

PREVISÃO DA FORÇA DE USINAGEM EM FRESAMENTO COM FRESA DE PONTA ESFÉRICA: UMA REVISÃO SISTEMÁTICA

Igor Basso

Universidade Tecnológica Federal do Paraná - UTFPR, Avenida Brasil, 4232, Medianeira/PR, Brasil
igorbasso@utfpr.edu.br

Rodrigo Voigt

Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC, R. Dona Francisca, 8300, Joinville/SC, Brasil
rodrigo.voigt@ufsc.br

Marcel Henrique Militão Dib

Instituto Federal de São Paulo - IFSC, Rua Doutor Aldo Benedito Pierri, 250, Araraquara/SP, Brasil
marceldib@ifsc.edu.br

Alessandro Roger Rodrigues

Escola de Engenharia de São Carlos - EESC da Universidade de São Paulo - USP, Avenida Trabalhador São-Carlense, 4232, São Carlos/SP, Brasil
roger@sc.usp.br

Adriano Fagali de Souza

Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC, R. Dona Francisca, 8300, Joinville/SC, Brasil
adriano.fagali@ufsc.br

Resumo: *Esse artigo apresenta uma revisão crítica dos métodos e modelos propostos para determinar as componentes da força de usinagem em fresamento com fresa ponta esférica. Foi realizada uma pesquisa sistemática na base de dados Scopus dos seguintes termos: “cutting force” AND milling AND (“ball-nose” OR “ball-end”). Posteriormente, foi realizada uma avaliação manual do resumo dos artigos, com o propósito de verificar a sua correspondência ao tema de interesse. Essa busca resultou 100 artigos, que foram classificados quanto a uma série de parâmetros como: ano de publicação, periódico, classe do modelo de força, modelo de força e método de previsão dos coeficientes de força. O método de previsão das componentes da força de usinagem se divide em três fatores: i) modelo de previsão do contato peça/ferramenta; ii) modelo de força; e iii) coeficientes do modelo de força ou pressões específicas. A grande maioria dos artigos avaliados nessa revisão têm o objetivo de determinar o contato peça/ferramenta de forma analítica, discreta ou através de modelos sólidos. Alguns modelos de força foram propostos, porém, o mais aceito pela comunidade acadêmica foi o modelo empírico proposto por Lee e Altintas, que foi aplicado em mais de 40% dos artigos dessa revisão. Os coeficientes do modelo de força são, em grande maioria dos artigos, determinados através de ensaios de fresamento de canal, o que pode induzir uma série de erros na previsão das componentes da força. O desvio entre a força experimental e prevista não tem sido discutido a fundo, porém, relatam-se erros em torno de 10 a 30%.*

Palavras-chave: *Fresamento; Fresa de Ponta Esférica; Força de Usinagem; Previsão de Força.*

1. INTRODUÇÃO

Moldes e matrizes são ferramentas fabricadas pelo processo de usinagem por fresamento, normalmente em múltiplos eixos, em operações de desbaste, semiacabamento e acabamento, seguidos de super-acabamento abrasivo. Devido suas superfícies complexas, as operações de acabamento requerem ferramentas especiais com fresas de topo esférico, fresa cônica com topo esférico e fresa de topo com canto arredondado. Como esses processos são lentos, é desejável conhecer regiões mais susceptíveis a tais erros ainda na etapa de planejamento da produção a fim de evitar retrabalhos. A previsão das componentes de força de usinagem nesse tipo de processo, ainda na etapa do planejamento, pode ser utilizada para determinar a deflexão da ferramenta e estimar os erros de forma. Para calcular tais forças, é necessário determinar o engajamento da ferramenta na peça (CWE, do inglês *cutter workpiece engagement*) ao longo da trajetória da ferramenta, calcular a geometria não deformada do cavaco de forma instantânea, e então, utilizar um modelo apropriado de força, calibrado com constantes ou coeficientes específicos do modelo de força. Portanto, a associação das superfícies de trabalho e ferramentas complexas, com alteração constante do CWE tornam a tarefa de determinar as componentes da força de usinagem bastante difícil (Krajnik e Kopac, 2004; Kurt e Bagci, 2011; Mali, Gupta e Ramkumar, 2021).

Nesse contexto, esse artigo tem o objetivo de apresentar uma revisão bibliográfica sistematizada de métodos e modelos para previsão dos esforços nos processos de fresamento com fresa de topo esférico. Espera-se contribuir para o

entendimento da metodologia da previsão das componentes da força de usinagem nesse tipo de processo, bem como a apresentação e discussão dos métodos envolvidos na determinação do CWE, modelos de força e modelos de previsão do coeficiente de força.

2. METODOLOGIA DA PESQUISA E ANÁLISE BIBLIOMÉTRICA

Esse artigo foi desenvolvido a partir de uma revisão bibliográfica sistematizada na base de dados *Scopus*. Foi realizada uma pesquisa pelos termos “cutting force” AND milling AND (“ball-nose” OR “ball-end”) nos campos de título, resumo e palavras-chave, o que retornou 595 artigos. Posteriormente, foi realizada uma análise manual nos resumos desses artigos, com objetivo de filtrar artigos que se tratava de modelamento de força em fresamento com fresa de topo esférico. Após essa filtragem, a pesquisa retornou 100 artigos publicados entre 1991 e 2022.

A Fig. 1 apresenta uma análise bibliométrica dos artigos encontrados pela pesquisa. A Fig. 1a apresenta o número de artigos publicados por ano. A Fig. 1b apresenta a origem dos pesquisadores que publicaram sobre esse tema, observa-se que metade dos artigos foram publicados por pesquisadores originários da China (32 artigos) e Canadá (15 artigos). Essa pesquisa não retornou artigos publicados por pesquisadores brasileiros. A Fig. 1c apresenta os cinco periódicos que mais publicam sobre o tema, que representam 79% dos artigos da revisão. Observa-se que os artigos nesse tema têm sido publicados em periódicos de alto impacto. Na média, os artigos resultantes dessa busca têm 48,6 citações e fator-h de 39.

