

INSTITUTO FEDERAL DE EDUCAÇÃO, CIÊNCIA E TECNOLOGIA DA PARAÍBA  
*CAMPUS CAJAZEIRAS*

HENRIQUE SOBRAL FRANZÃO

**PREDIÇÃO DA ENERGIA E INTEGRIDADE SUPERFICIAL NA USINAGEM DA  
SUPERLIGA DE NÍQUEL INCONEL 718 UTILIZANDO UM MODELO DE  
CORTE ORTOGONAL QUE CONSIDERA O ESTADO DE TENSÃO**

Cajazeiras-PB  
2026

HENRIQUE SOBRAL FRANZÃO

**PREDIÇÃO DA ENERGIA E INTEGRIDADE SUPERFICIAL NA USINAGEM DA  
SUPERLIGA DE NÍQUEL INCONEL 718 UTILIZANDO UM MODELO DE  
CORTE ORTOGONAL QUE CONSIDERA O ESTADO DE TENSÃO**

Trabalho de Conclusão de Curso submetido à Coordenação do Curso Engenharia de Controle e Automação do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia da Paraíba-*Campus* Cajazeiras, como parte dos requisitos para a obtenção do Título de Bacharel em Engenharia de Controle e Automação, sob Orientação do Prof. Francisco Augusto Vieira da Silva.

Cajazeiras-PB  
2026

IFPB / Campus Cajazeiras  
Coordenação de Biblioteca  
Biblioteca Prof. Ribamar da Silva  
Catalogação na fonte: Cícero Luciano Félix CRB-15/750

F837p	<p>Franzão, Henrique Sobral.</p> <p>Predição da energia e integridade superficial na usinagem da superliga de níquel inconel 718 utilizando um modelo de corte ortogonal que considera o estado de tensão / Henrique Sobral Franzão.– 2026.</p> <p>32f. : il.</p> <p>Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharelado em Engenharia de Controle e Automação) - Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia da Paraíba, Cajazeiras, 2026.</p> <p>Orientador(a): Prof. Francisco Augusto Vieira da Silva.</p> <p>1. Controle automático. 2. Usinagem. 3. Estado de tensão. 4. Parâmetros de corte. I. Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia da Paraíba. II. Título.</p>
-------	--

## HENRIQUE SOBRAL FRANZÃO

### **PREDIÇÃO DA ENERGIA E INTEGRIDADE SUPERFICIAL DA SUPERLIGA DE NÍQUEL INCONEL 718 UTILIZANDO UM MODELO DE CORTE ORTOGONAL QUE CONSIDERA O ESTADO DE TENSÃO**

Trabalho de Conclusão de Curso, sob forma de artigo, submetido à Coordenação do Curso Engenharia de Controle e Automação do Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia da Paraíba, *Campus Cajazeiras*, como parte dos requisitos para a obtenção do Título de Bacharel em Engenharia de Controle e Automação.

Aprovado em 27 de Maio de 2026.

#### **BANCA EXAMINADORA**



Documento assinado digitalmente

**FRANCISCO AUGUSTO VIEIRA DA SILVA**

Data: 02/06/2026 12:52:43-0300

Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

---

Francisco Augusto Vieira da Silva – IFPB-*Campus Cajazeiras*  
Orientador



Documento assinado digitalmente

**EDLEUSOM SARAIVA DA SILVA**

Data: 01/06/2026 20:06:18-0300

Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

---

Edleusom Saraiva da Silva – IFPB-*Campus Cajazeiras*  
Examinador 1



Documento assinado digitalmente

**LEANDRO HONORATO DE SOUZA SILVA**

Data: 02/06/2026 12:25:38-0300

Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

---

Leandro Honorato de Souza Silva – IFPB-*Campus Cajazeiras*  
Examinador 2

## BACHARELADO EM ENGENHARIA DE CONTROLE E AUTOMAÇÃO

Artigo apresentado à coordenação do curso como parte dos requisitos para obtenção do título de Bacharel em Engenharia de Controle e Automação,

### PREDIÇÃO DA ENERGIA E INTEGRIDADE SUPERFICIAL NA USINAGEM DO IN718 UTILIZANDO UM MODELO DE CORTE ORTOGONAL QUE CONSIDERA O ESTADO DE TENSÃO

HENRIQUE SOBRAL FRANZÃO  
henrique.franzao@academico.ifpb.edu.br  
FRANCISCO AUGUSTO VIEIRA DA SILVA  
francisco.vieira@ifpb.edu.br

#### RESUMO

A superliga à base de níquel é amplamente utilizada nas indústrias aeroespaciais e automotivas devido à sua elevada resistência mecânica e estabilidade térmica. No entanto, a usinagem de ligas à base de níquel é de difícil execução, resultando em baixo tempo de vida da ferramenta, degradação da integridade superficial da peça usinada e elevado consumo de energia. Nesse sentido, se faz importante a integridade das peças utilizando o Inconel 718 garantindo a qualidade das peças. Para isso, um modelo de corte ortogonal, considerando uma lei constitutiva que incorpora o estado de tensão, deformação e os efeitos da temperatura, foi desenvolvido e utilizado para investigar a influência de diversos parâmetros do processo de usinagem, tais como velocidade de corte, material da ferramenta, ângulo de saída, raio da aresta de corte e espessura do cavaco, sobre os resultados do processo. O modelo proposto introduz explicitamente o estado de tensão e o parâmetro de Lode, permitindo capturar a influência direta do estado de tensões sobre a tensão de escoamento e a evolução do dano. O modelo de corte foi simulado no *software* Abaqus utilizando métodos de elementos finitos com solucionadores implícitos e explícitos, a fim de prever forças de corte, morfologia do cavaco, temperaturas de corte, tensões residuais e consumo de energia. O modelo apresenta boa predição para forças de corte, temperatura de corte, taxa de compressão do cavaco e representar qualitativamente os perfis de tensão residual.

**Palavras-Chave:** estado de tensão; integridade superficial; Inconel 718; parâmetros de corte; energia.

#### ABSTRACT

The nickel-based superalloy is extensively utilized in aerospace and automotive industries due to its superior strength and thermal stability. However, IN718 is difficult to cut, generating a short tool life, poor machined surface integrity, and high energy consumption. An orthogonal cutting model considering a constitutive model incorporating the stress state, strain rate, and temperature is developed and used to explore the influence of several cutting process parameters such as cutting speed, tool material, rake angle, edge radius, and uncut chip thickness on the machining outcomes. Unlike the Johnson–Cook law, which depends only on strain, strain rate and temperature, the present model explicitly introduces stress triaxiality and the Lode parameter, thereby capturing the direct influence of the stress state on flow stress and damage evolution. The cutting model was simulated in Abaqus FEA software using FEM methods with implicit and explicit solvers to predict different cutting conditions.

**Keywords:** *stress state; surface integrity; Inconel 718; cutting parameters; energy spent.*

## 1 INTRODUÇÃO

O Inconel 718 é uma superliga de níquel presente na indústria aeroespacial e aeronáutica, com uma ênfase particular na produção de pás de turbinas e outras partes sensíveis de motores a jatos, assim como naval, nuclear, química, automotiva e outras indústrias. O IN718 tem seu espaço consolidado, especialmente no setor produtivo (D'Addona; Raykar; Narke 2017; DeMange; Prakash; Pereira 2009; Fang; Wu, 2009; Ghiban *et al.*, 2018; Schafrik; Ward; Groh 2001; Singh; Meletis, 2006).

Devido a sua extensa aplicabilidade, a liga Inconel 718 foi objeto de investigação por alguns autores no escopo dos processos de manufatura. No caso da grande área de usinagem, especificamente no campo da modelagem e simulação prever e validar modelos numéricos propostos. Portanto, será possível obter uma vida útil a curto prazo melhor para a ferramenta de corte e manter a integridade da superfície. Alguns materiais já obtiveram resultados satisfatórios, entretanto, ainda é um desafio para outros materiais devido a propriedades como baixa condutividade térmica e uma alta tendência ao encruamento.

Soo, Aspinwall e Dewes (2004) desenvolveram um modelo de corte 3D para o Inconel 718. Os resultados mostram diferenças na formação do cavaco, com cavacos alongados e contínuos para as respostas calculadas e segmentados para os resultados obtidos experimentalmente. Além disso, as forças tangenciais apresentaram boa predição, com erros inferiores a 5,5%, enquanto as forças de penetração apresentaram discrepância de 40% em sua magnitude.

Outeiro *et al.* (2008) desenvolveram um modelo de torneamento lagrangiano implícito 3D, mas apenas as forças foram comparadas com os resultados experimentais, apresentando boa concordância na direção de corte. Entretanto, observadas divergências nas forças radiais e de penetração. Os pesquisadores também realizaram a medição das tensões residuais de forma experimental no perfil usinado, obtendo: alta tensão residual na superfície, baixa espessura da camada afetada e baixa tensão residual máxima na subcamada, com a máxima tensão residual aproximando-se da superfície quando usinada com ferramentas sem revestimento.

Na pesquisa desenvolvida por Kortabbarri *et al.* (2011), o modelo 3D de formação de cavaco, no processo de torneamento, foi feito para comparar tensões residuais experimentais obtidas através das técnicas de Espectrometria de Difração de Raios-X (XRD) e Furo Cego (HD), com os valores numéricos obtidos. A conclusão do trabalho foi de que as tensões residuais dependem da técnica empregada durante a análise, portanto, os resultados possuem caráter qualitativo e não quantitativo. Além disso, é afirmado que a técnica HD possui melhor correlação com os valores numéricos. Finalmente, os autores concluem que as incertezas nos resultados podem ser associadas a variações nas propriedades termomecânicas e ao fato de o modelo do comportamento mecânico do IN718 não representar de forma fidedigna o processo de corte e suas nuances.

Ozel *et al.* (2011) realizaram uma sequência de simulações focadas na performance dos softwares *DEFORM-3D* e *Abaqus*. Um modelo implícito 3D de torneamento com ferramenta de ponta única foi desenvolvido para o *DEFORM-3D* e no *Abaqus*, o modelo foi explícito. Apesar de observar as disparidades do modelo de comportamento mecânico de Johnson-Cook (JC) (Johnson e Cook, 1985) o autor propõe a modificação no modelo constitutivo para considerar efeitos de dependência da temperatura no amolecimento por deformação em condições de alta resistência mecânica para o IN718. Com essa modificação, baixa resistência a deformações plásticas foi considerada devido ao realinhamento de defeitos lineares causado pelo carregamento cíclico no material de alta dureza. Apesar das modificações no modelo de JC envolverem outras variações em conjunto na pesquisa, os autores limitaram-se a validar apenas as forças envolvidas. Foi observado que a adição dos efeitos da temperatura é qualitativamente aceitável. Ao mesmo tempo, promoveram uma redução no erro de 72,5% e

34,4% para as forças de corte e penetração, respectivamente, e para o avanço, um aumento de aproximadamente 29,7%.

Del Prete, Filice e Umbrello (2013) mostraram o problema microestrutural e mudanças micromecânicas que ocorrem ou durante a formação do cavaco, ou devido à influência dos tratamentos térmicos para alguns estados metalúrgicos. Por causa dos problemas encontrados, os pesquisadores desenvolveram um modelo de corte ortogonal e integraram, com o modelo de JC, um efeito adicional na tensão de escoamento que varia de acordo com a dureza do material. O modelo numérico assume que a ferramenta de corte é rígida. Além disso, o encruamento é isotrópico para a peça e o material é elasto-viscoplástico não isotérmico, governado pela teoria incremental da plasticidade e pela condição de escoamento de von Mises. Além disso, o critério de Cockcroft & Latham (Cockcroft e Latham, 1986) foi utilizado para prever a segmentação do cavaco, e o Fator de Cisalhamento foi o modelo empregado para definir a interação de contato. Para mais, nove condições de corte foram definidas para a calibração do modelo numérico, de acordo com os resultados experimentais. Para o avanço, valores de 0,05, 0,075 e 0,1 mm/min e velocidades de corte de 50, 60 e 75 m/min. A calibração foi realizada com dois parâmetros: cisalhamento e dano crítico. A distribuição de erro foi apresentada para a velocidade de corte  $v_c$  e taxa de avanço  $f$  para ambas as durezas 43,5 HRC e 45,8 HRC. Notou-se que a dureza afeta as previsões das variáveis observadas. Além disso, o modelo constitutivo utilizado para analisar o IN718 mostrou divergência significativa, quando considerando  $v_c$  e  $f$ , tanto para 43,5 ou 45,8 HRC. Os autores concluíram que o modelo de JC não é suficiente para prever a integridade superficial do IN718, mesmo quando se integra o efeito de dureza na tensão de escoamento. Entretanto, os pesquisadores justificam a importância de integrar o efeito da dureza e afirmam que o modelo é válido para prever alguns aspectos.

Peng *et al.* (2019) desenvolveram um modelo 2D por meio do método dos elementos finitos (FEM) para a formação de cavaco, utilizando o método Lagrangeano-Euleriano Acoplado (CEL) para prever as forças de corte no IN718. Foram utilizados o comportamento plástico e o dano propostos pelo modelo de JC, com o menor elemento sendo de 2  $\mu\text{m}$ . Os resultados convergiram para as forças de corte, mas a segmentação para uma espessura de cavaco não deformado maior que 75  $\mu\text{m}$  e velocidade de corte maior ou igual a 30 m/min apresentou divergências em torno de 29%.

