

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS  
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E TECNOLOGIA  
DEMEC – DEPARTAMENTO DE DE ENGENHARIA MECÂNICA

GUSTAVO CASSIANO VIEIRA

**Análise térmica de insertos revestidos e não revestidos no torneamento a seco para  
diferentes velocidades de avanço**

SÃO CARLOS

2025

GUSTAVO CASSIANO VIEIRA

**Análise térmica de insertos revestidos e não revestidos no torneamento a seco para diferentes velocidades de avanço**

Trabalho de conclusão de curso apresentado ao Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de São Carlos, para a obtenção do título de Bacharel em Engenharia Mecânica.

Orientação: Prof. Dr. Alexandre Tácito Malavolta

SÃO CARLOS

2025



FUNDAÇÃO UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS  
COORDENAÇÃO DO CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA - CCEMec/CCET/R  
Rod. Washington Luís km 235 - SP-310, s/n - Bairro Monjolinho, São Carlos/SP, CEP 13565-905  
Telefone: (16) 33519703 - <http://www.ufscar.br>

DP-TCC-FA nº 41/2025/CCEMec/CCET/R

Graduação: Defesa Pública de Trabalho de Conclusão de Curso

Folha Aprovação (GDP-TCC-FA)

### FOLHA DE APROVAÇÃO

GUSTAVO CASSIANO VIEIRA

ANÁLISE TÉRMICA DE INSERTOS REVESTIDOS E NÃO REVESTIDOS NO TORNEAMENTO A SECO PARA DIFERENTES VELOCIDADES DE AVANÇO

Trabalho de Conclusão de Curso

Universidade Federal de São Carlos – Campus São Carlos

São Carlos, 11 de dezembro de 2025

### ASSINATURAS E CIÊNCIAS

Cargo/Função	Nome Completo
Orientador	Alexandre Tácito Malavolta
Membro da Banca 1	Carlos Eiji Hirata Ventura
Membro da Banca 2	Alexandre de Oliveira Dias



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre Tacito Malavolta, Docente**, em 11/12/2025, às 15:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#)



Documento assinado eletronicamente por **Carlos Eiji Hirata Ventura, Docente**, em 11/12/2025, às 15:19, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#)



Documento assinado eletronicamente por **Alexandre de Oliveira Dias, Professor(a) do Ensino Superior**, em 11/12/2025, às 20:04, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).

## **AGRADECIMENTO**

Primeiramente, gostaria de agradecer profundamente à minha família por todo apoio e suporte durante toda a minha formação educacional. Muitos momentos difíceis se tornaram mais fáceis com o apoio dela.

Agradeço o meu professor Alexandre T. Malavolta pelo suporte durante a elaboração deste trabalho e pelos ensinamentos em elementos finitos ao longo da graduação, uma área pela qual desenvolvi grande admiração. Quero agradecer também a Universidade Federal de São Carlos e a École Nationale Supérieure de Techniques Avancées pelas oportunidades que me ofereceram. Expresso minha gratidão aos meus amigos que fiz durante este percurso e que tornaram o processo mais leve e divertido.

Por fim, agradeço a Deus por tudo o que tem me proporcionado e por ter me guiado durante este caminho.

## RESUMO

O torneamento é utilizado na produção de peças com geometria de revolução proporcionando dimensões, tolerâncias e acabamentos superficiais adequados às suas aplicações. Um dos principais fatores que garantem a qualidade final do produto torneado é a ferramenta de corte. Durante a remoção de material o ferramental é submetido a altas temperaturas, o que acelera o seu desgaste comprometendo as propriedades da peça produzida. De forma a retardar a deterioração do inserto, aplicam-se finas camadas de revestimento sobre suas superfícies para atenuar os gradientes térmicos em seu interior e prolongar sua vida útil. Prever o campo térmico durante o processo de corte é essencial para estimar o tempo ideal de substituição do ferramental. Diante deste contexto, o presente estudo buscou analisar o comportamento do campo de temperatura de um inserto de metal duro (WC-Co) sem e com a presença de revestimento (AlTiN) para diferentes avanços. O estudo conduzido utilizou o método dos elementos finitos para realizar simulações térmicas baseadas em hipóteses simplificadoras. Todo o processo de modelagem térmica foi realizado desde a determinação da força de corte e da potência corte, das propriedades térmicas dos materiais e das resistências de contato. Os resultados principais analisados foram os campos de temperatura obtidos através da simulação numérica, bem como as curvas de aquecimento e o perfil de temperatura ao longo da aresta de corte.