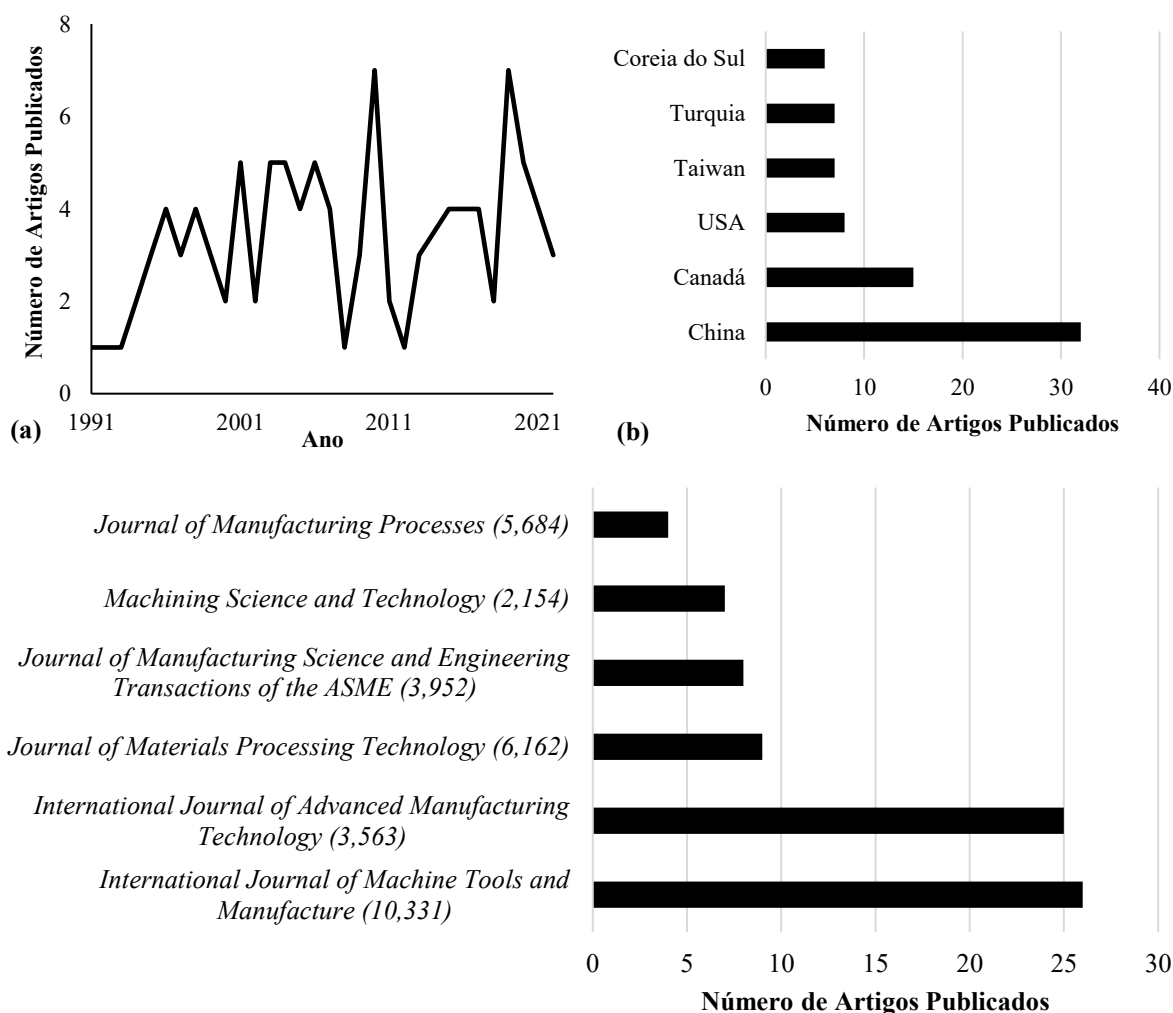


Figura 1. Bibliometria dos artigos da revisão, número de artigos publicados por (a) ano, (b) país de origem e (c) periódico, fator de impacto 2021 entre parênteses.

3. PREVISÃO DAS COMPONENTES DA FORÇA DE USINAGEM EM FRESAMENTO COM FRESA DE TOPO ESFÉRICO

Os modelos propostos para determinar as componentes da força de usinagem em fresamento com fresa de topo esférico são classificados em modelos de simulação computacional em elementos finitos (FEM), modelos estatísticos e modelos

mecanísticos. A grande maioria das pesquisas são baseadas em modelos mecanísticos (95%) que são apresentados e discutidos na subseção abaixo. Logo em seguida são apresentados artigos dos outros modelos.

3.1. Modelos mecanísticos

Modelos mecanísticos são desenvolvidos a partir da observação de um fenômeno físico através do conhecimento teórico ou experimental (Montgomery e Runger, 2022). Nos modelos mecanísticos, a previsão das componentes da força de usinagem em fresamento pode ser sintetizada em três etapas: i) determinação do contato peça/ferramenta (CWE); ii) modelo das componentes da força de usinagem; e iii) calibração dos coeficientes do modelo da força. A Fig. 2 apresenta um fluxograma generalizado para a determinação das componentes da força de usinagem em fresamento com fresa de topo esférico.

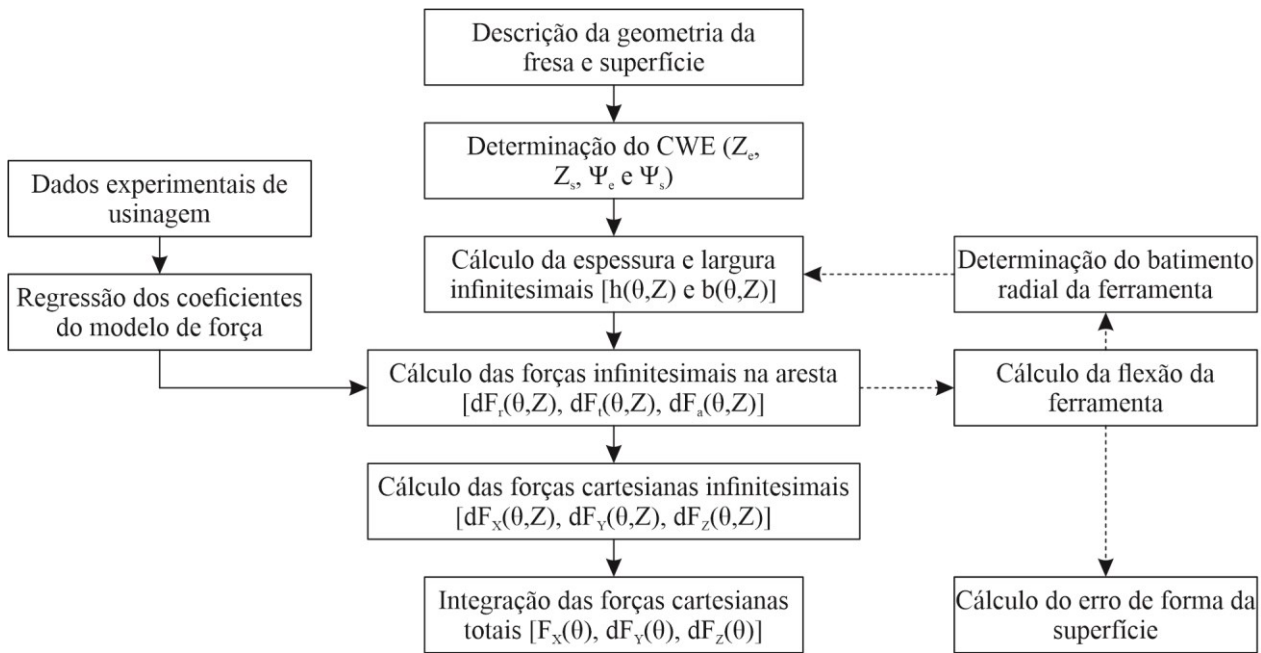


Figura 2. Fluxograma generalizado para determinação das componentes da força de usinagem em fresamento com fresa de topo esférico.

3.1.1. Determinação do contato peça/ferramenta

O fresamento, sobretudo com fresa de topo esférico, é uma usinagem complexa, no qual, pode ocorrer a variação da geometria local da ferramenta, como, por exemplo, dos ângulos de saída, de inclinação, de hélice e da velocidade de corte. Além disso, na usinagem de superfícies complexas, como moldes e matrizes, por exemplo, o contato peça/ferramenta (CWE) varia constantemente alterando a região da fresa em contato com a peça e como resultado os parâmetros de corte instantâneos. Isto torna a etapa de determinar o CWE uma tarefa desafiadora que pode ser realizada de forma analítica, discreta ou sólidos.