Liu *et al.* (2020) desenvolveram um modelo CEL para investigar o efeito da segmentação do cavaco na integridade superficial durante a usinagem ortogonal do Inconel 718 com insertos de carbeto não revestidos. Os autores desenvolveram o estudo sobre a influência da malha na formação do cavaco e na integridade superficial. Com uma malha de 5  $\mu\text{m}$ , um cavaco bem segmentado foi obtido. Os perfis das tensões residuais são semelhantes e não apresentam grandes diferenças para malhas de 5  $\mu\text{m}$  e 10  $\mu\text{m}$ . Porém, os autores não consideram um comprimento razoável para calcular as tensões residuais, e apenas 20 locais diferentes ao longo da superfície usinada até a face inferior foram selecionados, e sua curva média foi calculada. Esse procedimento reforça as incertezas nas medições numéricas, já que a área irradiada durante a usinagem não foi considerada.

Agmell *et al.* (2020) conduziram o estudo numérico e experimental para investigar os efeitos de carregamentos termomecânicos nas ferramentas de corte de nitreto cúbico de boro policristalino (PCBN) após a usinagem do IN718 utilizando uma combinação de simulações FEM. Inicialmente, uma análise térmica em estado estacionário da ferramenta de corte foi conduzida no *Abaqus/Standard*. Finalmente, a simulação foi conduzida no *Abaqus/Explicit*, aplicando-se a formulação CEL. O modelo de Johnson-Cook foi utilizado para representar o comportamento mecânico do material. A ferramenta de corte foi modelada como material de classe CBN170. Para as condições de corte escolhidas, obteve-se que a temperatura prevista é de 1100 – 1200 °C na interface entre o cavaco e o ângulo de ataque, com boa concordância com

as temperaturas medidas experimentalmente. Ademais, observou-se que o modelo previu que as tensões principais máximas ocorreram na região de entalhe, e que foi de acordo com desgaste do entalhe observado experimentalmente. Destaca-se que não houve avaliação da integridade superficial do Inconel 718.

Zhou *et al.* (2014) investigaram as alterações microestruturais na subcamada e as tensões residuais no Inconel 718 induzidas pela usinagem com ferramentas de corte de PCBN e de óxido de alumínio reforçado com *whiskers* de carbeto de silício (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiCw). Os efeitos dos materiais das ferramentas de corte, da microgeometria da ferramenta e das tensões residuais foram investigados. Foi verificado que a deformação plástica e o calor gerado no processo de corte induziram mudanças microestruturais e que ambas as ferramentas, PCBN e cerâmica, produziram o refinamento de grãos em zonas de profundidade similar independentemente da velocidade de corte utilizada. É importante ressaltar que tanto o material da ferramenta de corte quanto a velocidade de corte influenciaram as tensões residuais. Porém, o Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiCw induziu uma tensão residual na superfície maior do que a da ferramenta PCBN.

Na última década, o crescimento de trabalhos mostrou que as simulações de corte de metais se beneficiam muito de leis constitutivas que incluem o estado de tensão, usualmente representado pela tensão triaxial e o parâmetro do ângulo de Lode (Cheng *et al.*, 2019; Xu *et al.*, 2021; Bakshan *et al.*, 2024). Cheng *et al.* (2019) investigaram a liga de titânio Ti-6Al-4 V (também chamada de titânio grau 5 ou Ti64); seu modelo reproduziu a morfologia do cavaco e as forças de corte de forma mais precisa que o modelo constitutivo de Johnson-Cook.

Portanto, este trabalho tem como objetivo avaliar a integridade da superfície usinada do Inconel 718 através do corte ortogonal. Para realizar essa avaliação, o modelo constitutivo modificado proposto por Silva; Dengui e Outeiro (2020) é utilizado. Os efeitos da velocidade de corte, dos materiais das ferramentas de corte, do ângulo de ataque, do raio de corte e da espessura do cavaco não deformado serão investigados. Além disso, a energia necessária para a separação do material é prevista para cada modelo.

## 2 MÉTODO DA PESQUISA

O processo de corte dos metais envolve uma severa deformação plástica e é influenciado por mecanismos de fratura dúcteis (Astakhov, 1999). Portanto, utilizar modelos constitutivos que levam em conta plasticidade e dano é essencial. Modelos constitutivos que integram plasticidade e dano foram amplamente utilizados para prever variáveis de interesse no corte de metais (Peng; Klocke; Döbeler 2019; Umbrello; M'Saoubi; Outeiro 2007; Outeiro *et al.*, 2015). Entretanto, alguns modelos não são capazes de representar completamente o processo de corte, pois falham em considerar mecanismos fundamentais que influenciam o comportamento mecânico dos metais sob carregamento. Um exemplo é o estado de tensão (SoS) do material, que influencia a deformação na fratura e, conseqüentemente, a energia necessária para formar a superfície usinada. O estado de tensão pode ser definido através da triaxialidade e do ângulo de Lode, com ambos os fatores sendo bem definidos em como afetam a deformação na fratura em metais dúcteis (Algarni; Bai; Choi 2015; Bai; Wierzbicki, 2008). Portanto, garantir que a representação do estado de tensão em modelos de plasticidade e dano é fundamental. Modelos constitutivos que incorporam esses efeitos são utilizados por pesquisadores em simulações, mostrando que integrando estes efeitos tem aumentado a previsibilidade dos modelos para formação do cavaco e integridade da superfície (Cheng, *et al.*, 2019; Cheng, 2019; Denguir, *et al.*, 2017; Abushawashi; Xiao, Astakhov, 2011).

O modelo constitutivo inicialmente proposto por Bai e Wierzbicki (2008) considera que os efeitos do estado triaxial de tensão e ângulo de Lode desempenham um papel fundamental na plasticidade de alguns materiais dúcteis. É tanto que há alguns estados de tensão para materiais dúcteis em que o escoamento ocorrerá, mas para o modelo de Mises, sob o mesmo estado de tensão, o material estará no regime não-plástico.

O modelo de plasticidade de Bai-Wierzbicki (Bai e Wierzbicki, 2008) é formulado com base na triaxialidade e no ângulo de Lode. Portanto, para um determinado tensor-tensão três invariantes ( $p$ ,  $q$ ,  $r$ ), a triaxialidade ( $\eta$ ), e o ângulo de Lode ( $\theta$ ) pode ser expresso pelas Equações 1-5.

$$p = -\frac{1}{3}tr([\sigma]) \quad (1)$$

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}[\mathbf{S}]:[\mathbf{S}]} \quad (2)$$

$$r = \left[\frac{27}{2}\det([\mathbf{S}])\right]^{\frac{1}{3}} \quad (3)$$

$$\eta = -\frac{p}{q} \quad (4)$$

$$\theta = \frac{1}{3}\cos^{-1}\left(\frac{r}{q}\right)^3 \quad (5)$$

Onde  $[\sigma]$  e  $[\mathbf{S}]$  são o tensor-tensão e o tensor de tensão desviatória, respectivamente. Além disso, o ângulo de Lode pode ser com o expresso em termos da terceira invariante normalizada da tensão desviadora, conforme a Equação 6.

$$\xi = \left(\frac{r}{q}\right)^3 = \cos(3\theta) \quad (6)$$

Os valores de  $\xi$  variam entre -1 e 1, pois o intervalo do ângulo de Lode ocorre em  $0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{3}$ . Portanto, o ângulo de Lode também pode ser normalizado, e é conhecido como o parâmetro do ângulo de Lode ( $\bar{\theta}$ ), como pode ser visto na Equação 7 (Bai, 2008).

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} \quad (7)$$

Algarni *et al.* (2015) investigaram a dependência e os efeitos da triaxialidade e do ângulo de Lode para o Inconel 718, e, através de ajustes nos efeitos de Lode com o termo  $(k+1)/k$ , onde  $k$  é a constante calibrada com valor igual a 0,75, obtiveram excelente convergência entre os valores numéricos e experimentais. Foi descoberto que o parâmetro do estado de tensão possui efeitos notórios na plasticidade e fratura do IN718.

Com uma abordagem bem diferente da proposta por Algarni, Bai e Choi (2015), Sjöberg *et al.* (2018) apresentaram o modelo de JC com correções quanto aos efeitos de encruamento do metal, sem considerar o estado de tensão. Apesar dos excelentes resultados com esse modelo, a relação tensão-deformação variava a depender do estado de tensão aplicado nos corpos de prova, especialmente quando o estado de tensão cisalhante era observado, o que se distancia do proposto inicialmente por Sjöberg *et al.* (2018). Essas observações reforçam a necessidade de incluir os efeitos da triaxialidade e do ângulo de Lode na tensão de fluxo do Inconel 718. Portanto, um modelo constitutivo híbrido é proposto considerando os efeitos do ângulo de Lode e a tensão triaxial no modelo proposto por Sjöberg *et al.* (2018). O potencial de plasticidade do novo modelo proposto é apresentado na Equação 8, e devido a extensão da equação da tensão de fluxo, Equação 9, a Tabela 1 resume os termos com seus respectivos efeitos.

$$F = J_2 - \sigma(\bar{\epsilon}_{pl}, \eta, \theta, \dot{\epsilon}, T) \quad (8)$$

$$\sigma(\bar{\epsilon}_{pl}, \eta, \theta, \dot{\epsilon}, T) = \sigma(\bar{\epsilon}_{pl}) \cdot \sigma(\eta) \cdot \sigma(\theta) \cdot \sigma(\dot{\epsilon}) \cdot \sigma(T) \quad (9)$$

Tabela 1 – Sumário dos termos do modelo de tensão de fluxo

Termo	Equação	Efeitos
$\sigma(\bar{\epsilon}_{pl})$	$C_0 + C_1 \cdot (\bar{\epsilon}_{pl})^{C_2} - C_3 \cdot e^{C_4 \cdot \bar{\epsilon}_{pl}}$	Encruamento
$\sigma(\eta)$	$1 - C_\eta \cdot (\eta - \eta_0)$	Triaxialidade
$\sigma(\theta)$	$c_\theta^s + (C_\theta^{ax} - C_\theta^s) \left( \frac{k+1}{1} \right) \left( \gamma - \frac{\gamma^{k+1}}{k+1} \right)$	Dependência de Lode
$\sigma(\dot{\epsilon})$	$1 + D_{sr} \cdot \ln \left( \frac{\dot{\epsilon}_{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right)$	Taxa de deformação
$\sigma(T)$	$\left( 1 - \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m$	Temperatura

Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

Para os três primeiros termos, as propriedades mecânicas e as constantes calibradas foram extraídas do modelo proposto por Algarni, Bai e Choi (2015), e  $B_1$  recalibrado; para os dois últimos termos, a taxa de deformação é  $s^{-1}$ , o expoente de amolecimento térmico,  $m$ , é 1,75, e o valor de  $D_{sr}$  é 0,00355. Todos extraídos de Sjöberg *et al.* (2018). O terceiro termo,  $c_\theta^s$  é o parâmetro com dependência de Lode; variando caso haja alteração no formato da superfície escoada e é definido pela Equação 10 e Equação 11.

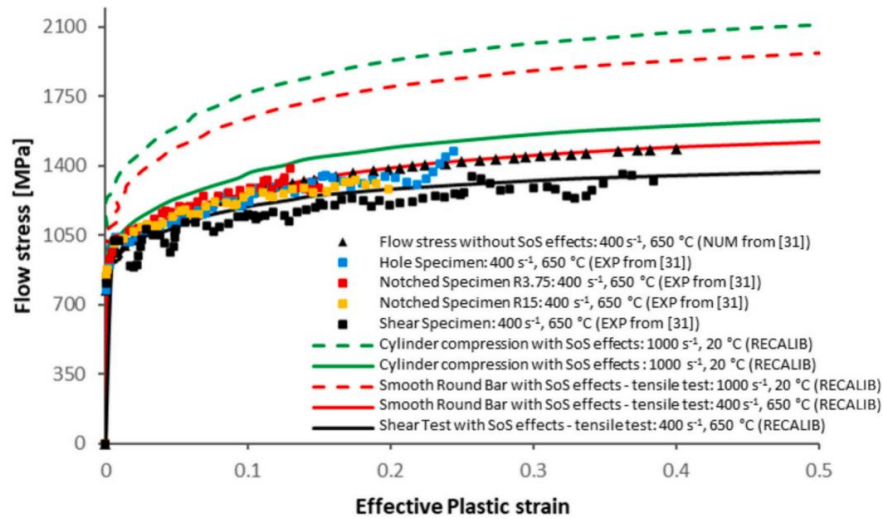
$$c_\theta^s = \frac{\sqrt{3}}{2} + (B_1 \cdot e^{-B_2 \bar{\epsilon}_{pl}}) \cdot f(\bar{\theta}) \quad (10)$$

$$f(\bar{\theta}) = \left(1 - |\bar{\theta}|^{B_3}\right)^{B_4} \quad (11)$$

Onde  $B_1, B_2, B_3$  e  $B_4$  são os parâmetros do modelo de plasticidade do material, e  $f(\bar{\theta})$  é a função que garante a superfície de escoamento contínua, garantindo inclinações nulas em  $\bar{\theta}$  igual a 1, 0 e -1.

Como  $c_{\bar{\theta}}^s$  na parte de dependência do ângulo de Lode não é constante, especialmente se o formato da superfície de escoamento é alterada, então é uma função equivalente a taxa de deformação e ângulo de Lode proposto por Algarni, Bai e Choi (2015). Além disso, a recalibração dessa função é necessária já que as curvas experimentais utilizadas para validação numérica do modelo constitutivo foram extraídas de Sjöberg *et al.* (2018), que apresenta o ensaio mecânico para diferentes estados de tensão, taxas de deformação e temperatura. Portanto, um estudo sensível dos parâmetros  $B_1, B_2, B_3$  e  $B_4$  para o modelo é proposto. A recalibração empírica foi realizada por meio da implementação do modelo constitutivo em um software de cálculo numérico. Começando por  $B_1$  com valor de 0,23 proposto por Algarni, Bai e Choi (2015), um passo decrescente de 0,03 foi utilizado até que as curvas plotadas pelo software fossem iguais às experimentais para diferentes estados de tensão (Fig. 1).

