da utilização do programa Tecplot, foi possível gerar a distribuição da velocidade durante o torneamento do aço superduplex com o destaque para a região de cisalhamento primário. Sabendo que no modelo numérico a peça avança na direção da ferramenta de corte (fixada) isso justifica o sentido dos vetores de velocidade. A Figura 8 indica o comportamento da velocidade. Percebe-se que na ponta da ferramenta há uma pequena evolução da velocidade devido as altas concentrações de tensões e de forças. Por consequência, ocorre a diminuição do escoamento nesta região. Quanto mais distante da ponta da ferramenta, menor será a influencia dessas tensões e, por isso, o cavaco é livre para escoar. Analisando a figura acima é possível relacionar com a Fig. 7 pois, conforme explicado neste gráfico, a velocidade tangencial na ponta da ferramenta é nula e na figura mostra que não há uma evolução acentuada dos vetores de velocidade. Após a região da ponta ocorre a evolução da velocidade porém, os vetores ainda são próximos na região de adesão seguindo a mesma tendência do gráfico. Por fim, na região de deslizamento a velocidade está plenamente desenvolvida.

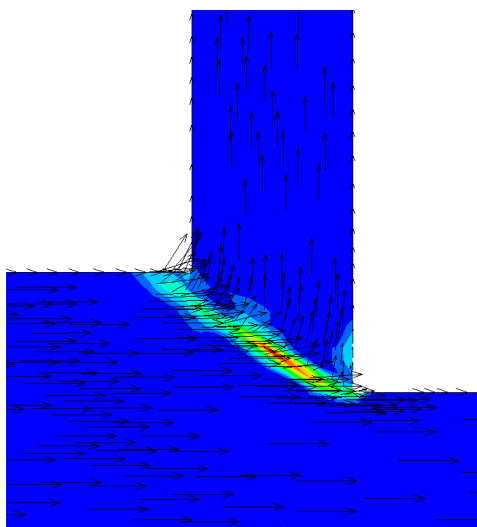


Figura 8. Distribuição da velocidade para  $n=800$  rpm e  $f=0,199$  mm.

## 6. CONCLUSÕES

A utilização de métodos numéricos vem crescendo devido a diminuição do custo e do tempo de projeto. O principal objetivo do trabalho foi de comparar a força de corte obtida experimentalmente e a força calculada por um modelo numérico desenvolvido a partir do corte ortogonal. O coeficiente de atrito foi um dos principais parâmetros de entrada sendo utilizados os coeficientes de atrito dos modelos de Merchant, mecanísticos e linear.

Foi possível observar que o coeficiente de atrito diminuiu com o aumento da espessura do cavaco devido ao mecanismo de formação dos cavacos. O aumento do avanço tende a auxiliar na formação de cavacos mais descontínuos e/ou quebradiços. Por isso, o  $\mu$  será menor devido a facilidade da quebra diminuir a área de contato e o atrito gerado durante o processo de corte.

Os coeficientes de atrito foram utilizados no modelo numérico para calcular as forças de corte. Para o avanço de 0,091 mm os melhores resultados foram os coeficientes de atrito utilizando os modelos Merchant e linear, sendo estes erros de 11,73% e 11,82%, respectivamente. O modelo mecanístico apresentou erro de 12,49%. Para o avanço de 0,199 mm o melhor resultado foi obtido pelo modelo linear de 1,93%. Independente do avanço, o modelo linear, que utiliza as informações dos aços AISI 316 e AISI 410 para descrever as fases presentes no aço superduplex, foi relevante pois obteve resultado satisfatório no valor das forças de corte.

Foi observado o comportamento das tensões na região de contato cavaco-ferramenta. Para as tensões normais observou-se no gráfico que há três regiões de comportamento distinto. A primeira é próxima da ponta da ferramenta onde houve um salto devido ao início do processo de corte. Na segunda região ocorre o decrescimento das tensões normais até chegar a zero no final do comprimento de contato. E na terceira região houve um aumento devido ao desprendimento do cavaco da superfície de contato. Notou-se que as tensões tangenciais diminuem com o distanciamento da ponta da ferramenta até o valor final do comprimento de contato cavaco-ferramenta.

Com o gráfico da velocidade tangencial foi possível analisar que a região da ferramenta impacta no fluxo do material. Na região mais próxima da ponta da ferramenta, devido a concentração maior de tensões e de forças, ocorre a diminuição do escoamento. Sendo assim, quanto mais distante dessa região, menor é a influência dessas tensões, facilitando o desenvolvimento das velocidades e do escoamento do cavaco.

## 7. AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a FAPERJ pela bolsa de Iniciação Tecnológica que possibilitou o desenvolvimento desta pesquisa.