Nos métodos analíticos, a ferramenta e a superfície são descritas por funções matemáticas, no qual sua intersecção descreve o CWE. As primeiras proposições para determinar a força de usinagem se baseavam nesse método. A ferramenta é descrita como um hemisfério esférico unido a um cilindro com raio nominal R_N , que contém a aresta de corte da ferramenta, conforme apresentado na Fig. 3. A aresta das fresas são normalmente usinadas com passo constante, isso resulta uma variação do ângulo de hélice no hemisfério da fresa de $\lambda(Z=0) = 0^\circ$ até $\lambda(Z=R_N) = \lambda_N$. Portanto, o raio efetivo da fresa (R), o ângulo de hélice instantâneo da aresta (λ) e as coordenadas X , Y e Z de um ponto da aresta podem ser escritos matematicamente pelas Eq. (1) a (3), respectivamente, no qual θ é o ângulo de rotação da fresa, Ψ é o ângulo de imersão radial da fresa e φ é o ângulo de atraso da posição na aresta (ver Fig. 3).

$$R(Z) = \begin{cases} R_N \sqrt{1 - \left(\frac{Z}{R_N} - 1\right)^2}, & Z < R_N \\ R_N, & Z \geq R_N \end{cases} \quad (1)$$

$$\lambda(Z) = \tan^{-1} \left[\frac{R(Z)}{R_N} \tan(\lambda_N) \right] \quad (2)$$

$$\begin{aligned} X(\theta, Z) &= R(Z) \sin(\Psi) \\ Y(\theta, Z) &= R(Z) \cos(\Psi) \\ Z(\theta) &= \frac{\phi R_N}{\tan(\lambda_N)} \end{aligned} \quad (3)$$

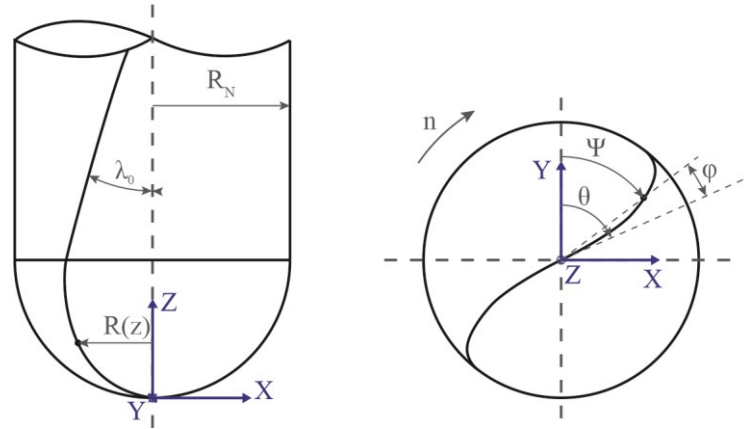


Figura 3. Geometria típica de uma fresa de topo esférico. Adaptado de: Fontaine *et al.* (2006) e Lee e Altintas (1996).

Após definir a geometria da ferramenta, pode-se determinar os limites de engajamento da ferramenta com a superfície a ser usinada. Os primeiros modelos propostos para determinar a força (Yang e Park, 1991; Sim e Yang, 1993; Chiang, Tsai e Lee, 1995) consideravam apenas ensaio de canal, o que facilita bastante o cálculo do engajamento teórico. Neste caso, o engajamento axial varia do centro da ferramenta a profundidade de usinagem ($Z_e = 0$ e $Z_s = a_p$) e o engajamento radial varia de $\Psi_e = 0^\circ$ a $\Psi_s = 180^\circ$. Muitos pesquisadores apresentaram métodos para previsão de força para usinagem em fresamento no plano, no qual os limites de engajamento são apresentados na Fig. 4 e podem ser determinados pelas Eq. (4) e (5).

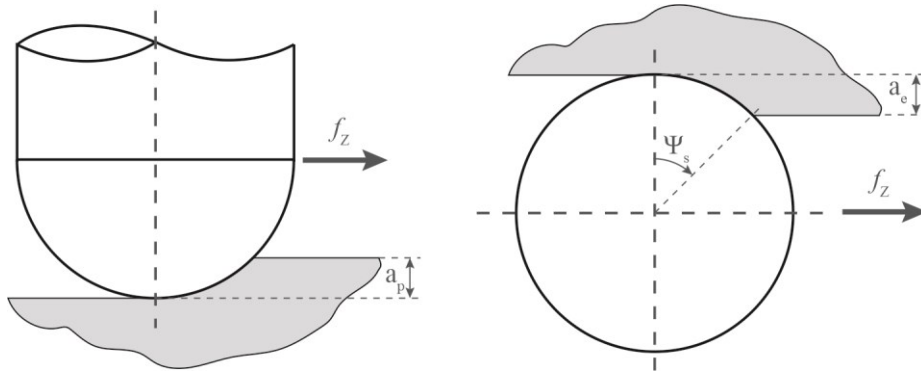


Figura 4. Geometria típica de uma fresa de topo esférico. Adaptado de: Lamikiz *et al.* (2004).

$$\begin{cases} Z_e = 0 \\ Z_s = a_p \end{cases} \quad (4)$$

$$\begin{cases} \Psi_e = 0^\circ \\ \Psi_s = \cos\left(\frac{R_N - a_e}{R_N}\right) \end{cases} \quad (5)$$

Feng e Menq (1994a, 1994b) foram os primeiros autores a apresentar um método para prever a força de usinagem em superfícies fora do plano, modelando a previsão de força em canais em superfície inclinada. Porém, somente na década de 2000 que a determinação de CWE analítica avançou para superfícies mais complexas. Ikua *et al.* (2001, 2002) propuseram um método analítico para determinar o CWE em superfícies semicilíndricas côncavas ou convexas, com trajetória em rampa ou contorno. Lamikiz *et al.* (2004, 2005) propuseram um método para determinar o CWE de superfícies inclinadas. Segundo os autores, a geometria do cavaco em qualquer superfície inclinada é igual à geometria do cavaco em usinagem plana horizontal sob os mesmos parâmetros de corte. Fontaine e seus colegas apresentaram um método para fresamento de superfícies senoidais (Fontaine *et al.*, 2006) e superfícies planas inclinadas (Fontaine *et al.*, 2007a, 2007b). Wei *et al.* (2019a) propuseram um método para determinar o CWE de forma analítica em superfícies

genéricas em fresamento de 3-eixos. No geral, os métodos para determinar o CWE de forma analíticos apresentam excelente exatidão, porém, nem sempre é possível determinar funções matemáticas para descrever as superfícies mais complexas. Por esse motivo, são aplicados quase exclusivamente em superfícies monotônicas.

El-Mounayri *et al.* (1997) foram os primeiros pesquisadores a utilizar um método sólido em CAD para prever força de usinagem em fresamento com fresa de topo esférico. Esse método consiste em realizar operações booleanas entre sólidos computacionais e, então, determinar os limites de engajamento da ferramenta na peça. El-Mounayri *et al.* (1997) descreveram a peça como um sólido e a ferramenta como uma linha *bezier*, na qual, o CWE foi definido pela intersecção do das linhas com o sólido enquanto a linha é rotacionada e transladada. Diversos outros autores utilizaram esse método para determinar o CWE e então prever as forças de usinagem (Lazoglu, 2003; Sadeghi, Haghighat e Elbestawi, 2003). Esse método para determinar o CWE é bastante preciso, porém, exige um grande esforço computacional.

Por fim, os métodos discretos, ou *Z-map*, são aqueles que determinam o CWE através da projeção da ferramenta e superfície da peça em um plano discreto normal a direção axial da ferramenta (Z). Kim, Cho e Chu (2000) foram os primeiros pesquisadores a utilizar esse método para determinar as componentes da força de usinagem no fresamento com fresa de ponta esférica. Mais recentemente, Wei *et al.* (2011, 2013) apresentaram um método que aumentou consideravelmente a eficiência de construção do *Z-map* através de comparação lógica entre matrizes que representam a superfície e a peça. O *Z-map* permite estabelecer um compromisso entre a precisão dos limites do CWE e a eficiência energética computacional despendida para a atividade; quanto menor o incremento em Z entre os planos, maior é a precisão do modelo e maior o gasto computacional.