Figura 1 — Tensão de fluxo para o modelo constitutivo proposto sob diferentes estados de tensão, temperatura e taxa de deformação



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

O modelo modificado de fratura Mohr-Coulomb para materiais dúcteis, proposto por Sjöberg, Kajberg e Oldenburg (2018), foi adotado neste trabalho. A pujança desse modelo é a capacidade de integrar os efeitos da taxa de deformação, do estado de tensão e da temperatura de amolecimento no início da fratura. Vale ressaltar que o locus de iniciação de fratura para esse modelo melhor representa as condições durante o corte proposto por Algarni, Bai e Choi (2015). O critério de falha do modelo é apresentado na Equação 12.

$$\epsilon_f(\eta, \bar{\theta}, \dot{\epsilon}, T) = \left\{ c_2 \cdot \left[ c_3 + \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} (c^{ax} - c_3) \left( \sec\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) - 1 \right) \cdot \left[ \left( \frac{1 + c_1^2}{3} \right)^{0.5} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left( \eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \right] \right]^{\frac{1}{N}} \cdot \left( 1 + \frac{\epsilon^p}{\epsilon_0} \right) \cdot (1 + D_2 T^*) \right\} \quad (12)$$

Onde  $T^*$  é a temperatura homóloga, e  $c_1, c_2, c_3, D_1$  e  $D_2$  são os parâmetros do material.

Para prever a evolução do dano e fratura, um modelo geral para suavizar a tensão de escoamento devido ao dano é utilizado (Li; Wierzbicki, 2010). Do coeficiente  $\beta$ , definido por relação não linear pela Equação 13, a rigidez do material é controlada pelo indicador de máximo dano  $D_c$ , e pelo expoente  $m_f$ . Quando o dano do material  $D$  – controlado pela regra de dano

linear – é menor que um (1), não ocorrerá atenuação na tensão de escoamento. Quando o valor  $D$  vale um (1), a equação de amolecimento pós-fratura retorna o valor unitário para o coeficiente  $\beta$  e, portanto, ativa a evolução do dano. Então, a rigidez do material será gradualmente degradado à medida que o valor  $D$  aumenta, até que o valor crítico  $D_c$  seja atingido, momento em que o material tenha fraturado e numericamente excluído da análise de acordo com a técnica de deleção de elementos.

$$\beta = \left( \frac{D_c - D}{D_c - 1} \right)^{m_f} \quad (13)$$

$$\tilde{\sigma} = \beta \cdot \sigma(\bar{\varepsilon}_{pl}, \eta, \theta, \dot{\varepsilon}, T) = \begin{cases} D < 1 \therefore \tilde{\sigma} = \sigma(\bar{\varepsilon}_{pl}, \eta, \theta, \dot{\varepsilon}, T) \\ D = 1 \therefore \beta = 1 \\ D \geq 1 < D_c \therefore 0 < \beta \leq 1 \\ D \geq D_c \therefore \beta = 0 \end{cases} \quad (14)$$

É importante notar que  $m_f$  e  $D_c$  devem ser escolhidos baseados na instabilidade de um elemento do material no estado de pós iniciação, de acordo com os padrões de falha (Algarni; Bai; Choi 2015; Li; Wierzbicki, 2010). A Tabela 2 resume todos os efeitos de plasticidade dos modelos e os critérios de falha para a superliga IN718 envelhecida.

Tabela 2 — Coeficientes do modelo constitutivo (tensão de escoamento e dano) para o IN718 envelhecido

Coeficiente	Valor	Coeficiente	Valor
Parâmetros do modelo de tensão de escoamento		Parâmetros do modelo de Dano	
$C_0 [MPa]$	1330 *	$c_1$	0,1 *
$C_1 [MPa]$	704 *	$c_2 [MPa]$	2,01
$C_2$	0,25 *	$c_3$	0,931
$C_3 [MPa]$	342 *	$c^{ax}$	1
$C_4$	9,79 *	$N$	0,127
$c_\eta$	0,11 **	$D_1$	-0,00403
$\eta_0$	0,333 **	$D_2$	0,0543
$c_\theta^s$	1 **		
$c_\theta^{ax}$	1 **		
$k$	0,75 **		
$B_1$	0,08 <sup>(1)</sup>		
$B_2$	5,5 **		
$B_3$	40,8 **		
$B_4$	8 **		

Coefficiente	Valor	Coefficiente	Valor
Parâmetros do modelo de tensão de escoamento		Parâmetros do modelo de Dano	
$M$	1,75 *		
$D_{sr}$	0,00355 *		
$\varepsilon_0 \left[ \frac{1}{s} \right]$	1 *		

Fonte: Silva, Franzão e Outeiro (2025).

Notas:

\* Retirado de Sjöberg, Kajberg e Oldenburg; (2018)

\*\* Retirado de Algarni, Bai e Choi; (2015)

<sup>(1)</sup> Dado obtido com *fitting*

As propriedades termomecânicas foram extraídas de trabalhos especializados (Silva; Denguir; Outeiro 2020; Outeiro *et al.*, 2015; Kobayashi *et al.*, 2008; Sadat; Reddy, 1992; Sadat; Reddy, 1993) e organizados na Tabela 3 para o Inconel 718 e para as ferramentas de corte de metal duro não-revestido e PCBN.

Tabela 3 — Propriedades termofísicas para o Inconel 718 e para as ferramentas de corte.

Propriedade	Unidade	Inconel 718	WCCo	PCBN
Condutividade Térmica	$\left[ \frac{W}{m^{\circ}C} \right]$	$K_t(T) = 0,0175T + 10,193$	*	38,2
Densidade	$\left[ \frac{kg}{m^3} \right]$	8190	14 933	4048
Expansão Térmica	$\left[ \frac{1}{^{\circ}C} \right]$	1,22E-05	**	4,55E-06
Calor específico	$\left[ \frac{J}{kg^{\circ}C} \right]$	$c_p(T)^{WP} = 0,2486T + 425,08$	***	669,3
Módulo de Young	[MPa]	205 000	659 000	587 000
Coef. de Poisson	Adimensional	0,29	0,22	0,15
Temperatura de Fusão	[°C]	1500	-	-

Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

Notas:

\*  $k_t(T)^{WC} = 7 \cdot 10^5 - T^2 - 0,1448T + 127,96$

\*\*  $\alpha_t(T)^{WC} = 2 \cdot 10^{-9}T + 5 \cdot 10^{-6}$

\*\*\*  $c_p(T)^{WC} = -8 \cdot 10^{-5}T^2 + 0,1701T + 200,79$

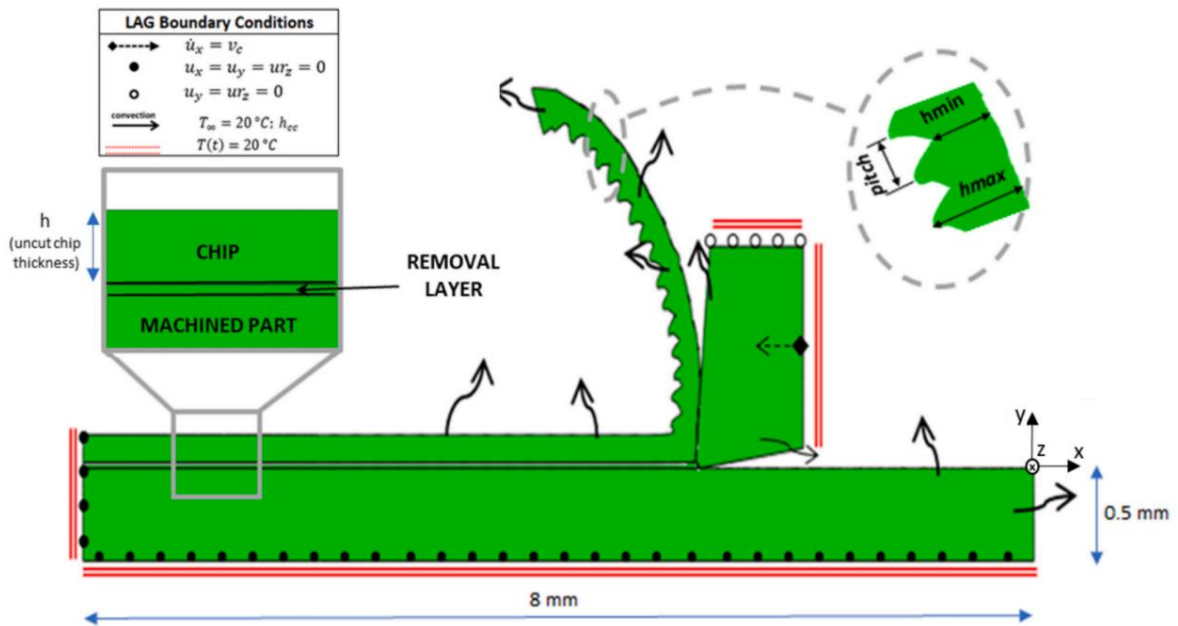
Utilizando o solucionador explícito, o modelo de corte ortogonal 2D do Inconel 718 foi criado e simulado no *software Abaqus/FEA (Finite Element Analysis)*. Então, os campos de saída (tensão, deformação e temperatura) e a peça usinada são exportados ao solucionador implícito para simular o processo de resfriamento e calcular as tensões residuais. O modelo proposto por Silva *et al.* (2020) para tensão de fluxo, iniciação de dano e evolução foi implementado através de *Vectorized User Material (VUMAT - solucionador explícito)* e *User Material (UMAT - solucionador implícito)*. Ambas as simulações ocorrem em uma formulação

Lagrangiana, e a separação do cavaco ocorre no momento de máxima degradação da matriz de rigidez, *i.e.*, a deleção de elementos é utilizada.

O modelo proposto é apresentado na Figura 2, e a peça de trabalho é definida em três sub-regiões: *chip*, *removal layer*, e *machined part*. A superfície e subsuperfície da região usinada foi discretizadas em elementos retangulares de  $5 \times 10 \mu\text{m}$ ; essa estratégia de discretização faz possível uma melhor extração das tensões residuais nos primeiros  $50 \mu\text{m}$  abaixo da superfície. Além disso, a peça de trabalho foi modelada com comprimento de 8 mm para permitir a extração das tensões residuais dentro da região irradiada pela difração de Raios-X.

Quanto às condições de fronteira, na Figura 2, o modelo é engastado nas superfícies inferior e lateral esquerda da peça. A velocidade de corte é aplicada no topo da superfície da ferramenta na direção  $x$ , enquanto que nenhum movimento é imposto na direção  $y$ . A dissipação térmica por convecção com ar é aplicada nas superfícies superior e direita da peça, assim como nas superfícies inferior e esquerda da ferramenta, utilizando o coeficiente de convecção de  $20 \text{ W/m}^2\text{K}$  (Abouridouane *et al.*, 2015). Uma temperatura constante de  $20^\circ\text{C}$  foi aplicada às superfícies inferior e laterais esquerda e direita da ferramenta.

Figura 2 — Descrição do modelo numérico e condições de fronteira



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

O modelo de Zorev (1966) representa o contato entre a peça e a ferramenta de corte. Isso significa que o modelo considera duas regiões de contato. A primeira é a região plástica próxima à aresta de corte com limite de cisalhamento de  $\tau_y = 767,87 \text{ MPa}$  da tensão de escoamento do material. O último é a região de escorregamento próximo ao fim do contato entre cavaco-ferramenta, onde a tensão de contato tangencial é relacionada à tensão normal,  $\sigma_n$ , na interface cavaco-ferramenta. Para estabelecer essa relação, o coeficiente de atrito aparente é necessário e dado em função da velocidade de escorregamento, Equação 15 para o carbeto de tungstênio não revestido e Equação 16 para PCBN, baseado nos trabalhos de Zemzemi *et al.* (2014) e Mondelin *et al.* (2011), e o algoritmo de penalidade de contato foi usado.

$$\mu(v_s)_{WCCo} = -0,14 \cdot \ln(v_s) + 0,7518 \quad (15)$$

$$\mu(v_s)_{PCBN} = \frac{0,1239 \cdot v_s - 2,863}{v_s - 48,37} \quad (16)$$

A análise considera os efeitos de convecção na dissipação térmica, e o coeficiente de fração de calor inelástico de 0,9 foi usado. Considerando que as condições de contato em um modelo numérico do sistema cavaco-peça-ferramenta diferem das condições de contato reais devido à ausência de asperezas nas superfícies de contato, bem como às altas pressões de contato e ao pequeno time step da simulação (Kumar; Tariq, 2019), foi definido um alto valor de condutância térmica ( $10^4$  W/m<sup>2</sup>K) para garantir transferência de calor entre as superfícies do cavaco-peça-ferramenta.

A partição de calor foi calculada com base no número adimensional de Péclet (Augspurger; Bergs; Döbbeler 2019), calculado pela Equação 17. Os modelos de partição são dados pelas Equações 18 e 19.

$$N_{pe} = \frac{v_c \cdot h}{\alpha_t} \quad (17)$$

$$\beta_c = 0,1719 \cdot \ln(N_{pe}) + 0,1776 \quad (18)$$

$$\beta_{wp} = 0,4815 \cdot N_{pe}^{-0,302} \quad (19)$$

Onde  $\beta_c$  é a quantidade de calor transportado pelo cavaco (86%),  $\beta_{wp}$  é a quantidade de calor conduzido pela peça (82%), e  $N_{pe}$  é o número de Péclet dado pela velocidade de corte, espessura do cavaco não deformado, e a difusividade térmica ( $\alpha_t = 3,1$  mm<sup>2</sup>/s para o Inconel 718 (Augspurger; Bergs; Döbbeler 2019)).