Palavras-chave: torneamento; ferramenta de corte; temperatura; inserto; revestimento; avanço.

## ABSTRACT

Turning is used in the production of parts with rotational geometry, providing dimensions, tolerances and surface finishes suitable for their applications. One of the main factors that guarantee the final quality of the turned product is the cutting tool. During material removal the tooling is subjected to high temperatures, which accelerates its wear compromising the properties of the workpiece produced. In order to slow down the deterioration of the insert, thin layers of coating are applied to its surfaces to reduce the thermal gradients inside it and extend its service life. Predicting the thermal field during the cutting process is essential for estimating the ideal time for tool replacement. In this context, the present study aimed to analyse the temperature field behaviour of a carbide insert (WC-Co) with and without coating (AlTiN) for different feed rates. The study used the finite element method to perform thermal simulations based on simplifying assumptions. The entire thermal modelling process was carried out, from determining the cutting force and cutting power to the thermal properties of the materials and contact resistance. The main results analysed were the temperature fields obtained through numerical simulation, as well as the heating curves and temperature profile along the cutting edge.

Keywords: turning; cutting tool; temperature; insert; coating; feed rate.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Plano de trabalho e movimentos geradores de cavaco.....	16
Figura 2 - Grandezas de corte no torneamento.....	17
Figura 3 - Zonas de cisalhamento.....	18
Figura 4 - Distribuição da temperatura durante o torneamento.....	20
Figura 5 - Distribuição superficial da temperatura na cunha de corte.....	20
Figura 6 - Decomposição das forças de usinagem.....	21
Figura 7 - Detalhamento dos parâmetros de cálculo na interface ferramenta-peça.....	23
Figura 8 - Direção do escorregamento do cavaco.....	24
Figura 9 - Exemplos de geometria de insertos.....	24
Figura 10 - Distribuição térmica no inserto sem e com revestimento.....	25
Figura 11 - Zonas de desgaste do inserto.....	27
Figura 12 - Componentes modelados na simulação térmica.....	28
Figura 13 - Dimensões do inserto utilizado nas simulações térmicas.....	29
Figura 14 - Visão lateral do posicionamento da ferramenta de corte.....	30
Figura 15 - Etapas de pré-tratamento.....	30
Figura 16 - Zona de corte para diferentes avanços.....	31
Figura 17 - Calor específico do inserto em função da temperatura.....	32
Figura 18 - Condutividade térmica do inserto em função da temperatura.....	33
Figura 19 - Disposição das camadas do revestimento Balinit Durana.....	34
Figura 20 - Propriedades térmicas do aço AISI 1045.....	36
Figura 21 - Zonas de contato modeladas nas simulações térmicas.....	38
Figura 22 - Malha tetraédrica utilizada para discretização do inserto.....	41
Figura 23 - Tamanho dos elementos na malha do inserto.....	41
Figura 24 - Malha global do sistema.....	42
Figura 25 - Zona de estudo de convergência de malha.....	44
Figura 26 - Temperatura máxima em função do refinamento da malha.....	45

Figura 27 - Taxa de compressão do cavaco em função da espessura do cavaco não deformado para o aço AISI 1045.....	48
Figura 28 -Taxa de compressão do cavaco em função da espessura do cavaco não deformado para velocidade de corte de 250 m/min.....	49
Figura 29 - Gráfico de superfície da taxa de compressão do cavaco em função de $v_c$ e $t_1$ para o aço AISI 1045.....	51
Figura 30 - Comparação da potência efetiva de corte entre o modelo de Kienzle e de Astakhov (2010).....	52
Figura 31 - Taxa de transferência e fração de calor absorvida pelo inserto em função da velocidade de corte.....	53
Figura 32 - Fluxo térmico incidente sobre a área de corte para diferentes avanços.....	54
Figura 33 - Perfil temporal da potência efetiva de corte para diferentes avanços.....	55
Figura 34 - Campo térmico do inserto sem revestimento para diferentes avanços.....	56
Figura 35 - Temperatura em função do tempo do inserto sem revestimento para diferentes avanços.....	59
Figura 36 - Trajetória de análise da aresta de corte.....	59
Figura 37 - Temperatura ao longo da aresta de corte da ferramenta para o inserto sem revestimento.....	60
Figura 38 - Distorção da malha na zona de corte.....	61
Figura 39 - Campo térmico do inserto com revestimento para diferentes avanços.....	62
Figura 40 - Diferença de temperatura no substrato e na camada externa de revestimento para diferentes avanços.....	63
Figura 41 - Temperatura em função do tempo do substrato e da camada de revestimento externa para diferentes avanços.....	64
Figura 42 - Comparação da temperatura ao longo da aresta de corte da camada de revestimento e do substrato para diferentes avanços.....	65
Figura 43 - Comparação da temperatura do inserto revestido e não revestido.....	66