Outros fatores importantes na determinação do CWE e geometria não deformada do cavaco são o batimento radial e deflexão da fresa, ambos intrínsecos ao processo de fresamento. Essencialmente, eles modificam o carregamento instantâneo do cavaco e causam vibração. A análise do batimento radial e da flexão da ferramenta pode ser aplicada em qualquer método para determinação do contato peça/ferramenta (analítico, sólido ou discreto). Os artigos desta revisão foram classificados segundo o método proposto por Smith e Thusty (1991), apresentado na Fig. 5, conforme rigidez da ferramenta e batimento radial em: Classe A: força média, ferramenta rígida, sem batimento radial e flexão da ferramenta estática; Classe B: força rígida instantânea, ferramenta rígida, sem batimento radial; Classe C: força rígida instantânea, ferramenta rígida, sem batimento radial e flexão da ferramenta estática; Classe D: força rígida instantânea, ferramenta flexível, com batimento radial e flexão dinâmica da ferramenta com retroalimentação da força; e Classe E: força regenerativa dinâmica instantânea, ferramenta flexível, com batimento radial e flexão dinâmica da ferramenta com retroalimentação da força. Mais de 50% dos artigos da revisão consideram a ferramenta rígida sem batimento, enquanto, menos de 20% dos artigos consideram o batimento e flexão da ferramenta para determinar as componentes da força de usinagem.

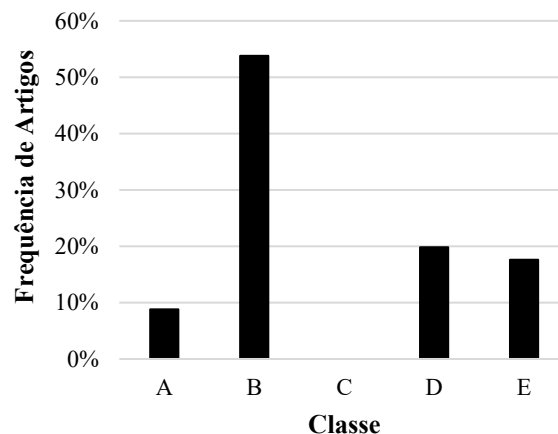


Figura 5. Frequência de artigos por classes do modelo de força segundo o método de Smith e Thusty (1991).

3.1.2. Modelos de força

Nos métodos mecanísticos para determinar as componentes da força de usinagem em fresamento com fresa de topo esférico, a aresta da ferramenta é discretizada em um número finito de elementos. Em cada elemento e para cada ângulo de rotação se calcula as componentes radial (dF_r), tangencial (dF_t) e axial (dF_a) a aresta da fresa, como apresentado na Fig. 6. As componentes infinitesimais das forças cartesianas (dF_x , dF_y , dF_z) são determinadas realizando a rotação das componentes radial, tangencial e axial como apresentado pela Eq. (6). No qual κ é o ângulo de engajamento radial definido por $\kappa = \sin^{-1}[R(Z)/R_N]$. Então, as componentes cartesianas da força de usinagem total, em um dado ângulo de rotação (F_x , F_y , F_z), são calculadas a partir da integração das forças infinitesimais (dF_x , dF_y , dF_z) dentro dos limites de engajamento da ferramenta com a peça, como apresentado na Eq. (7). Na prática, a integral quase sempre pode ser simplificada por uma somatória.

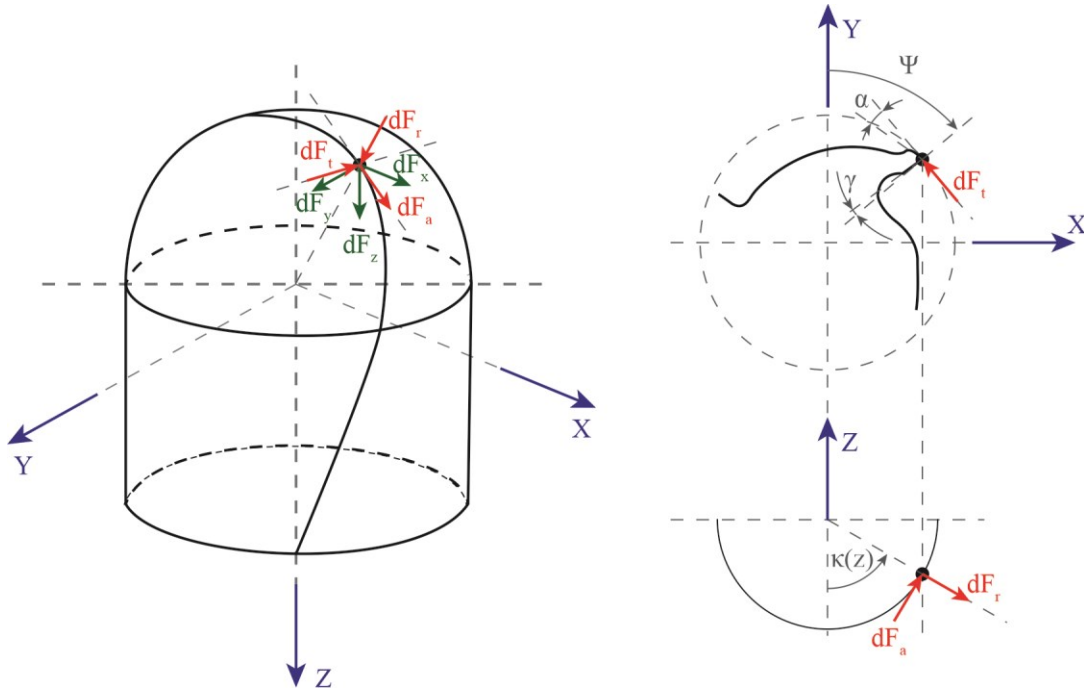


Figura 6. Componentes da força de usinagem em fresamento com fresa de topo esférico. Adaptado de: Fontaine *et al.* (2006) e Lee e Altintas (1996).

$$\begin{bmatrix} dF_X(\theta, Z) \\ dF_Y(\theta, Z) \\ dF_Z(\theta, Z) \end{bmatrix} = [T] \begin{bmatrix} dF_r(\theta, Z) \\ dF_t(\theta, Z) \\ dF_a(\theta, Z) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin(\kappa) \sin(\Psi) & -\cos(\Psi) & -\cos(\kappa) \sin(\Psi) \\ -\sin(\kappa) \cos(\Psi) & \sin(\Psi) & -\cos(\kappa) \cos(\Psi) \\ \cos(\kappa) & 0 & -\sin(\kappa) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dF_r(\theta, Z) \\ dF_t(\theta, Z) \\ dF_a(\theta, Z) \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$\begin{bmatrix} F_X(\theta) \\ F_Y(\theta) \\ F_Z(\theta) \end{bmatrix} = \int_{Z_e}^{Z_s} \begin{bmatrix} dF_X(\theta, Z) \\ dF_Y(\theta, Z) \\ dF_Z(\theta, Z) \end{bmatrix} dZ = \sum_{Z=Z_e}^{Z_s} \begin{bmatrix} dF_X(\theta, Z) \\ dF_Y(\theta, Z) \\ dF_Z(\theta, Z) \end{bmatrix} \quad (7)$$