Quanto ao regime de corte, a Tabela 4 sumariza as condições de corte, e a geometria das ferramentas utilizadas na simulação e experimentalmente. Os resultados experimentais foram extraídos de Outeiro *et al.* (2015) para o set E1 e de Agmell *et al.* (2020) para o set E2. Duas condições foram simuladas para validação do modelo ortogonal, set V1 e V2, e as outras, P1 até P10, foram propostas a predizer os efeitos da velocidade de corte, tipo de material da ferramenta, ângulo de ataque, raio da aresta de corte, e espessura do cavaco não deformado. As condições P1 a P10 isolam cada parâmetro, permitindo uma comparação mecanicista direta dos efeitos individuais para prever cada variável de interesse, sem interação entre os efeitos.

Tabela 4 — Condições de corte para simulações (Num) e experimentais (Exp).

ID	Material da Ferramenta	h [mm]	$v_c$ [m/min]	$\gamma$ [°]	$\alpha_n$ [°]	$r_n$ [μm]	w [mm]
P1 (Num)	WC-Co	0.05	30	10	7	30	4
P2 (Num)	WC-Co	0.05	90	10	7	30	4
P3 (Num)	PCBN	0.25	30	-6	7	30	4
P4 (Num)	PCBN	0.15	30	10	7	30	4
P5 (Num)	PCBN	0.15	90	-6	7	30	4
P6 (Num)	PCBN	0.15	200	-6	7	30	4
P7 (Num)	PCBN	0.15	90	-6	7	15	4
P8 (Num)	WC-Co	0.15	90	-6	7	15	4
P9 (Num)	WC-Co	0.15	90	-6	7	30	4
P10 (Num)	PCBN	0.05	90	-6	7	30	4
E1/V1 (Exp/Num)	PCBN	0.15	250	-6	-6	15	1
E2/V2 (Exp/Num)	WC-Co	0.15	90	6	6	30	4

Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

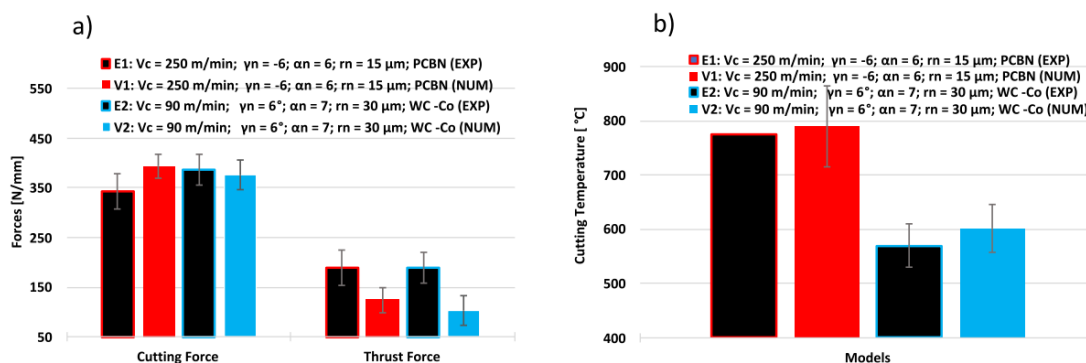


### 3 RESULTADOS DA PESQUISA

A Figura 3a apresenta os resultados das forças de corte e de avanço. É possível observar que as condições de corte V1 (IN718/PCBN) e V2 (IN718/WC-Co) predizem muito bem as forças de corte. No entanto, as forças de avanço são subestimadas, principalmente devido às condições de contato na interface ferramenta-peça inerentes à abordagem Lagrangiana que utiliza a técnica de deleção de elementos (Silva; Outeiro, 2021). Na Figura 3b, são apresentadas as temperaturas máximas na interface ferramenta-cavaco, definidas como a temperatura máxima de contato nessa interface (Outeiro, 2007). As temperaturas de corte das condições V1 e V2 apresentaram diferenças sutis em relação às temperaturas experimentais. As diferenças entre as temperaturas de corte previstas e as medidas foram inferiores a 5,5%. Destaca-se, ainda, que a condição V1 apresentou uma diferença de aproximadamente 2%.

Considerando que o cavaco gerado é segmentado, sua morfologia é investigada por meio da observação de características que descrevem adequadamente sua geometria. Dessa forma, são medidos parâmetros como a espessura máxima ( $h_{max}$ ), a espessura mínima ( $h_{min}$ ) do cavaco e o passo de segmentação. Os resultados dessas características são apresentados na Figura 4a. Observa-se excelente capacidade preditiva das condições de corte V1 e V2 quanto à formação do cavaco. Apenas valores ligeiramente mais elevados são observados na previsão do passo de segmentação para a condição V1, com erro de aproximadamente 14,5%.

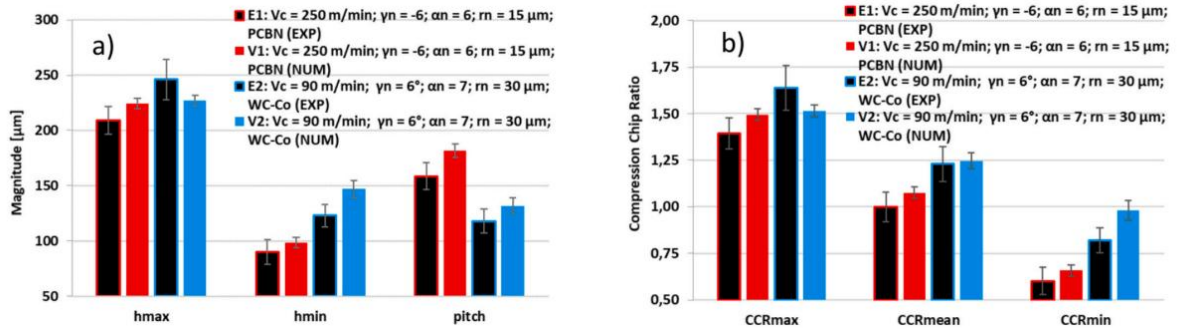
Figura 3 — Resultados dos modelos ortogonais para o Inconel 718: a) força de corte, e b) temperatura de Corte



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

Os valores da Razão de Compressão do Cavaco (*Chip Compression Ratio* – CCR) são apresentados na Figura 4b. O CCR é definido como a razão entre a espessura do cavaco e a espessura do cavaco não cortado. Como a espessura do cavaco não é constante, o CCR também varia de um valor mínimo ( $CCR_{min}$ ), correspondente à espessura mínima do cavaco, até um valor máximo ( $CCR_{max}$ ), correspondente à espessura máxima. Além disso, o CCR médio ( $CCR_{mean}$ ) é calculado como a média entre a espessura máxima ( $h_{max}$ ) e a espessura mínima ( $h_{min}$ ) do cavaco, dividida pela espessura de cavaco não cortado (Kouadri *et al.* 2013). A determinação dessa característica do processo de pós-usinagem é essencial, pois permite estimar a frequência de segmentação do cavaco e o comprimento de contato na interface cavaco-ferramenta.

Figura 4 — Resultados para: a) geometria do cavaco e b) CCR



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

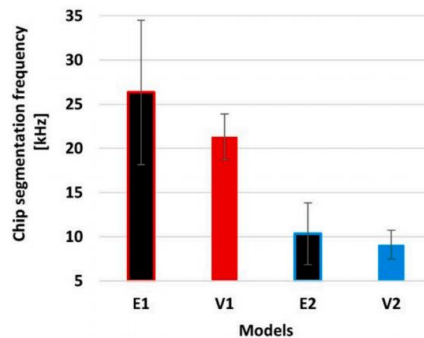
Verifica-se que a previsão de  $CCR_{min}$  para a condição de corte V2 apresentou a maior diferença (cerca de 19,5%) entre os valores previstos e medidos, em comparação com as demais condições. Observou-se também que o valor de  $CCR_{min}$  para a condição V1 foi superior ao valor experimentalmente. Entretanto, os valores de  $CCR_{mean}$ , independentemente da condição de corte, mostraram-se muito próximos dos resultados experimentais.

Considerando a frequência de segmentação do cavaco ( $f_s$ ), esta é calculada por meio da Eq. 20, na qual  $v_c$  representa a velocidade de corte [m/min],  $l_s$  [μm] corresponde ao comprimento de segmentação do cavaco (valor do passo), e a frequência de segmentação do cavaco é expressa em [kHz].

$$f_s = \frac{1000 \cdot v_c}{60 \cdot CCR_{mean} \cdot l_s} \quad (20)$$

A frequência de segmentação do cavaco é uma característica importante a ser avaliada, uma vez que o processo de formação do cavaco é cíclico. Além disso, ela permite investigações no âmbito da análise dinâmica do processo de corte (Astakhov, 1999). A estimativa da frequência de segmentação do cavaco também permite incorporar mais uma métrica na validação de modelos numéricos. Como essa frequência é fortemente sensível à velocidade de corte (Astakhov, 1999), esse resultado pode indicar que a abordagem numérica utilizada não representa adequadamente os fenômenos de formação do cavaco em altas velocidades de corte, o que pode sugerir divergências na representação cíclica do carregamento mecânico, bem como na indução de tensões residuais na peça usinada. Os resultados da frequência de segmentação são apresentados na Figura 5. Observa-se que a condição de corte V2 apresentou melhor previsão da frequência de segmentação do cavaco em comparação com V1 e que, para ambas as condições, as frequências previstas foram inferiores aos valores medidos experimentalmente. Destaca-se, ainda, que foi observada maior dispersão dos resultados na condição V1.

Figura 5 — Resultados para a segmentação do cavaco do Inconel 718

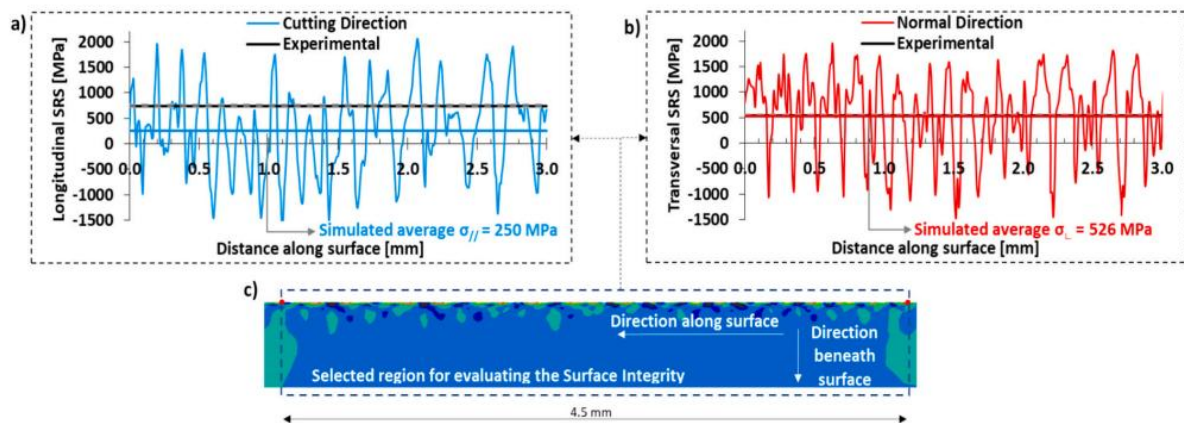


Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

Para a análise das tensões residuais em todas as condições de corte, uma região de 4,5 mm de comprimento foi selecionada, conforme apresentado na Figura 6. A região escolhida representa a região de corte estável e corresponde ao comprimento analisado pela difração de raios X. As tensões residuais foram calculadas e comparadas às de Outeiro et al. (2015) em duas direções: na direção de corte, chamada de *Longitudinal Surface Residual Stress* (LRS), e na normal ao corte, chamada de *Transversal Surface Residual Stress* (TRS).

Na Figura 6 a *Surface Residual Stress* (SRS) obtida é trativa em ambas as direções. Entretanto, a TRS calculada apresenta magnitude da dobro da LRS calculada, fenômeno não observado experimentalmente. Além disso, foi obtido um erro médio calculado na LRS de aproximadamente 66% quando comparado à média experimental. Para a TRS calculada, esse erro foi de apenas 11,3 %. Apesar da natureza cíclica de formação das tensões residuais ser observada numericamente, os ciclos de variação não puderam ser comparados com os resultados experimentais, pois o equipamento de difração de raios X é incapaz de detectar tal variação.

Figura 6 — Tensões residuais calculadas na superfície usinada: a) direção longitudinal; b) direção transversal e c) região selecionada para cálculo das tensões

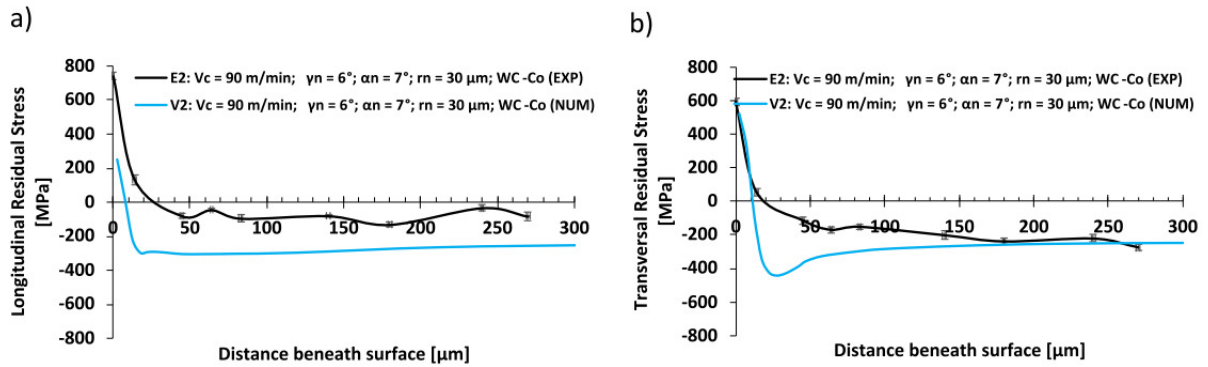


Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

As Figuras 7a e 7b apresentam o perfil das tensões residuais, em ambas as direções, ao longo do comprimento da peça. Os valores de tensão foram extraídos considerando a penetração do feixe de raios X. Portanto, a cada 5  $\mu\text{m}$ . Outros detalhes sobre o modelo de extração podem ser consultados através da literatura (Outeiro *et al.*, 2015, Outeiro *et al.*, 2013).