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Repartição de calor total do torneamento entre os componentes durante o processo de corte.....	19
Tabela 2 - Constantes da fórmula de Kienzle.....	22
Tabela 3 - Grandezas de corte consideradas na modelagem térmica.....	29
Tabela 4 - Áreas de corte estimadas para diferentes avanços.....	31
Tabela 5 - Propriedades térmicas do inserto em função da temperatura.....	33
Tabela 6 - Propriedades mecânicas do inserto.....	34
Tabela 7 - Propriedades térmicas do AlTiN em função da temperatura.....	35
Tabela 8 - Propriedades térmicas do porta-ferramenta em função da temperatura.....	36
Tabela 9 - Resistência térmica de contato entre componentes.....	39
Tabela 10 - Quantidade de elementos e nós na malha de cada componente modelado.....	42
Tabela 11 - Tamanho dos elementos no estudo de convergência de malha.....	44
Tabela 12 - Espessura de corte em função da velocidade de avanço.....	46
Tabela 13 - Forças e potência de usinagem em função do avanço para o modelo de Kienzle.	46
Tabela 14 - Fluxo de calor estimado no inserto para o modelo de Kienzle.....	47
Tabela 15 - Taxa de compressão do cavaco em função da espessura do cavaco não deformado para velocidade de corte de 250 m/min para o aço AISI 1045.....	49
Tabela 16 - Parâmetros do modelo de Astakhov (2010) e potência na interface ferramenta-cavaco para diferentes velocidades de avanço.....	50
Tabela 17 - Fluxo de calor estimado no inserto para o modelo de Astakhov (2010).....	50

## LISTA DE SÍMBOLOS

$\kappa_r$	Ângulo de posição principal de corte
$\kappa_{r1}$	Ângulo de posição de corte
A	Área da seção de corte
f	Avanço
$c_p$	Calor específico
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$h_{ar}$	Coefficiente de transferência de calor do ar
$l_c$	Comprimento do contato ferramenta-cavaco
$\lambda$	Condutividade térmica
$k_{s1}$	Constante do modelo de Kienzle
$c_1$	Coefficiente 1 do modelo de Astakhov (2010)
$e_1$	Coefficiente 2 do modelo de Astakhov (2010)
$g_1$	Coefficiente 3 do modelo de Astakhov (2010)
$\rho$	Densidade do material
$\Delta x$	Distância
h	Espessura de corte
$t_1$	Espessura do cavaco não deformado
$t_{1T}$	Espessura real do cavaco não cortado no plano perpendicular à direção do escoamento do cavaco
Z	Expoente do modelo de Kienzle
$F_f$	Força de avanço
$F_c$	Força de corte
F	Força de usinagem
$F_p$	Força passiva
$b_{1T}$	Largura real do cavaco não cortado na direção perpendicular ao escoamento e à espessura do cavaco

$E$	Módulo de elasticidade
$N$	Número de rotações
$P_c$	Potência de corte
$P_{pd}$	Potência de deformação plástica do material
$P_{fR}$	Potência do atrito na interface ferramenta-cavaco
$P_{fF}$	Potência do atrito na interface ferramenta-peça usinada
$P_{ch}$	Potência gasta na formação de novas superfícies
$a_p$	Profundidade de corte
$k_s$	Pressão específica de corte
$r_n$	Raio de ponta
$R_{ar}$	Resistividade térmica do ar
$\zeta$	Taxa de compressão do cavaco
$t_{usinagem}$	Tempo de usinagem
$\tau_c$	Tensão de cisalhamento média na interface ferramenta-cavaco
$\sigma_{UTS}$	Tensão máxima de resistência a tração
$v_f$	Velocidade de avanço
$v_c$	Velocidade de corte