Yang e Park (1991) foram os primeiros autores a propor modelos de força para prever as componentes da força de usinagem em fresamento com fresa de topo esférico. Segundo os autores, cada segmento infinitesimal da aresta é tão pequeno que pode ser interpretado com conceitos de corte ortogonal a partir da aplicação da teoria de Merchant, na qual a força de usinagem (F_U) é determinada pela Eq. (8). As componentes da aresta da força de usinagem (dF_r , dF_t , dF_a) são determinadas pela decomposição da força de usinagem como demonstrado pela Eq. (9), em que τ_s é a tensão de cisalhamento no plano de cisalhamento, A_C é a área da seção de corte, ϕ é o ângulo de cisalhamento, β é a média do ângulo de atrito entre a ferramenta e cavaco, γ é o ângulo de saída da ferramenta e Γ é o ângulo entre o plano que contém a velocidade de corte e a velocidade de escoamento do cavaco e o ângulo que contém a velocidade de corte e a direção radial.

$$F_U = \frac{1}{\cos(\phi + \beta - \gamma) \sin(\phi)} \tau_s A_C \quad (8)$$

$$\begin{bmatrix} dF_r(\theta, Z) \\ dF_t(\theta, Z) \\ dF_a(\theta, Z) \end{bmatrix} = F_U \begin{bmatrix} \sin(\beta - \gamma) \cos(\Gamma) \\ \cos(\beta - \gamma) \\ \sin(\beta - \gamma) \sin(\Gamma) \end{bmatrix} \quad (9)$$

Feng e Menq (1994a, 1994b), baseando-se no modelo de Kienzle (1952), apresentaram um modelo de força para prever as componentes radial e tangencial em relação à aresta (dF_r , dF_t) conforme a Eq. (10). Nesse modelo, as componentes são determinadas através do produto de um coeficiente experimental ($k_{(r,t)}$ ou pressão específica), a largura de corte (equivalente a dZ para esses autores) e a potência da espessura não deformada de corte (h) a um coeficiente experimental ($m_{(r,t)}$). Os coeficientes $k_{(r,t)}$ e $m_{(r,t)}$ são obtidos experimentalmente e dependem do par peça-ferramenta. A espessura não deformada de corte (h) é determinada pela Eq. (11).

$$\begin{aligned} dF_r(\theta, Z) &= k_r dZ h(\theta, Z)^{m_r} \\ dF_t(\theta, Z) &= k_t dZ h(\theta, Z)^{m_t} \end{aligned} \quad (10)$$

$$h(\theta, Z) = \begin{cases} f_z \sin(\Psi) \sin(\kappa), & \Psi_e \leq \Psi \leq \Psi_s \text{ e } Z_e \leq Z \leq Z_s \\ 0, & \Psi > \Psi_s \text{ e } Z > Z_s \end{cases} \quad (11)$$

Chiang, Tsai e Lee (1995) utilizaram um modelo também baseado em coeficientes de força, porém, considerando uma função linear, conforme determinado pela Eq. (12), na qual $k_{(r,t,a)}$ são coeficientes do modelo de força análogos à pressão específica e determinados experimentalmente para um dado par peça/ferramenta, e b é a largura infinitesimal do cavaco igual a $b = dZ/\sin(\kappa)$.

$$\begin{aligned} dF_r(\theta, Z) &= k_r b(\theta, Z) h(\theta, Z) \\ dF_t(\theta, Z) &= k_t b(\theta, Z) h(\theta, Z) \\ dF_a(\theta, Z) &= k_a b(\theta, Z) h(\theta, Z) \end{aligned} \quad (11)$$

Lee e Altintas (1996) aplicaram o modelo de força proposto por Budak, Altintas e Armarego (1996) no fresamento com fresa de topo esférico, no qual as componentes da força de usinagem são calculadas através da Eq. (13). Segundo esses autores, as componentes da força de usinagem podem ser obtidas pela somatória de duas parcelas: i) $k_{(r,t,a),c} b(\theta, Z) h(\theta, Z)$ que representa o esforço para cisalhar o material nas determinadas direções, obtida pelo produto do coeficiente do modelo de força de cisalhamento ($k_{(r,t,a),c}$) pela área da seção de corte; e ii) $k_{(r,t,a),p} S(\theta, Z)$ que representa o sulcamento (*ploughing*) que a aresta de corte induz no material de corte, obtido pelo produto do coeficiente do modelo de força de sulcamento ($k_{(r,t,a),p}$) e o comprimento infinitesimal da aresta de corte (S).

$$\begin{aligned} dF_r(\theta, Z) &= k_{r,c} b(\theta, Z) h(\theta, Z) + k_{r,p} S(\theta, Z) \\ dF_t(\theta, Z) &= k_{t,c} b(\theta, Z) h(\theta, Z) + k_{t,p} S(\theta, Z) \\ dF_a(\theta, Z) &= k_{a,c} b(\theta, Z) h(\theta, Z) + k_{a,p} S(\theta, Z) \end{aligned} \quad (12)$$

$$S(\theta, Z) = d\varphi \sqrt{[R'(\varphi)]^2 + R^2(\varphi) + R_N^2 \cot^2(\lambda_N)} \quad (13)$$

Dentre os modelos de força mecanísticos, para fresamento com fresa de topo esférico, o mais aceito e utilizado pela comunidade acadêmica é o proposto por Lee e Altintas (1996), Eq. (12). Cerca de 40% dos artigos desta revisão aplicaram este modelo., devido à facilidade de aplicação, que será discutido na próxima seção.

Youcesan e Altintas (1996) apresentaram um modelo para prever as componentes cartesianas da força de usinagem em fresamento de fresa de topo esférico baseado na hipótese que durante a usinagem o cavaco promove pressão e atrito sob as superfícies de saída e folga. Portanto, a força usinagem é a somatória das componentes de atrito e pressão na superfície de saída e folga, respectivamente, F_r , F_n , F_{ff} e F_{nf} , como descrito na Eq. (14). Cada uma das componentes é determinada pelo produto entre um coeficiente de força e os versores normais e tangenciais as superfícies de saída e folga.

$$\vec{F}(\theta) = \vec{F}_n(\theta) + \vec{F}_r(\theta) + \vec{F}_{nr}(\theta) + \vec{F}_{fr}(\theta) = \int_{Z_e}^{Z_s} k_n(-\vec{n}) dA + \int_{Z_e}^{Z_s} k_n \vec{T}_c dA + \int_{Z_e}^{Z_s} k_n(-\vec{n}_f) dA_f + \int_{Z_e}^{Z_s} k_n \vec{t}_f dA_f \quad (14)$$

Fontaine *et al.* (2006, 2007a, 2007b) aplicaram o modelo termomecânico de Moufki *et al.* (2000, 2004) em fresamento com fresa de topo esférico. Esse modelo de força é fundamentado na teoria do corte oblíquo, no qual as componentes da força de usinagem na aresta da ferramenta (dF_r , dF_t , dF_a) são determinadas a partir da decomposição das forças no plano de cisalhamento (dF_s) e normal ao plano de cisalhamento ($dF_{N,s}$) segundo as Eq. (15) e (16), respectivamente. Na qual η é o ângulo do escoamento do cavaco, η_s é o ângulo da direção do cisalhamento sobre o ângulo de cisalhamento, i é o ângulo de inclinação da aresta. A tensão de cisalhamento τ é determinada pelo modelo constitutivo de Johnson-Cook, dificultando a aplicação do modelo devido à necessidade de propriedades mecânicas do material usinado que são obtidas por uma série de experimentos, incluindo estáticos, dinâmicos (10^{-3} a 10^4 s^{-1}) e em temperaturas elevadas (até 700 °C). Por isso, apenas integrantes do grupo de pesquisa que desenvolveu este modelo o têm utilizado (Fontaine *et al.*, 2006, 2007a, 2007b; Ben Said, Saï e Bouzid Saï, 2009; Zeroudi, Fontaine e Necib, 2012). As considerações que os autores fizeram para desenvolver o modelo são: i) a aresta de corte é perfeitamente afiada; ii) não há contato entre superfície de folga com a superfície usinada; iii) a região onde ocorre o cisalhamento primário, ou seja, o plano de cisalhamento é considerado uma banda de cisalhamento descrita por um ângulo normal (ϕ_n) e uma largura constante (h_s); iv) a banda de cisalhamento é adiabática; e v) o material de trabalho é considerado isotrópico e perfeitamente plástico (não há deformação elástica).