Independente da direção, o modelo captura qualitativamente o perfil das tensões induzidas no In718. Nos primeiros 50  $\mu\text{m}$  abaixo da superfície, predomina uma tensão residual trativa, que abruptamente se transforma em estado compressivo. Após atingir o máximo de compressão, a tensão residual diminui até se estabilizar em torno de 200 MPa no estado compressivo, em ambas as direções. Ademais, uma excelente predição para o último valor da TRS (em torno de 250  $\mu\text{m}$ ) foi obtido quando comparado ao resultado experimental. Tanto experimentalmente quanto na simulação, a tensão trativa máxima ocorre em ambas as direções.

Figura 7 — Tensões residuais nas direções: a) longitudinal e b) transversal

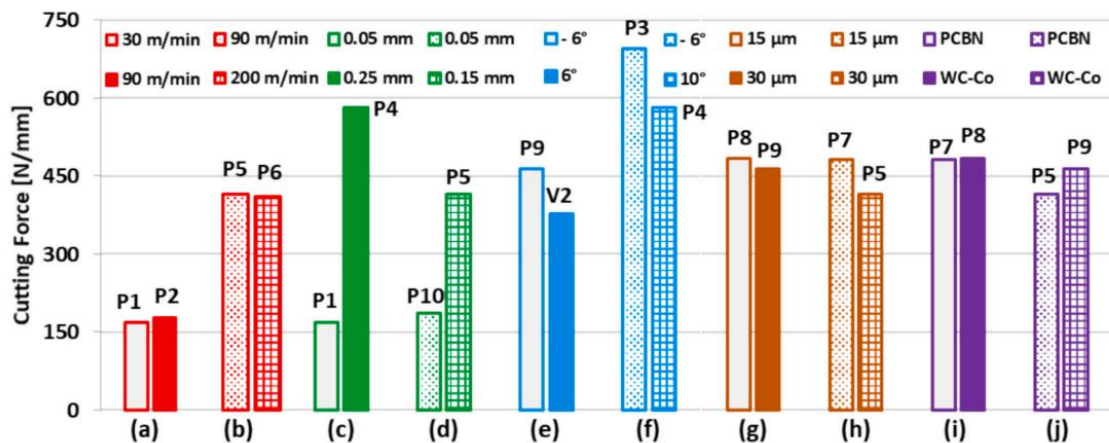


Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

Em geral, o modelo de corte proposto representa adequadamente o processo de corte do Inconel 718. Portanto, o modelo foi aplicado para investigar a influência das condições de corte, incluindo a velocidade de corte, o avanço, a geometria e o material da ferramenta de corte, nos *outputs* de interesse. Estes *outputs* incluem forças de corte, geometria do cavaco, temperatura de corte, tensão residual, energia gasta na deformação plástica e comprimento de contato ferramenta-cavaco.

A Figura 8 apresenta as forças de corte com base nas condições de usinagem. Para melhor compreensão, a Figura 8 foi dividida em cinco grupos, cada um representando um parâmetro específico de corte (velocidade de corte em vermelho, espessura de cavaco não cortado em verde, ângulo de saída em azul, raio da aresta de corte em marrom-alaranjado e material da ferramenta em roxo). Cada grupo fornece uma avaliação comparativa de diferentes condições de corte, resultando em 10 avaliações, identificadas pelos sufixos de ‘a’ a ‘j’. Essa mesma abordagem foi aplicada às Figuras 9, 10, 11 e 13.

Figura 8 — Influência das condições de corte na força de corte: a), b) velocidade de corte; c), d) espessura do cavaco não cortado; e), f) ângulo de saída da ferramenta de corte; g), h) aresta de corte da ferramenta de corte; i), j) material da ferramenta de corte



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

Assim, as Figuras 8a e 8b mostram que a variação da força de corte é mínima à medida que aumenta a velocidade de corte, não ultrapassando 5%. Observa-se que o aumento significativo das forças de corte, representado pelas condições P5 e P6, ocorre devido à variação de outros parâmetros, conforme indicado na Tabela 4. Em relação aos efeitos da espessura do cavaco não cortado, observa-se uma influência muito mais significativa desse parâmetro sobre as forças de corte. A variação atinge 244% quando a espessura do cavaco aumenta de 0,05 mm

para 0,25 mm, conforme mostrado na Figura 8c. Uma variação sinérgica desse parâmetro também foi observada na Figura 8d, em que o aumento da espessura de cavaco não cortado induziu um acréscimo de 124% na força de corte.

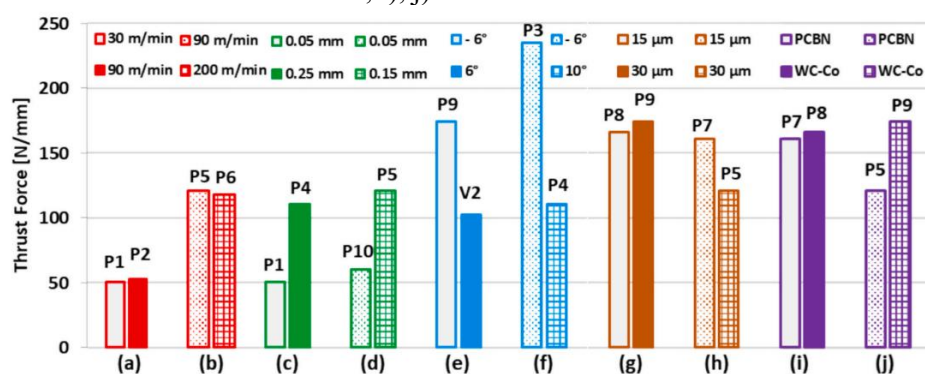
Por outro lado, as Figuras 8e e 8f demonstram que o aumento do ângulo de saída leva à redução da força de corte. Essa redução é da ordem de 19% ao comparar as condições P9 e V2 e atinge um máximo de 16% quando o ângulo de saída da geometria da ferramenta aumenta em 16°. Vale destacar que as elevadas forças de corte obtidas nas condições P3 e P4 estão associadas ao valor simulado da espessura do cavaco não cortado de 0,25 mm.

O aumento do raio da aresta de corte da ferramenta (de 15 µm para 30 µm usando WC-Co) para as condições P8 e P9 tendeu a reduzir a força de corte. Nessas condições, o aumento do raio da aresta resultou em uma redução de aproximadamente 4%. Já para as condições P7 e P5 (Figura 8h), simuladas com a ferramenta PCBN, a força de corte foi reduzida em 14%.

De fato, conforme mostrado nas Figuras 8i e 8j, ferramentas PCBN induzem menores forças de corte. Apesar de uma diferença sutil de 1% quando a condição é alterada de P7 para P8, esse aumento nas forças de corte chega a 12% quando se utilizam condições como P5 e P9.

Embora estudos indiquem que a abordagem Lagrangiana não seja recomendada para a previsão da força de avanço, uma vez que não reproduz corretamente o contato ferramenta-peça, os resultados apresentados na Figura 9 são mostrados para evidenciar os efeitos das condições de corte sobre a força de avanço durante o corte ortogonal do Inconel 718. Para a velocidade de corte, espessura de cavaco não cortado, ângulo de saída da ferramenta e material da ferramenta, observou-se que os modelos numéricos apresentaram efeitos na força de avanço semelhantes aos obtidos para a força de corte. Por outro lado, apenas para a variação do raio da aresta (Figura 9g) foi observado um efeito oposto ao previsto para a força de corte (Figura 8g), ou seja, quando houve aumento do raio da aresta de corte, a força de avanço aumentou em 5%. Verificou-se também que a força de avanço é bastante sensível ao ângulo de saída e à espessura de cavaco não cortado.

Figura 9 — Influência das condições de corte na força de avanço: a), b) velocidade de corte; c), d) espessura do cavaco não cortado; e), f) ângulo de saída da ferramenta de corte; g), h) aresta de corte da ferramenta de corte; i), j) material da ferramenta de corte

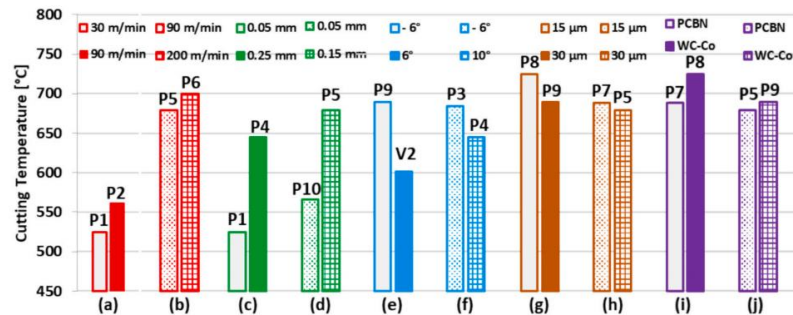


Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

As temperaturas de corte previstas são apresentadas na Figura 10. Observa-se que o aumento da velocidade de corte (Figuras 10a e 10b) promove um leve incremento na temperatura de corte, de aproximadamente 7% (de 30 para 90 m/min usando WC-Co) e 3% (de 90 para 200 m/min usando PCBN).

Em relação à espessura do cavaco não cortado, a temperatura de corte apresentou maior sensibilidade, com variação de cerca de 23% quando esse parâmetro foi aumentado de 0,05 mm para 0,25 mm, utilizando ferramenta WC-Co. De forma semelhante, observou-se uma variação de 20% ao usinar com ferramenta PCBN, aumentando a espessura de cavaco não cortado de 0,05 mm para 0,15 mm.

Figura 10 — Influência das condições de corte na temperatura de corte: a), b) velocidade de corte; c), d) espessura do cavaco não cortado; e), f) ângulo de saída da ferramenta de corte; g), h) aresta de corte da ferramenta de corte; i), j) material da ferramenta de corte



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

Considerando o ângulo de saída, observa-se que ângulos positivos reduzem a temperatura de corte. Essas reduções são da ordem de 13% (Figura 10e) e 6% (Figura 10f). Note-se que a condição de corte P4, mesmo apresentando um ângulo mais positivo que V2, exibiu uma temperatura de corte mais elevada; esse efeito pode estar associado à combinação do aumento da velocidade de corte e da espessura de cavaco não cortado.

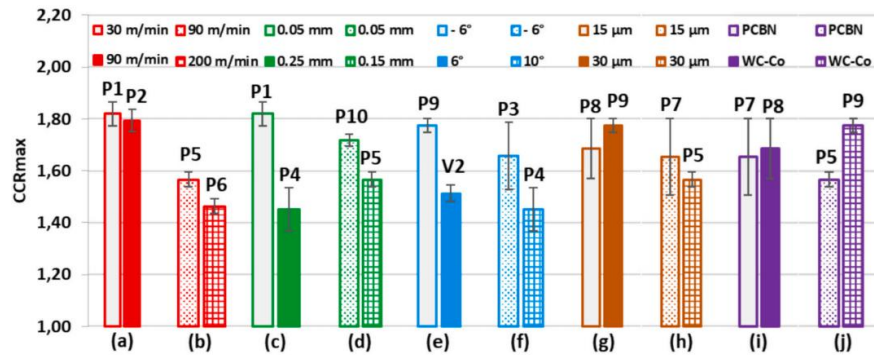
Para o raio da aresta de corte, foi prevista uma redução da temperatura de corte ao duplicar o raio de 15  $\mu\text{m}$  para 30  $\mu\text{m}$ , uma vez que a temperatura máxima se desloca para a face de folga da ferramenta (Outeiro, 2007). Essa redução foi mais pronunciada (cerca de 5%) nas simulações com WC-Co do que com PCBN (Figura 10g), enquanto, no uso de PCBN (Figura 10h), a redução foi de apenas 1%.

Quanto ao material da ferramenta, observa-se nas Figuras 10i e 10j que as ferramentas PCBN induzem menores temperaturas de corte nas condições propostas; um aumento de 5% ocorreu ao substituir a ferramenta PCBN por WC-Co sem revestimento. Conforme mostrado na Tabela 3, o PCBN apresenta calor específico aproximadamente três vezes maior do que o WC-Co. Assim, verifica-se que a ferramenta PCBN apresenta maior resistência térmica para atingir elevados níveis de temperatura, o que indica essa como a possível causa das menores temperaturas obtidas com as ferramentas PCBN nas condições P7 e P5.

A Figura 11 apresenta os valores previstos da razão máxima de compressão do cavaco (CCR<sub>max</sub>). Com o aumento da velocidade de corte, o CCR<sub>max</sub> é reduzido em aproximadamente 2% (de 30 m/min para 90 m/min, usando WC-Co) e em 7% (de 90 m/min para 200 m/min, usando PCBN). Essa redução também é observada em casos de aumento da espessura de cavaco não cortado e de variação positiva do ângulo de saída.

De forma semelhante ao observado para a velocidade de corte, há uma relação direta entre a espessura de cavaco não cortado e o CCR<sub>max</sub> previsto. Uma variação de 0,2 mm na espessura do cavaco não cortado resultou em uma redução de 20% no CCR<sub>max</sub> (de 0,05 mm para 0,25 mm usando WC-Co), enquanto, para uma variação de 0,1 mm, houve uma redução de 9% no CCR<sub>max</sub> (de 0,05 mm para 0,15 mm usando PCBN).