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO.....</b>	<b>13</b>
1.1 Objetivos.....	14
1.2 Estrutura do texto.....	14
<b>2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....</b>	<b>16</b>
2.1 Torneamento.....	16
2.2 Cavaco e distribuição térmica no torneamento.....	18
2.3 Força e potência de usinagem.....	20
2.4 Ferramenta.....	24
2.5 Causas do fim de vida útil da ferramenta.....	26
<b>3 METODOLOGIA.....</b>	<b>28</b>
3.1 Experimento previsto.....	28
3.2 Pré-tratamento numérico.....	29
3.3 Definição dos parâmetros de simulação.....	31
3.3.1 Propriedades do inserto.....	31
3.3.2 Propriedades do revestimento.....	34
3.3.3 Propriedades do porta-ferramenta.....	35
3.3.4 Propriedades do calço.....	37
3.3.5 Definição das resistências de contato.....	37
3.3.6 Coeficiente de convecção.....	39
3.3.7 Criação da malha.....	40
3.4 Hipóteses de simulação.....	42
<b>4 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....</b>	<b>44</b>
4.1 Estudo de malha.....	44
4.2 Cálculo da potência de usinagem.....	45
4.2.1 Cálculo da potência de usinagem: modelo de Kienzle.....	45
4.2.2 Cálculo da potência de usinagem: modelo de Astakhov (2010).....	47
4.2.3 Comparação das potências: modelo de Kienzle e de Astakhov (2010).....	51
4.3 Simulação térmica.....	55
4.3.1 Inserto sem revestimento.....	55
4.3.2 Inserto com revestimento.....	61
<b>6 CONCLUSÃO.....</b>	<b>67</b>
6.1 Trabalhos futuros.....	68
<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>69</b>

## 1 INTRODUÇÃO

O torneamento é um processo de usinagem amplamente utilizado para a produção de peças de revolução. Na indústria mecânica, o processo consiste em retirar o material de um componente em rotação por meio de uma ferramenta cortante com o intuito de conferir forma geométrica, tolerância dimensional e acabamento superficial adequados.

A remoção metálica ocorre por meio do cisalhamento do material da peça usinada devido ao seu movimento relativo em relação ao ferramental. Distingue-se três zonas cisalhantes – primária, secundária e terciária – que permitem compreender os esforços mecânicos e térmicos do torneamento, oriundos sobretudo das deformações plásticas do material e do atrito entre as superfícies da ferramenta e do componente usinado. Tais esforços contribuem significativamente para o desgaste da cunha cortante e suas magnitudes dependem de inúmeros fatores, tais como: velocidade de corte, velocidade de avanço, material usinado, geometria da pastilha de corte, bem como seu material.

A análise do campo térmico durante a usinagem é um fator fundamental para estimar o tempo de vida da ferramenta. Uma correta estimativa permite reduzir os custos ao longo da cadeia de produção em razão de possibilitar a substituição otimizada da pastilha de corte garantindo uma produção contínua com as respectivas exigências de qualidade da peça (Machado et al., 2015).

A redução da durabilidade do ferramental é consideravelmente influenciada pelo aumento da temperatura inerente ao processo de corte. Esse comportamento contribui para o seu desgaste acelerado em razão de acarretar a diminuição das propriedades mecânicas da pastilha de corte.

Devido a alta complexidade dos fenômenos físicos envolvidos no torneamento, empregam-se recursos computacionais baseados no método dos elementos finitos para simular com precisão o processo de corte. Diversos estudos utilizam o acoplamento termomecânico para simular a interação ferramenta-peça e estimar as tensões induzidas na cunha cortante atreladas ao campo de temperatura. Tal tipo de análise é computacionalmente custosa em razão do acoplamento físico e do grau de refinamento necessário do modelo para captar os gradientes térmicos e prever corretamente as tensões atuantes. Além disso, inúmeras condições de simulação, por exemplo de contato, devem ser consideradas a fim de simular corretamente o torneamento.

Dessa forma, o desenvolvimento de modelos de simulação simplificados mostra-se relevante, pois permite a correta estimativa dos campos térmicos com baixo custo

computacional e número de condições de contorno reduzido. Sendo assim, o presente estudo visa analisar o comportamento térmico do processo de torneamento por meio de simulações numéricas utilizando hipóteses simplificatórias.