$$\begin{bmatrix} dF_r(\theta, Z) \\ dF_t(\theta, Z) \\ dF_a(\theta, Z) \end{bmatrix} = dF_s \begin{bmatrix} -\cos(\eta_s) \cos(\phi) \\ \cos(\eta_s) [\tan(\eta_s) \cos(i) + \cos(\phi) \sin(i)] \\ \cos(\eta_s) [\tan(\eta_s) \sin(i) - \cos(\phi) \cos(i)] \end{bmatrix} - dF_{N,s} \begin{bmatrix} \sin(\phi) \\ \sin(\phi) \sin(i) \\ \sin(\phi) \cos(i) \end{bmatrix} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} dF_s &= -\frac{hb}{\cos(\lambda_s) \sin(\phi)} \tau \\ dF_{N,S} &= \frac{\tan(\phi-\gamma) + \tan(i) \cos(\eta)}{\tan(\beta) \cos(\eta) \tan(\phi-\gamma) - 1} \cos(\eta_s) dF_s \end{aligned} \quad (16)$$

3.1.3. Determinação dos coeficientes do modelo de força

Como apresentado na seção anterior, a aplicação dos modelos de força mecânicos torna necessário a determinação dos coeficientes do modelo, que, em geral são obtidos a partir de dados experimentais de usinagem. Ressalta-se que a maioria dos autores não considera os coeficientes do modelo como um valor constante. Esses coeficientes são análogos à pressão específica de corte portanto, são influenciados pelas condições de usinagem, em especial pela espessura de corte. Logo, é de se esperar que os coeficientes do modelo de força sejam descritos como uma função que varia ao longo da aresta da ferramenta. Há duas formas clássicas de determinar os coeficientes do modelo da força a partir de dados experimentais de corte ortogonal ou de corte oblíquo de fresamento com fresa de topo esférico.

O primeiro método foi utilizado por Yang e Park (1991) e Lee e Altintas (1996). Neste método, os coeficientes do modelo de força são determinados a partir da correlação entre o corte ortogonal e oblíquo. Yang e Park (1991) modelam o ângulo de cisalhamento, tensão de cisalhamento e ângulo médio de atrito em função da velocidade de corte, avanço e ângulo de saída, segundo a Eq. (17). As constantes c_1 a c_{10} são obtidas por regressão linear a partir de dados experimentais de corte ortogonal.

$$\begin{aligned} \phi &= c_1 (V_c f_z)^{c_2} + c_3 \gamma + c_4 \\ \tau_s &= c_5 (V_c f_z)^{c_6} + c_7 \\ \beta &= c_8 (V_c f_z)^{c_9} + c_{10} - \phi + \gamma \end{aligned} \quad (17)$$

Lee e Altintas (1996) correlacionam seu modelo de força com as forças no sistema ortogonal para definir os coeficientes do modelo de força de cisalhamento ($k_{(r,t,a),c}$), segundo a Eq. (18). Os coeficientes do modelo de força de *ploughing* ($k_{(r,t,a),p}$) são obtidos pela extrapolação dos coeficientes de cisalhamento para espessura de corte igual a zero. Esse método é bastante simples, pois demanda apenas experimentos de corte ortogonal e apresenta boa concordância com resultados experimentais e, por isso, tem sido utilizado por uma série de pesquisadores (Lee e Altintas, 1996; Altintas e Lee, 1998; Ikua *et al.*, 2001, 2002; Sadeghi, Haghighat e Elbestawi, 2003; Naserian, Sadeghi e Haghighat, 2007; Ozturk e Budak, 2007; Tuysuz, Altintas e Feng, 2013; Aydin e Köklü, 2017). Além disso, esse método pode utilizar resultados de simulação de elementos finitos (FEM) como proposto por Aydin e Köklü (2017). Cerca de 25% dos artigos analisados por essa revisão bibliográfica utilizaram essa metodologia ou variações dela, que dependem de dados experimentais de corte ortogonal para calibrar os coeficientes do modelo de força.

$$\begin{aligned} k_{r,c} &= \frac{\tau_s}{\sin(\phi)} \frac{\cos(\beta-\gamma) + \tan(\eta) \sin(\beta) \tan(i)}{\sqrt{\cos^2(\phi+\beta-\gamma) + \tan^2(\eta) \sin^2(\beta)}} \\ k_{t,c} &= \frac{\tau_s}{\sin(\phi) \cos(i)} \frac{\sin(\beta-\gamma)}{\sqrt{\cos^2(\phi+\beta-\gamma) + \tan^2(\eta) \sin^2(\beta)}} \\ k_{a,c} &= \frac{\tau_s}{\sin(\phi)} \frac{\cos(\beta-\gamma) \tan(i) + \tan(\eta) \sin(\beta)}{\sqrt{\cos^2(\phi+\beta-\gamma) + \tan^2(\eta) \sin^2(\beta)}} \end{aligned} \quad (18)$$

No segundo método, os coeficientes do modelo de força são calculados a partir de dados experimentais de fresamento com fresa de topo esférico. A média da força experimental deve ser igual à média da força prevista, segundo a Eq. (19). Então realiza-se uma regressão para determinar os coeficientes do modelo de força. A Tab. 1 apresenta os principais modelos propostos para prever os coeficientes do modelo de força.

$$\begin{bmatrix} k_{r,c} \\ k_{t,c} \\ k_{a,c} \end{bmatrix} \int_{\Psi_e}^{\Psi_s} \int_{Z_e}^{Z_s} h(\theta, Z) b(\theta, Z) dZ d\Psi + \begin{bmatrix} k_{rp} \\ k_{tp} \\ k_{ap} \end{bmatrix} \int_{\Psi_e}^{\Psi_s} \int_{Z_e}^{Z_s} S(\theta, Z) dZ d\Psi = [T]^{-1} \begin{bmatrix} \bar{F}_X \\ \bar{F}_Y \\ \bar{F}_Z \end{bmatrix}_{\text{exp}} \quad (19)$$

Os modelos que descrevem os coeficientes dos modelos de força (Tab. 1) têm o compromisso entre a facilidade de aplicação e a boa representação dos fenômenos físicos que causam alteração desses coeficientes. Modelos lineares têm maior facilidade de implementação que modelos potenciais, pois podem ser obtidos por regressão linear simples. A comparação desses modelos apenas com resultados da literatura é difícil, pois, além desses, há aplicação de diferentes métodos de determinação do CWE. Contudo, há o consenso da literatura que a pressão específica é mais significativamente influenciada pela espessura de corte, de forma potencial. Atualmente, o método, mais aceito pela

literatura é o proposto por Lee e Altintas (1996), apresentado na Eq. (22), pois, representa bem a variação da pressão específica ao longo da aresta da fresa e facilita a obtenção dos coeficientes de força por regressão linear.

Tabela 1. Equações de previsão dos coeficientes de força para diversos modelos força.