Figura 11 — Influência das condições de corte na máxima taxa de compressão do cavaco: a), b) velocidade de corte; c), d) espessura do cavaco não cortado; e), f) ângulo de saída da ferramenta de corte; g), h) aresta de corte da ferramenta de corte; i), j) material da ferramenta de corte



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

Alterações significativas também foram observadas para o ângulo de saída, especialmente para ângulos positivos. Houve uma redução de 15% para as condições apresentadas na Figura 11e e de 13% na Figura 11f. Em relação ao raio da aresta da ferramenta, observou-se divergência nos resultados. Na Figura 11g, o aumento do raio de 15 μm para 30 μm levou a uma variação positiva de 5% usando WC-Co. Em contraste, a Figura 11h mostra uma variação negativa de 5% ao aumentar o raio de 15 μm para 30 μm usando PCBN.

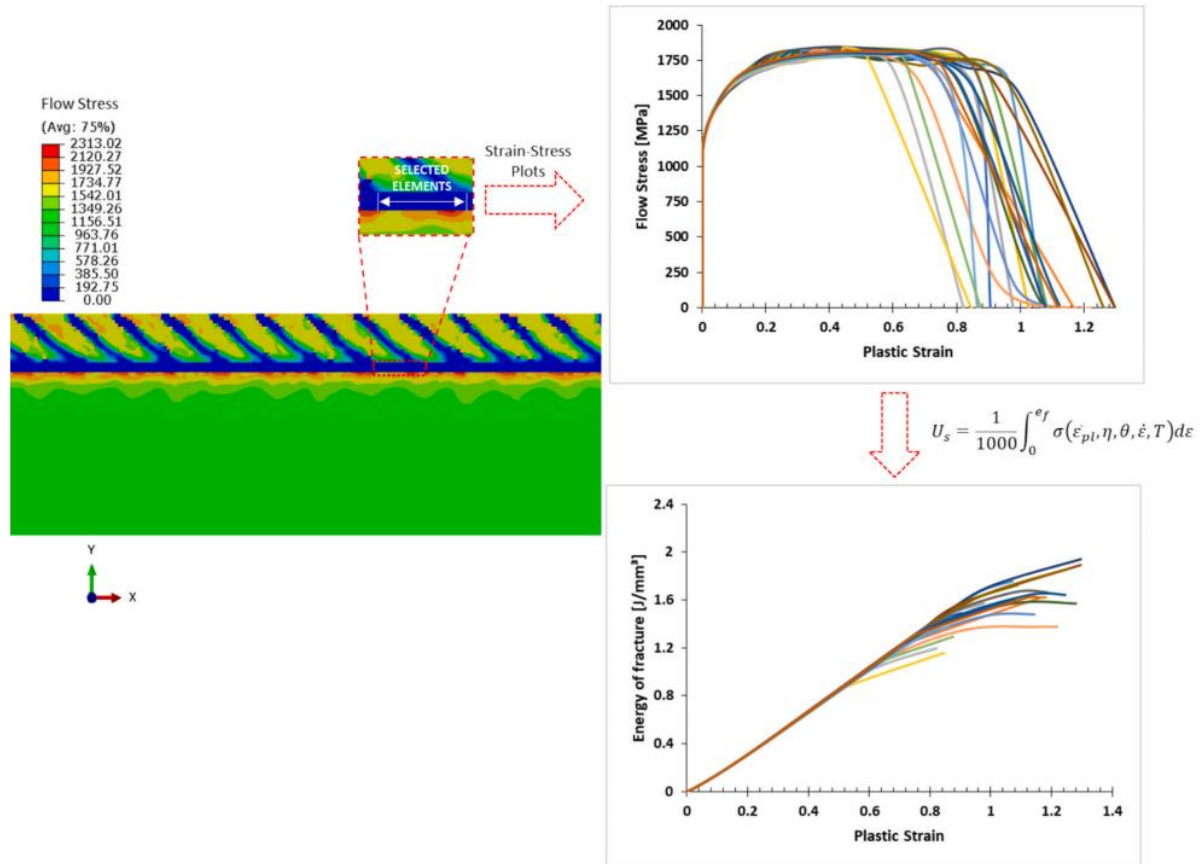
Quanto ao material da ferramenta, o uso de WC-Co resultou em valores de CCRmax maiores do que o uso de PCBN. Essa variação foi de 2% para um raio de aresta de 15 μm e aumentou para 13% para um raio da aresta de 30 μm.

O processo de formação do cavaco resulta de intensa deformação plástica do material da peça, exigindo energia significativa para separá-lo e formar o cavaco, denominada, neste trabalho, energia de fratura. Compreender essa energia e como minimizá-la é essencial, pois ela impacta diretamente a eficiência do processo de corte, a vida útil da ferramenta e a qualidade da superfície usinada (Outeiro; *et al.*, 2015; Abushawashi Y., Xiao X., Astakhov VP., 2011).

Para o cálculo dessa energia, cavacos segmentados na região de corte estável (distância de 4,5 mm) foram selecionados para determinar o período, considerando a natureza cíclica do processo de formação dos cavacos. Os elementos selecionados tiveram a energia dissipada na camada removida calculada por meio da Eq. 21 (Astakhov, 1999; Astakhov, 2006). A energia gasta na fratura foi então estimada a partir dos valores finais de cada elemento, calculando-se a média. Todos os procedimentos para extração da energia dissipada são apresentados na Figura 12.

$$U_s = \int_0^{\varepsilon_f} \sigma(\varepsilon_{pl}, \eta, \dot{\varepsilon}, T) d\varepsilon \quad (21)$$

Figura 12 — Procedimento para estimar a energia necessária para separação do material da peça e formar o cavaco



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

Quase toda a energia gasta no corte do material da peça é transformada em calor e, devido à baixa condutividade térmica do Inconel 718, esse calor tende a ser transportado pelo cavaco ou conduzido para a ferramenta (Outeiro, 2007), o que reduz significativamente a vida útil da ferramenta. No entanto, baixos valores de energia nem sempre são desejáveis, e a otimização do processo deve ser considerada (Astakhov, 1999), uma vez que outros fatores, como a produtividade e a integridade superficial, também são relevantes.

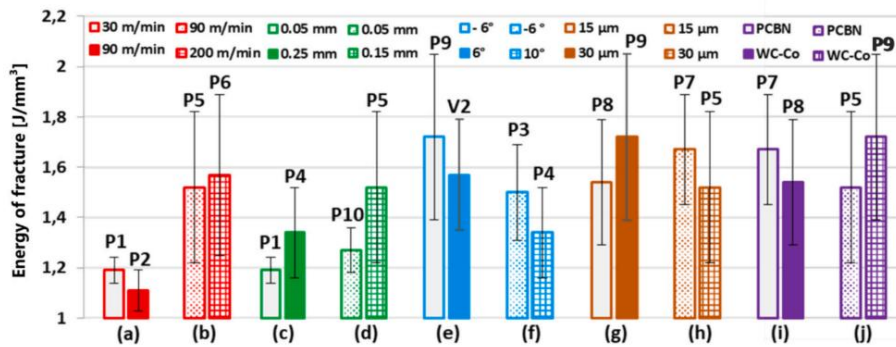
A Figura 13 apresenta a influência das condições de corte na energia necessária para separar o material da peça e formar o cavaco. Observa-se uma alta dispersão nos valores calculados de energia de fratura, atribuída ao gradiente do estado de tensões inerente ao processo de formação do cavaco. A degradação da matriz de rigidez do material é mais pronunciada nas proximidades da banda de cisalhamento e menos pronunciada na região superior. Assim, diferenças significativas na deformação na fratura foram observadas durante a formação de um único dente do cavaco serrilhado, resultando em uma faixa de valores de energia de fratura.

O aumento da velocidade de corte na Figura 13a (de 30 m/min para 90 m/min usando WC-Co) resultou em uma leve redução de 7% na energia de fratura. Por outro lado, o aumento da velocidade de corte na Figura 13b (de 90 m/min para 200 m/min usando PCBN) resultou em um pequeno aumento de 3% na energia necessária para fraturar o material da peça.

O aumento da espessura do cavaco não cortado (de 0,05 mm para 0,25 mm usando WC-Co, na Figura 13c, e de 0,05 mm para 0,15 mm usando PCBN, na Figura 13d) resultou em maiores valores de energia de fratura. As condições de corte apresentadas nas Figuras 13e e 13f

mostram que ângulos de saída positivos reduzem a energia necessária para fraturar o material. O aumento do raio da aresta da ferramenta na Figura 13g (de 15  $\mu\text{m}$  para 30  $\mu\text{m}$  usando WC-Co) elevou a energia de fratura em 12%. No entanto, na condição apresentada na Figura 13h, o aumento do raio da aresta (de 15  $\mu\text{m}$  para 30  $\mu\text{m}$  com PCBN) levou a uma redução de 9% na energia de fratura. Em relação ao material da ferramenta, a ferramenta WC-Co exigiu menos energia para cortar o material do que a ferramenta PCBN (Figura 13i) quando se utilizou um raio de aresta de 15  $\mu\text{m}$  (aproximadamente 8%), enquanto a Figura 13j mostra uma redução de 13% na energia de fratura quando ferramentas PCBN são utilizadas em vez de ferramentas WC-Co.

Figura 13 — Influência das condições de corte na energia de fratura para cortar o material: a), b) velocidade de corte; c), d) espessura do cavaco não cortado; e), f) ângulo de saída da ferramenta de corte; g), h) aresta de corte da ferramenta de corte; i), j) material da ferramenta de corte

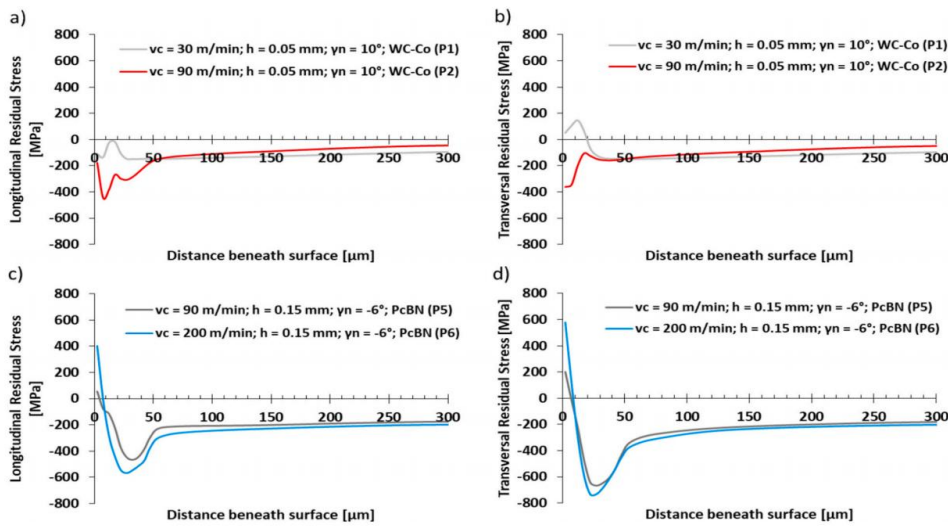


Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

A tensão residual é um aspecto fundamental da integridade superficial na avaliação da qualidade do material usinado, especialmente em aplicações críticas que exigem alta confiabilidade da peça. As Figuras 14, 15, 16, 17 e 18 apresentam perfis em profundidade das tensões residuais para diferentes condições de corte.

A Figura 14 mostra as tensões residuais nas direções de corte (eixo x) e transversal (eixo z) com o aumento da velocidade de corte. Nas Fig. 14a e 14b, o aumento da velocidade de corte (de 30 m/min para 90 m/min usando WC-Co) resultou em um perfil mais compressivo. Além disso, a tensão residual compressiva máxima (MRS) aumenta, e a tensão residual na superfície usinada (SRS) torna-se mais compressiva. Enquanto isso, a camada afetada pelas tensões residuais (layer\_RS) ocorre próxima de 50  $\mu\text{m}$  para ambas as condições de corte (P1, P2). Nas Fig. 14c e 14d, o aumento da velocidade de corte (de 90 m/min para 200 m/min usando PCBN) induziu uma SRS mais trativa, porém com MRS mais elevada. Além disso, a profundidade da máxima tensão residual compressiva (depth\_MRS) aproxima-se levemente da superfície. A layer\_RS comporta-se de forma praticamente idêntica em ambas as condições de corte (P5 e P6), estabilizando as tensões residuais entre 50  $\mu\text{m}$  e 60  $\mu\text{m}$ .

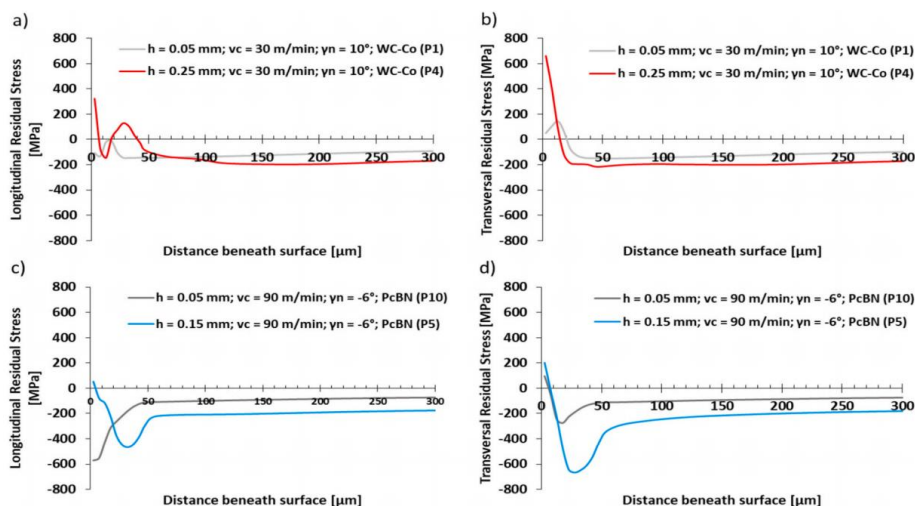
Figura 14 — Influência da velocidade de corte nas tensões residuais calculadas: a) direção de corte; b) normal ao corte para P1 e P2; c) direção de corte; d) normal ao corte para P5 e P6 ( $w = 4 \text{ mm}$ ,  $\alpha_n = 7^\circ$ ,  $r_n = 30\mu\text{m}$ ).