## 8. REFERÊNCIAS

- Araujo, A.C., Mougo, A.L. and Campos, F.O., 2020. *Usinagem para engenharia: um curso de mecânica do corte*. E-papers.
- Cristino, V.A., Rosa, P.A. and Martins, P.A., 2009. "Avaliação experimental da condição tribológica no corte ortogonal". *Revista da Associação Portuguesa de Análise Experimental de Tensões* ISSN, Vol. 1646, p. 7078.
- Dimas, N.A., 2018. "Modelagem numérico experimental do corte ortogonal". *Universidade Federal do Rio de Janeiro. Projeto Final*.
- Ferraresi, D., 1970. *Fundamentos da usinagem dos metais*. E. Blücher.
- Figueiredo, F., Silveira, J.L., Dimas, N. and Borges, L., 2017. "Numerical and experimental models for orthogonal cutting". In *Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica*. Curitiba, Paraná. doi: 10.26678/ABCM.COBEM2017.COB17-1592.
- Figueiredo, F.C. and Borges, L.A., 2017. "Limit analysis formulation for frictional problems". *Archive of Applied Mechanics*, Vol. 86, pp. 1965–1977.
- Figueiredo, F.C. and Borges, L.A., 2020. "Limit analysis and frictional contact: formulation and numerical solution". *Meccanica*, Vol. 55, No. 6, pp. 1347–1363.
- Groover, M.P., 2012. *Fundamentals of modern manufacturing: materials processes, and systems*. John Wiley & Sons.
- Kato, S., Yamaguchi, K. and Yamada, M., 1972. "Stress distribution at the interface between tool and chip in machining". *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 94, pp. 683–689.
- Mougo, A., Campos, F. and Araujo, A.C., 2018. "Mechanistic study on micromilling of the super duplex stainless steel uns s32750". *Journal of manufacturing processes*, Vol. 34, pp. 31–39.
- Waldorf, D.J., 2006. "A simplified model for ploughing forces in turning". *Journal of manufacturing processes*, Vol. 8, No. 2, pp. 76–82.

## 9. RESPONSABILIDADE AUTORAL

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo deste trabalho.

# NUMERICAL MODEL FOR THE CALCULATION OF CUTTING FORCE IN TURNING SUPERDUPLEX STEEL

Luísa de Amorim Makhoul Gomes, [luisa.makhoul@mecanica.coppe.ufrj.br](mailto:luisa.makhoul@mecanica.coppe.ufrj.br)<sup>2</sup>

Adriane Lopes Mougo, [adriane.mougo@cefet-rj.br](mailto:adriane.mougo@cefet-rj.br)<sup>1</sup>

Lívia Mendonça Nogueira, [livia.nogueira@cefet-rj.br](mailto:livia.nogueira@cefet-rj.br)<sup>1,2</sup>

Fabio da Costa Figueiredo, [fabiofigueiredo@mecanica.coppe.ufrj.br](mailto:fabiofigueiredo@mecanica.coppe.ufrj.br)<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Campus Nova Iguaçu, RJ, Brasil

<sup>2</sup>Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.

**abstract:** *The utilization of purely experimental methods in machining is very expensive and time-consuming, which takes to development of theoretical models for the calculation of friction that translate into reality the tribological phenomena of chip-tool contact. In addition to cost, When used in theoretical models for calculating machining forces, the friction is mainly obtained by the ratio of the tangential and normal forces present in the secondary shear zone and considered a constant. But in machining practice, this friction can vary during the cutting and reach values far above those presented in the literature and obtained, for example, by the traditional scratching method. From these considerations, the aim of this pape is to calibrate a mechanistic model for the calculation of friction of stainless steels (316, 410 and superduplex S32760) within the calibration limit given by the rotation speed of the workpiece (500 rpm and 800 rpm) and the tool rate feed (0.091 mm and 0.199 mm) in the turning process. With the calibration coefficients of 316 and 410 steels it was possible to obtain a linear model to predict the friction of superduplex and, thus, use the results to calculate the cutting forces in a numerical model. For this, the chip-tool contact length was calculated using the Kachanov and Poletika Model, the cutting length using the Waldorf model ante chip thickness will be measured with the help of SEM. The results showed a good proximity of the values of experimental cutting force with those obtained by the numerical model, with a maximum error of 12.49% for the cut conditions established. Additionally, the behavior of normal and tangential stresses in the chip-tool contact was observed. It was possible to notice that the tangential stresses decrease with the distance from the tool tip to the final value of the used contact length. For normal stresses there was a jump due to the beginning of the cutting process and then it decreases until it reaches zero at the end of the contact length and there was a further increase due to the chip detachment from the surface of contact.*

**keywords:** turning, cutting force, numerical simulation, stainless steel.