Autor	Modelo do Coeficiente de Força	Eq.
Feng e Menq (1994a, 1994b) ^A	$k_{(r,t)}(Z) = \begin{cases} c_0 + c_1 \left(\frac{Z}{R_N}\right) + c_2 \left(\frac{Z}{R_N}\right)^2 + c_3 \left(\frac{Z}{R_N}\right)^3, & Z < R_N \\ c_0 + c_1 + c_2 + c_3, & Z \geq R_N \end{cases}$	(20)
Chiang, Tsai e Lee (1995) ^B	$k_{(r,t,a)} = c_0 + c_1 f_z + c_2 H + c_3 f_z^2 + c_4 f_z H + c_5 H^2 + c_6 f_z^3 + c_7 f_z^2 H + c_8 f_z H^2 + c_9 H^3$	(21)
Lee e Altintas (1996) ^C	$k_{(r,t,a),p} = c_0$	(22)
	$k_{(r,t,a),c}(u) = c_0 + c_1(u) + c_2(u)^2 + c_3(u)^3, u = \frac{Z}{R_N}, \kappa, z$	
Yucesan e Altintas (1996) ^D	$k_n = e^{c_0 - c_1 \frac{a_p}{R_N} + c_2 f_z}$	(23)
	$k_{(f,nf,ff)} = c_0 + c_1 \frac{a_p}{R_N} + c_2 f_z$	
Lazoglu e Liang (1997) ^A e Wang e Zheng (2002) ^C	$k_{(r,t,a)}(\bar{h}) = c_1 \bar{h}^{c_2}$	(24)
Imani, Sadeghi e Elbestawi (1998) ^D	$k_{(n,f,nf,ff)} = c_0 + c_1 Z + c_2 Z^2$	(22)
Wei <i>et al.</i> (2019b) ^C	$k_{(r,t,a),c}(\kappa, h) = c_0 + c_1 \kappa + c_2 h + c_3 \kappa^2 + c_4 \kappa h + c_5 h^2 + c_6 \kappa^3 + c_7 \kappa^2 h + c_8 \kappa h^2 + c_9 h^3$	(23)
Wang, Ren e Tian (2022) ^C	$k_{(r,t,a),c}(Z, n) = c_0 + c_1 Z + c_2 Z^2 + c_3 Z^3 + c_4 Z^4 + c_5 n + c_6 n^2 + c_7 n^3$	(24)
Zhao <i>et al.</i> (2022) ^C	$k_{(r,t,a),c}(Z) = c_0 + c_1 \lambda(Z) + c_2 \lambda(Z)^2 + c_3 \lambda(Z)^3$	(25)

Modelos de Força: A - Feng e Menq (1994a, 1994b); B - Chiang, Tsai e Lee (1995); C - Lee e Altintas (1996); D - Yucesan e Altintas (1996).

Esse método exige dados experimentais de fresamento com fresa de topo esférico para calibrar os coeficientes do modelo de força. Contudo, na revisão bibliográfica realizada cerca de 25% dos artigos utilizam dados de ensaios de canal e cerca de 12% dos artigos utilizaram ensaios dados de fresamento no plano horizontal. Acredita-se que esses tipos de experimentos possam induzir erros nos coeficientes do modelo de força e consequentemente na força prevista. Essa hipótese é baseada no aumento significativo das componentes da força de usinagem quando o centro da fresa está engajado no corte (Souza *et al.*, 2014; Chen, Zhao e Zhang, 2015). Quando os coeficientes de força são determinados sob essas condições, eles podem não representar bem situações de fresamento complexos e induzir erros na força prevista.

3.2. Modelos de força estatísticos

Atualmente os métodos de inteligência artificial e aprendizagem de máquinas têm ganhado muito espaço com uma vasta gama de aplicação. Esses métodos também foram aplicados na determinação as componentes da força de usinagem em fresamento com fresa de topo esférica. Zuperl e Cus (2004), Milfelner *et al.* (2005), Zuperl *et al.* (2005) e El-Mounayri *et al.* (2010) apresentaram métodos baseados em redes neurais para determinação da força resultante de usinagem baseado em uma série de parâmetros de entrada: raio nominal da fresa, rotação, profundidade de usinagem, avanço, entre outros.

3.3. Modelos de força em FEM

A pesquisa realizada retornou apenas um artigo que determinou as componentes da força de usinagem por simulação em elementos finitos (FEM). Soo *et al.* (2010) determinaram as componentes cartesianas da força de usinagem em fresamento de canal com fresa de topo esférica no Inconel 718 por simulações em elementos finitos utilizando o modelo de Lagrange no *Abaqus Explicit*. O erro máximo entre a força prevista e experimental foi de 10% para as componentes X e Y, porém, para a componente Z o erro máximo foi de 90%. Além do grande erro na componente Z da força, outra limitação desse método é o grande tempo necessário. Os autores relataram que cada condição testada gastou em torno de 167 horas para simular uma única rotação da fresa. Por isso, atualmente a aplicação desse método em condições reais são inviáveis. Em situações reais é necessário simular todas as condições de contato peça/ferramenta possíveis de uma dada superfície complexa, o que demandaria um tempo inestimável. Contudo, o desenvolvimento de computadores mais sofisticados com maior velocidade de processamento pode tornar este método viável, inclusive permitindo sua integração com plataformas CAD/CAM.

4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Esse artigo apresentou uma revisão bibliográfica sistemática de métodos e modelos propostos para prever as componentes da força de usinagem em fresamento com fresa de topo esférico. Observou-se que a grande maioria das proposições se baseiam em modelos mecânicos, mas, também foram encontradas proposições baseadas em inteligência

artificial e em elementos finitos. Dentre os modelos mecânicos, os maiores esforços dos pesquisadores têm sido na melhoria da determinação do CWE e na calibração dos coeficientes do modelo de força. Foram encontrados apenas sete modelos diferentes para descrever as forças de usinagem.

5. REFERÊNCIAS

- Altintas, Y., Lee, P., 1998. Mechanics and dynamics of ball end milling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, Vol. 120, p. 684–692.
- Aydin, M., Köklü, U., 2017. Identification and modeling of cutting forces in ball-end milling based on two different finite element models with Arbitrary Lagrangian Eulerian technique. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 92, p. 1465–1480.
- Ben Said, M., Saï, K., Bouzid Saï, W., 2009. An investigation of cutting forces in machining with worn ball-end mill. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209, p. 3198–3217.
- Budak, E., Altintas, Y., Armarego, E.J.A., 1996. Prediction of Milling Force Coefficients from Orthogonal Cutting Data. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 118, p. 216–224.
- Chen, X., Zhao, J., Zhang, W., 2015. Influence of milling modes and tool postures on the milled surface for multi-axis finish ball-end milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 77, p. 2035–2050.
- Chiang, S.T., Tsai, C.M., Lee, A.C., 1995. Analysis of cutting forces in ball-end milling. *Journal of Materials Processing Tech.*, Vol. 47, p. 231–249.
- El-Mounayri, et al., 1997. General geometric modelling approach for machining process simulation. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 13, p. 237–247.
- El-Mounayri, H., Briceno, J.F., Gadallah, M., 2010. A new artificial neural network approach to modeling ball-end milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 47, p. 527–534.
- Feng, H.Y., Menq, C.H., 1994a. The prediction of cutting forces in the ball-end milling process - I. Model formulation and model building procedure. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 34, p. 697–710.
- Feng, H.Y., Menq, C.H., 1994b. The prediction of cutting forces in the ball-end milling process - II. Cut geometry analysis and model verification. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 34, p. 711–719.
- Fontaine, M., et al., 2006. Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46, p. 367–380.
- Fontaine, M., et al., 2007a. Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool–surface inclination. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 189, p. 85–96.
- Fontaine, M., et al., 2007b. Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool–surface inclination. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 189, p. 73–84.
- Ikua, B.W. et al., 2001. Prediction of cutting forces and machining error in ball end milling of curved surfaces -I theoretical analysis. *Precision Engineering*, Vol. 25, p. 266–273.
- Ikua, B.W. et al., 2002. Prediction of cutting forces and machining error in ball end milling of curved surfaces -II experimental verification. *Precision Engineering*, Vol. 26, p. 69–82.
- Imani, B.M., Sadeghi, M.H., Elbestawi, M.A., 1998. An improved process simulation system for ball-end milling of sculptured surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 38, p. 1089–1107.
- Kienzle, O., 1952. Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an Spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. *Z. Ver. Dtsch. Ing.*, Vol. 94, p. 299–305.
- Krajnik, P., Kopac, J., 2004. Modern machining of die and mold tools. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 157–158, p. 543–552.
- Kurt, M., Bagci, E., 2011. Feedrate optimisation/scheduling on sculptured surface machining: A comprehensive review, applications and future directions. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 55, p. 1037–1067.
- Lamikiz, A., et al., 2004. Cutting force estimation in sculptured surface milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44, p. 1511–1526.
- Lamikiz, A., et al., 2005. Calculation of the specific cutting coefficients and geometrical aspects in sculptured surface machining. *Machining Science and Technology*, Vol. 9, p. 411–436.
- Lazoglu, I., 2003. Sculpture surface machining: A generalized model of ball-end milling force system. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43, p. 453–462.
- Lazoglu, I., Liang, S.Y., 1997. Analytical modeling of force system in ball-end milling. *Machining Science and Technology*, Vol. 1, p. 219–234.
- Lee, P., Altintas, Y., 1996. Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 36, p. 1059–1072.
- Mali, R.A., Gupta, T.V.K., Ramkumar, J., 2021. A comprehensive review of free-form surface milling– Advances over a decade. *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 62, p. 132–167.
- Milfelner, M. et al., 2005. Genetic equation for the cutting force in ball-end milling. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 164–165, p. 1554–1560.