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

A Figura 15 mostra a influência da espessura do cavaco não cortado sobre as tensões residuais. O aumento da espessura do cavaco não cortado (de 0,05 mm para 0,25 mm, usando WC-Co) resultou em maiores tensões residuais trativas e em maior MRS em ambas as direções. Observa-se também um aumento da camada afetada na direção de corte, de cerca de 50 μm para 110 μm. Na Fig. 15c, o aumento da espessura do cavaco não cortado (de 0,05 mm para 0,15 mm usando PcBN) deslocou as tensões residuais para um estado trativo, com uma MRS menor porém mais profunda na direção x. Para a componente transversal, o aumento da espessura do cavaco não cortado elevou a MRS compressiva (em torno de 700 MPa) e tornou a tensão residual mais trativa.

Figura 15 — Influência da espessura do cavaco não cortado nas tensões residuais calculadas: a) direção de corte; b) normal ao corte para P1 e P4; c) direção de corte; d) normal ao corte para P10 e P5 ( $w = 4 \text{ mm}$ ,  $\alpha_n = 7^\circ$ ,  $r_n = 30\mu\text{m}$ ).

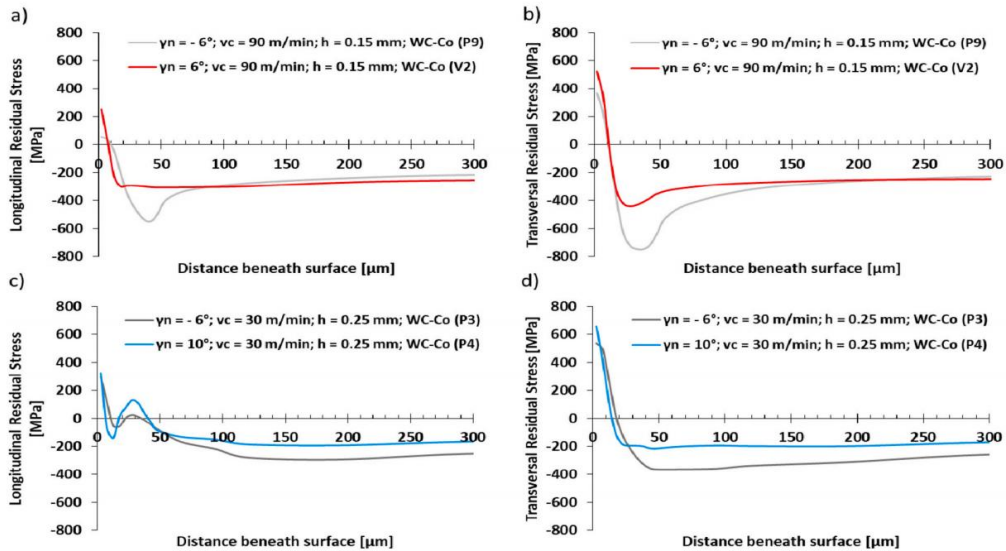


Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

A Figura 16 apresenta os resultados das tensões residuais quando o ângulo de saída da ferramenta se torna mais positivo. Ângulos de saída negativos induziram um perfil de tensões residuais mais compressivo em ambas as direções do que ângulos positivos para as condições de corte P9 e V2. Essa diferença é mais pronunciada na Fig. 16b, onde a MRS da componente transversal atinge quase

800 MPa. No entanto, na Fig. 16c, o ângulo de saída de  $10^\circ$  induziu uma MRS mais elevada, e ambas as condições de corte (P3, P4) apresentaram tensões residuais trativas, o que pode ser explicado pela baixa velocidade de corte.

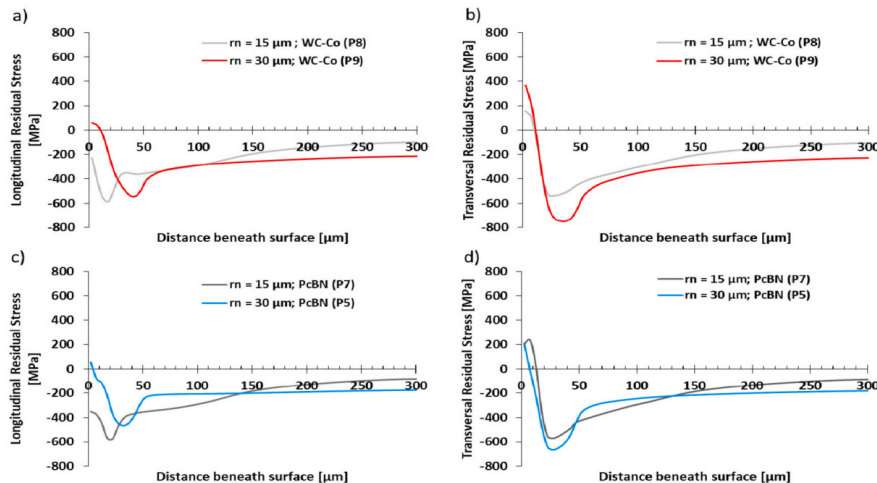
Figura 16 — Influência do ângulo de ataque nas tensões residuais calculadas: a) direção de corte; b) normal ao corte para P9 e V2; c) direção de corte; d) normal ao corte para P3 e P4 ( $w = 4 \text{ mm}$ ,  $\alpha_n = 7^\circ$ ,  $r_n = 30 \mu\text{m}$ ).



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

A Figura 17 apresenta os resultados das tensões residuais longitudinais e transversais ao aumentar o raio da aresta da ferramenta. A alteração do raio da aresta (de  $15 \mu\text{m}$  para  $30 \mu\text{m}$  usando WC-Co) para as condições de corte P8 e P9 leva a tensões residuais trativas e a uma MRS menor porém mais profunda na direção x, que passa a se estabilizar entre aproximadamente  $80 \mu\text{m}$  e  $100 \mu\text{m}$ . A componente transversal apresenta uma tensão residual mais trativa e uma MRS compressiva, com estabilização das tensões residuais em torno de  $150 \mu\text{m}$ . Para as condições de corte P7 e P5, o aumento do raio da aresta da ferramenta (de  $15 \mu\text{m}$  para  $30 \mu\text{m}$  usando PCBN) induziu tensões residuais trativas e uma MRS menor, que se estabilizou rapidamente em torno de  $50 \mu\text{m}$ . Para a componente z, a MRS tornou-se mais compressiva e a tensão residual permaneceu muito semelhante em ambas as condições de corte (cerca de  $200 \text{ MPa}$ ).

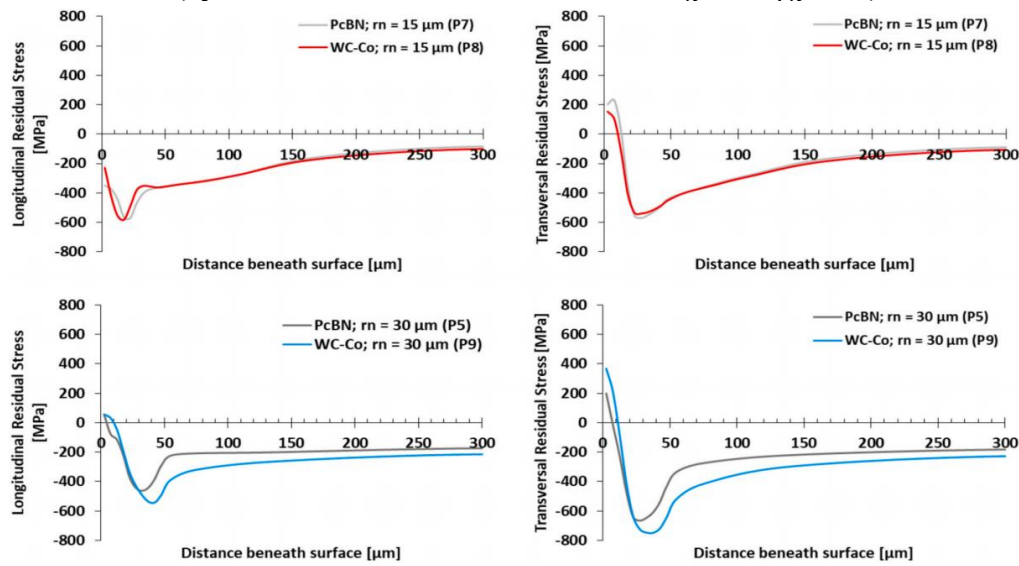
Figura 17 — Influência da aresta de corte nas tensões residuais calculadas: a) direção de corte; b) normal ao corte para P8 e P9; c) direção de corte; d) normal ao corte para P7 e P5 ( $v_c = 90 \text{ m/min}$ ,  $h = 0,15 \text{ mm}$ ,  $w = 4 \text{ mm}$ ,  $\alpha_n = 7^\circ$ ,  $\gamma_n = -6^\circ$ ).



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

A Figura 18 mostra as tensões residuais quando o material da ferramenta de corte é alterado. Na Fig. 18a, tanto as ferramentas de PCBN quanto as de WC-Co apresentaram tensões residuais longitudinais muito semelhantes, sendo a ferramenta de PCBN mais compressiva na superfície do que a de WC-Co, embora os perfis de tensão residual sejam praticamente idênticos. O mesmo comportamento é observado na componente transversal (Fig. 18b), porém com a ferramenta de PCBN induzindo uma tensão residual mais trativa. Na Fig. 18c, a ferramenta de WC-Co induziu uma MRS mais profunda e mais compressiva, enquanto a tensão residual superficial tornou-se mais trativa. Novamente, o mesmo padrão é observado para a componente transversal na Fig. 18d, na qual a ferramenta de WC-Co induziu maiores tensões residuais trativas (em torno de 400 MPa) e maior MRS (aproximadamente 800 MPa).

Figura 18 — Influência dos tipos de materiais de ferramenta de corte nas tensões residuais calculadas: a) direção de corte; b) normal ao corte para P7 e P8; c) direção de corte; d) normal ao corte para P5 e P9 ( $v_c = 90\text{m/min}$ ,  $h = 0,15\text{ mm}$ ,  $w = 4\text{ mm}$ ,  $\alpha_n = 7^\circ$ ,  $\gamma_n = -6^\circ$ ).



Fonte: Silva; Franzão; Outeiro (2025).

#### 4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

A avaliação abrangente do modelo de corte ortogonal do Inconel 718, integrando um modelo constitutivo que considera o estado de tensões, a taxa de deformação e os efeitos da temperatura, proporciona avanços significativos na previsão dos efeitos dos parâmetros de corte sobre diversos resultados do processo de usinagem, tais como:

- i. Forças de corte: na usinagem do Inconel 718, as forças de corte são fortemente influenciadas pela espessura do cavaco não cortado e pelo ângulo de saída da ferramenta. Embora a velocidade de corte apresente efeito mínimo, parâmetros como a espessura do cavaco não cortado mostraram forte correlação com as forças de corte, o que destaca a necessidade de um controle rigoroso desses parâmetros. O aumento do ângulo de saída geralmente reduziu as forças de corte, evidenciando seu papel na atenuação dessas forças. O material da ferramenta, em especial o PCBN, apresentou vantagens limitadas ao gerar forças de corte ligeiramente menores quando comparado às ferramentas de WC-Co. Os resultados também indicaram que a força de avanço, igualmente influenciada pelo ângulo de saída e pela espessura do cavaco não cortado, apresentou maior sensibilidade a esses parâmetros.
- ii. Temperatura de corte: as temperaturas de corte previstas na usinagem do Inconel 718 demonstram que a velocidade de corte tem impacto relativamente pequeno, com apenas aumentos sutis à medida que a velocidade aumenta. Em contrapartida, a espessura do cavaco não cortado exerce influência mais significativa sobre as temperaturas de corte, apresentando maior sensibilidade quando esse parâmetro aumenta. Ângulos de saída positivos contribuíram para a redução das temperaturas de corte, confirmando seu papel na melhoria da eficiência térmica durante o processo. Além disso, o aumento do raio da aresta de corte resultou em uma leve redução da temperatura, especialmente para ferramentas de WC-Co. De modo geral, as ferramentas de PCBN geraram temperaturas de corte consistentemente menores em comparação às ferramentas de WC-Co, atribuídas às propriedades térmicas superiores do PCBN, que proporcionam maior resistência ao aquecimento.
- iii. Razão máxima de compressão do cavaco ( $CCR_{max}$ ): os valores previstos de  $CCR_{max}$  indicam que o aumento da velocidade de corte leva à redução dessa razão, especialmente ao utilizar ferramentas de PCBN, para as quais essa redução é mais pronunciada. De forma semelhante, a espessura do cavaco não cortado tem impacto direto no  $CCR_{max}$ , resultando em uma diminuição significativa desse parâmetro, sobretudo com ferramentas de WC-Co. Ângulos de saída positivos também contribuem para essa redução. Por outro lado, o raio da aresta de corte apresentou resultados divergentes: enquanto o uso de ferramentas de WC-Co resultou em leve aumento do  $CCR_{max}$ , as ferramentas de PCBN apresentaram diminuição desse valor. De maneira geral, ferramentas de WC-Co tendem a apresentar valores de  $CCR_{max}$  mais elevados em comparação às de PCBN, sendo o raio da aresta de corte um fator adicional de influência, o que reforça o papel do material da ferramenta e da geometria no controle das características do cavaco.
- iv. Energia de fratura: os resultados mostram que a energia de fratura é fortemente influenciada por todas as condições de corte. Além disso, foi proposta a energia de fratura necessária à formação de um único cavaco serrilhado. O aumento da velocidade de corte geralmente provoca variações sutis na energia de fratura, com redução ao utilizar ferramentas de WC-Co e leve aumento com ferramentas de PCBN. A espessura do cavaco não cortado exerce influência pronunciada, de modo que espessuras maiores resultam em maiores demandas energéticas para ambos os tipos de ferramenta. Contudo,

ângulos de saída positivos reduzem a energia de fratura necessária à separação do material, enquanto o raio da aresta de corte apresenta efeitos distintos conforme o material da ferramenta. Ferramentas de WC-Co requerem menos energia do que as de PCBN quando utilizadas com arestas de corte mais afiadas.