- Montgomery, D.C., Runger, G.C., 2021. *Estatística Aplicada e Probabilidade para Engenheiros*. LTC, Rio de Janeiro, 7ª edição.
- Moufki, A. *et al.*, 2000. Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions. *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 42, p. 1205–1232.
- Moufki, A. *et al.*, 2004. Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 44, p. 971–989.
- Naserian, R.S., Sadeghi, M.H., Haghighat, H., 2017. Static rigid force model for 3-axis ball-end milling of sculptured surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 47, p. 785–792.
- Ozturk, E., Budak, E., 2007. Modeling of 5-axis milling processes. *Machining Science and Technology*, Vol. 11, p. 287–311.
- Sadeghi, M.H., Haghighat, H., Elbestawi, M.A., 2003. A solid modeler based ball-end milling process simulation. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 22, p. 775–785.
- Sim, C., Yang, M., 1993. The prediction of the cutting force in ball-end milling with a flexible cutter. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 33, p. 267–284.
- Smith, S., Tlustý, J., 1991. An Overview of Modeling and Simulation of the Milling Process. *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 113, p. 169–175.
- Soo, S.L., Dewes, R.C., Aspinwall, D.K., 2010. 3D FE modeling of high-speed ball nose end milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 50, p. 871–882.
- Souza, A.F. *et al.*, 2014. Investigating the cutting phenomena in free-form milling using a ball-end cutting tool for die and mold manufacturing. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 71, p. 1565–1577.
- Tuysuz, O., Altintas, Y., Feng, H.Y., 2013. Prediction of cutting forces in three and five axis ball-end milling with tool indentation effect. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 66, p. 66–81.
- Wang, D., Ren, J., Tian, W., 2020. A method for the prediction of cutting force for 5-axis ball end milling of workpieces with curved surfaces. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 107, p. 2023–2039.
- Wang, J.J., Zheng, C.M., 2002. Identification of shearing and ploughing cutting constants from average forces in ball-end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42, p. 695–705.
- Wei, Z.C., *et al.*, 2011. Cutting force prediction in ball end milling of sculptured surface with Z-level contouring tool path. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 51, p. 428–432.
- Wei, Z.C., *et al.*, 2013. Prediction of cutting force in ball-end milling of sculptured surface using improved Z-map. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 68, p. 1167–1177.
- Wei, Z.C., *et al.*, 2019a. Prediction of cutting force for ball end mill in sculptured surface based on analytic model of CWE and ICCE. *Machining Science and Technology*, Vol. 23, p. 688–711.
- Wei, Z.C., *et al.*, 2019b. Prediction of cutting force of ball-end mill for pencil-cut machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 100, n. 1–4, p. 577–588.
- Yang, M., Park, H., 1991. The prediction of cutting force in ball-end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 31, p. 45–54.
- Zhao, Z. *et al.*, 2022. Ball-end milling cutter design method towards the maximum material removal rate under surface roughness constraints. *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 78, p. 254–264.
- Zeroudi, N., Fontaine, M., Necib, K., 2012. Prediction of cutting forces in 3-axes milling of sculptured surfaces directly from CAM tool path. *Journal of Intelligent Manufacturing*, Vol. 23, p. 1573–1587.
- Zuperl, U., *et al.*, 2006. A generalized neural network model of ball-end milling force system. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 175, p. 98–108.
- Zuperl, U., Cus, F., 2004. Tool cutting force modeling in ball-end milling using multilevel perceptron. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 153–154, p. 268–275.

5. RESPONSABILIDADE PELAS INFORMAÇÕES

Os autores são os únicos responsáveis pelas informações incluídas neste trabalho.

BALL-END MILLING CUTTING FORCE PREDICTION: A SYSTEMATIC REVIEW

Igor Basso

Federal Technological University of Paraná - UTFPR, 4232 Brazil Avenue, Medianeira PR, Brazil
igorbasso@utfpr.edu.br

Rodrigo Voigt

Federal University of Santa Catarina - Campus Joinville, 8300 Dona Francisca Street, Joinville SC, Brazil
rodrigo.voigt@ufsc.br

Marcel Henrique Militão Dib

Instituto Federal de São Paulo - IFSC, 250 Doutor Aldo Benedito Pierri Street, Araraquara SP, Brazil
marceldib@ifsc.edu.br

Alessandro Roger Rodrigues

São Carlos School of Engineering (EESC), University of São Paulo (USP), 4232 Trabalhador São-Carlense Avenue, São Carlos SP, Brazil
roger@sc.usp.br

Adriano Fagali de Souza

Federal University of Santa Catarina - Campus Joinville, 8300 Dona Francisca Street, Joinville SC, Brazil
adriano.fagali@ufsc.br

Abstract: *This paper presents a critical review of the methods and models proposed to predict the cutting force components in ball end milling. The following systematic search was carried out in the Scopus: “cutting force” AND milling AND (“ball-nose” OR “ball-end”). Then, an evaluation of the paper abstract was carried out to verify their correspondence to the interesting topic. This search returned 100 papers which were classified by year, journal, cutting models, cutter-workpiece engagement (CWE) models and force coefficients models. Cutting force methodology involves: i) cutting-workpiece engagement prediction; ii) cutting force model; and iii) cutting coefficients prediction. Most of the papers aim to predict cutter-workpiece engagement by means of analytical, discrete, or solid methods. Some cutting models were proposed, however, the Lee and Altintas were the most accepted by literature, used by 40% of papers of this review. In part of the papers, the force coefficients were determined by slot milling, which may induce some error in cutting force prediction. The error between the predicted and experimental cutting forces has not been properly discussed, however, errors around 10 to 30% are related.*

Keywords: *Milling; Ball-end mill; Cutting forces; Cutting force prediction.*

RESPONSIBILITY NOTICE

The authors are the only responsible for the printed material included in this paper.