- v. Tensões residuais: todos os parâmetros de corte influenciam os perfis de tensões residuais. O aumento da velocidade de corte tende a resultar em tensões residuais mais compressivas, enquanto o aumento da espessura do cavaco não cortado desloca as tensões residuais para um estado trativo e aumenta a profundidade da camada afetada. Ângulos de saída positivos reduzem as tensões residuais compressivas, e o aumento do raio da aresta de corte induz tensões residuais trativas na superfície. Tanto as ferramentas de PCBN quanto as de WC-Co apresentaram perfis de tensões residuais muito semelhantes.

## REFERÊNCIAS

- ABOURIDOUANE, M.; KLOCKE, F.; LUNG, D.; VESELOVAC, D. The mechanics of cutting: in-situ measurement and modelling. *Procedia CIRP*, v. 31, p. 246–251, 2015. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2015.03.048>
- ABUSHAWASHI, Y.; XIAO, X.; ASTAKHOV, V. P. FEM simulation of metal cutting using a new approach to model chip formation. *International Journal of Advanced Machining and Forming Operations*, v. 3, p. 71–92, 2011.
- AGMELL, M.; BUSHLYA, V.; M'SAOUBI, R.; GUTNICHENKO, O.; ZAPOROZHETS, O.; LAAKSO, S. V. Investigation of mechanical and thermal loads in PCBN tooling during machining of Inconel 718. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 107, p. 1451–1462, 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05081-8>
- ALGARNI, M.; BAI, Y.; CHOI, Y. A study of Inconel 718 dependency on stress triaxiality and Lode angle in plastic deformation and ductile fracture. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 147, p. 140–157, 2015. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2015.08.007>
- ASTAKHOV, V. P. *Metal cutting mechanics*. Boca Raton: CRC Press, 1999.
- ASTAKHOV, V. P. *Tribology of metal cutting*. 1. ed. Amsterdam: Elsevier, 2006.
- ASTAKHOV, V. P.; XIAO, X. A methodology for practical cutting force evaluation based on the energy spent in the cutting system. *Machining Science and Technology*, v. 12, p. 325–347, 2008. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/10910340802306017>.
- AUGSPURGER, T.; BERGS, T.; DOBBELER, B. Measurement and modeling of heat partitions and temperature fields in the workpiece for cutting Inconel 718, AISI 1045, Ti6Al4V, and AlMgSi0.5. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 141, p. 061007, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.4043311>.
- BAI, Y. *Effect of loading history on necking and fracture*. 2008. Tese (Doutorado) – Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, 2008.
- BAI, Y.; WIERZBICKI, T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International Journal of Plasticity*, v. 24, p. 1071–1096, 2008. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2007.09.004>.
- BAKHSAN, H.; OÑATE, E.; CARBONELL, I.; PUIGBÒ, J. M. A review of the constitutive modelling of metals and alloys in machining process. *Archives of Computational Methods in Engineering*, v. 31, p. 1611–1658, 2024. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s11831-023-10026-x>.
- CHENG, W. *Modelling of machining of Ti-6Al-4V titanium alloy using a constitutive model accounting for the state of stress in the deformation zone*. 2019. Tese (Doutorado) – École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Paris, 2019.

- CHENG, W.; OUTEIRO, J. C.; COSTES, J.-P.; M'SAOUBI, R.; KARAOUNI, H.; ASTAKHOV, V. *A constitutive model for Ti-6Al-4V considering the state of stress and strain rate effects*. *Mechanics of Materials*, v. 137, p. 103103, 2019. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2019.103103>.
- COCKROFT, M. G.; LATHAM, D. J. *Ductility and workability of metals*. *Journal of the Institute of Metals*, v. 96, p. 33–39, 1986.
- D'ADDONA, D. M.; RAYKAR, S. J.; NARKE, M. M. *High speed machining of Inconel 718: tool wear and surface roughness analysis*. *Procedia CIRP*, v. 62, p. 269–274, 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.004>.
- DEL PRETE, A.; FILICE, L.; UMBRELLO, D. *Numerical simulation of machining nickel-based alloys*. *Procedia CIRP*, v. 8, p. 540–545, 2013. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.147>.
- DEMANGE, J. J.; PRAKASH, V.; PEREIRA, J. M. *Effects of material microstructure on blunt projectile penetration of a nickel-based superalloy*. *International Journal of Impact Engineering*, v. 36, p. 1027–1043, 2009. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2009.01.007>.
- DENG, D.; WANG, C.; LIU, Q.; NIU, T. *Effect of standard heat treatment on microstructure and properties of borided Inconel 718*. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, v. 25, p. 437–443, 2015. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(15\)63621-4](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(15)63621-4).
- FANG, N.; WU, Q. *A comparative study of the cutting forces in high speed machining of Ti-6Al-4V and Inconel 718 with a round cutting edge tool*. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 209, p. 4385–4389, 2009. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.10.013>.
- GHIBAN, B.; ELEFTERIE, C. F.; GURAGATA, C.; BRAN, D. Requirements of Inconel 718 alloy for aeronautical applications. *In: AIP CONFERENCE*. 2018. *Proceedings [...]*, p. 030016. Disponível em: <https://doi.org/10.1063/1.5024166>.
- JOHNSON, G. R.; COOK, W. H. *Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures*. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 21, p. 31–48, 1985. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9).
- KOBAYASHI, T.; SIMONS, J. W.; BROWN, C. S.; SHOCKEY, D. A. *Plastic flow behavior of Inconel 718 under dynamic shear loads*. *International Journal of Impact Engineering*, v. 35, p. 389–396, 2008. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2007.03.005>.
- KORTABARRI, A.; MADARIAGA, A.; FERNANDEZ, E.; ESNAOLA, J. A.; ARRAZOLA, P. J. *A comparative study of residual stress profiles on Inconel 718 induced by dry face turning*. *Procedia Engineering*, v. 19, p. 228–234, 2011. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.11.105>.
- KOUADRI, S.; NECIB, K.; ATLATI, S.; HADDAG, B.; NOUARI, M. *Quantification of the chip segmentation in metal machining: application to machining the aeronautical aluminium*

*alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 64, p. 102–113, 2013. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.08.006>.

LI, Y.; WIERZBICKI, T. *Prediction of plane strain fracture of AHSS sheets with post-initiation softening*. International Journal of Solids and Structures, v. 47, p. 2316–2327, 2010. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2010.04.028>.

LIU, Y.; AGMELL, M.; XU, D.; AHADI, A.; STAHL, J.-E.; ZHOU, J. *Numerical contribution to segmented chip effect on residual stress distribution in orthogonal cutting of Inconel 718*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 109, p. 993–1005, 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05702-2>.

MONDELIN, A.; CLAUDIN, C.; RECH, J.; DUMONT, F. *Effects of lubrication mode on friction and heat partition coefficients at the tool–work material interface in machining*. Tribology Transactions, v. 54, p. 247–255, 2011. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/10402004.2010.538489>.

OUTEIRO, J. C. *Influence of tool sharpness on the thermal and mechanical phenomena generated during machining operations*. International Journal of Machining and Machinability of Materials, v. 2, p. 413–431, 2007. Disponível em: <https://doi.org/10.1504/IJMMM.2007.015474>.

OUTEIRO, J. C.; PINA, J. C.; M'SAOUBI, R.; PUSAVEC, F.; JAWAHIR, I. S. *Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials*. CIRP Annals, v. 57, p. 77–80, 2008. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.076>.

OUTEIRO, J. C.; UMBRELLO, D.; M'SAOUBI, R.; JAWAHIR, I. S. *Evaluation of present numerical models for predicting metal cutting performance and residual stresses*. Machining Science and Technology, v. 19, p. 183–216, 2015. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/10910344.2015.1018537>.


SADAT, A. B.; REDDY, M. Y. *Surface integrity of Inconel-718 nickel-base superalloy using controlled and natural contact length tools*. Part I: lubricated. Experimental Mechanics, v. 32, p. 282–288, 1992. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/BF02319367>.

SADAT, A. B.; REDDY, M. Y. *Surface integrity of Inconel-718 nickel-base superalloy using controlled and natural contact length tools*. Part II: unlubricated. Experimental Mechanics, v. 33, p. 343–348, 1993. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/BF02322151>.

SCHAFRIK, R. E.; WARD, D. D.; GROH, J. R. *Application of alloy 718 in GE aircraft engines: past, present and next five years*. In: SUPERALLOYS 718, 625, 706 AND DERIVATIVES. Warrendale: TMS, 2001. p. 1–11. Disponível em: [https://doi.org/10.7449/2001/Superalloys\\_2001\\_1\\_11](https://doi.org/10.7449/2001/Superalloys_2001_1_11).

SILVA, F. A. V.; DENGUIR, L. A.; OUTEIRO, J. C. *Residual stresses prediction in machining of Inconel 718 superalloy using a constitutive model considering the state of stress*. Procedia CIRP, v. 87, p. 527–532, 2020. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2020.02.029>.

- SILVA, F. A. V.; FRANZÃO, H. S.; OUTEIRO, J. C. *Prediction of the energy consumption and surface integrity in machining of Inconel 718 superalloy using an orthogonal cutting model considering the stress state*. Journal of Manufacturing Processes, v. 149, p. 82–97, 2025. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2025.05.038>
- SILVA, F. A. V.; OUTEIRO, J. C. *Machining simulation of Inconel 718 using Lagrangian and coupled Eulerian-Lagrangian approaches*. Procedia CIRP, v. 102, p. 453–458, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2021.09.077>.
- SINGH, V.; MELETIS, E. I. *Synthesis, characterization and properties of intensified plasma-assisted nitrided superalloy Inconel 718*. Surface and Coatings Technology, v. 201, p. 1093–1101, 2006. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2006.01.034>.
- SJÖBERG, T.; KAJBERG, J.; OLDENBURG, M. *Calibration and validation of three fracture criteria for alloy 718 subjected to high strain rates and elevated temperatures*. European Journal of Mechanics – A/Solids, v. 71, p. 34–50, 2018. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2018.03.010>. Acesso em: 4 out. 2025.
- SOO, S. L.; ASPINWALL, D. K.; DEWES, R. C. *3D FE modelling of the cutting of Inconel 718*. Journal of Materials Processing Technology, v. 150, p. 116–123, 2004. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.01.046>.
- UMBRELLO, D.; M'SAOUBI, R.; OUTEIRO, J. C. *The influence of Johnson–Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, v. 47, p. 462–470, 2007. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.06.006>.
- XU, X.; OUTEIRO, J. C.; ZHANG, J.; XU, B.; ZHAO, W.; ASTAKHOV, V. *Machining simulation of Ti-6Al-4V using coupled Eulerian-Lagrangian approach and a constitutive model considering the state of stress*. Simulation Modelling Practice and Theory, v. 110, p. 102312, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.simpat.2021.102312>.
- ZEMZEMI, F.; RECH, J.; SALEM, W. B.; DOGUI, A.; KAPSA, P. *Identification of friction and heat partition model at the tool-chip-workpiece interfaces in dry cutting of an Inconel 718 alloy with CBN and coated carbide tools*. Advances in Manufacturing Science and Technology, v. 38, n. 1, p. 5–22, 2014. Disponível em: <https://doi.org/10.2478/amst-2014-0001>.
- ZHOU, J.; BUSHLYA, V.; PENG, R. L.; CHEN, Z.; JOHANSSON, S.; STAHL, J. E. *Analysis of subsurface microstructure and residual stresses in machined Inconel 718 with PCBN and Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-SiC<sub>w</sub> tools*. Procedia CIRP, v. 13, p. 150–155, 2014. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.04.026>.
- ZOREV, N. N. *Metal cutting mechanics*. Oxford: Pergamon Press, 1966.

	<b>INSTITUTO FEDERAL DE EDUCAÇÃO, CIÊNCIA E TECNOLOGIA DA PARAÍBA</b>
	Campus Cajazeiras - Código INEP: 25008978
	Rua José Antônio da Silva, 300, Jardim Oásis, CEP 58.900-000, Cajazeiras (PB)
	CNPJ: 10.783.898/0005-07 - Telefone: (83) 3532-4100

## Documento Digitalizado Ostensivo (Público)

### Entrega de TCC

<b>Assunto:</b>	Entrega de TCC
<b>Assinado por:</b>	Henrique Sobral
<b>Tipo do Documento:</b>	Dissertação
<b>Situação:</b>	Finalizado
<b>Nível de Acesso:</b>	Ostensivo (Público)
<b>Tipo do Conferência:</b>	Cópia Simples

Documento assinado eletronicamente por:

- **Henrique Sobral Franzao, DISCENTE (202112240028) DE BACHARELADO EM ENGENHARIA DE CONTROLE E AUTOMAÇÃO - CAMPUS CAJAZEIRAS**, em 02/06/2026 13:36:41.

Este documento foi armazenado no SUAP em 02/06/2026. Para comprovar sua integridade, faça a leitura do QRCode ao lado ou acesse <https://suap.ifpb.edu.br/verificar-documento-externo/> e forneça os dados abaixo:

Código Verificador: 1879103

Código de Autenticação: 9980495673