## 1.1 Objetivos

O objetivo principal do presente trabalho é determinar o comportamento térmico da cunha de corte em diferentes condições de torneamento através de simulações numéricas simplificadas utilizando o método dos elementos finitos.

Entende-se por simulações simplificadas, no presente estudo, a desconsideração dos seguintes fenômenos: modelagem completa do processo de corte, ou seja, o atrito, a peça usinada, a formação de cavaco e os movimentos relativos entre os componentes. Sendo assim, para realizar a análise térmica, será calculado a potência térmica equivalente desenvolvida durante o processo de corte, a qual será aplicada na superfície da pastilha de corte na região de interferência com a peça usinada.

As análises que serão realizadas podem ser divididas da seguinte forma:

1. Análise do campo térmico para cinco avanços: 0,1 mm/rev, 0,2 mm/rev, 0,3 mm/rev, 0,4 mm/rev e 0,5 mm/rev;
2. Análise da influência do revestimento da ferramenta sobre a distribuição de temperatura na pastilha de corte;

## 1.2 Estrutura do texto

O presente documento é dividido em cinco capítulos da seguinte forma:

- Capítulo 1 consta uma apresentação dos motivos da realização do presente estudo, bem como seus objetivos;
- Capítulo 2 apresenta a revisão bibliográfica dos aspectos do torneamento: conceitos gerais, cavaco, distribuição térmica, força de usinagem e as formulações matemáticas associadas, ferramenta e seus mecanismos de desgaste;
- Capítulo 3 refere-se à metodologia utilizada para realizar a simulação térmica do torneamento: definição das condições de torneamento, das propriedades térmicas do material, resistências de contato e criação da malha do modelo;
- Capítulo 4 apresenta a discussão dos resultados obtidos através dos cálculos matemáticos e das simulações numéricas;

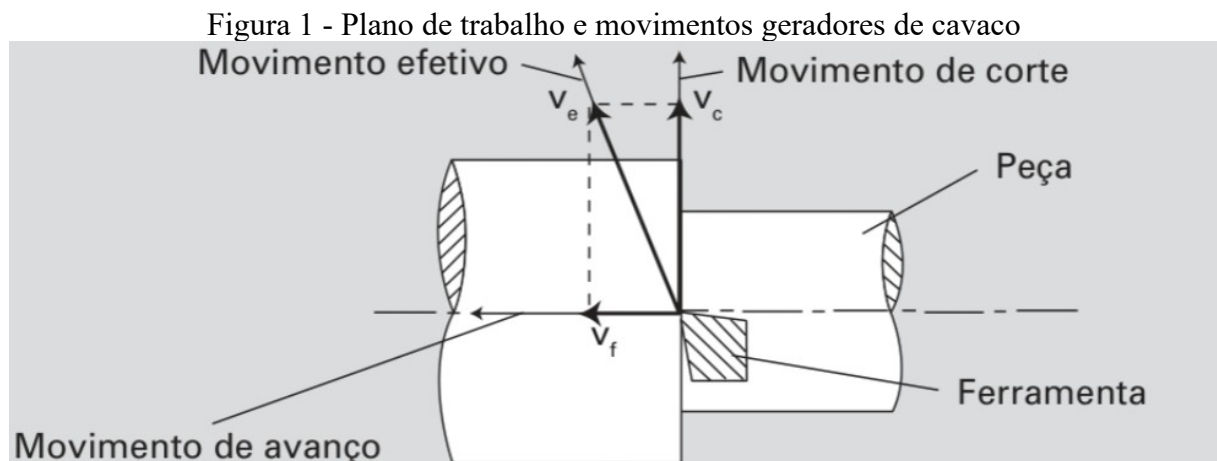
- Capítulo 5 refere-se à conclusão do estudo realizado, bem como indicações para trabalhos futuros.

## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

O processo de usinagem consiste em retirar material de uma peça para obter geometrias, dimensões e acabamentos superficiais específicos. A matéria removida possui forma irregular e é nomeada como cavaco (Machado et al., 2015). Existem diversos tipos de processos de usinagem tais como: torneamento, furação, fresamento, jato d'água, eletroerosão e entre outros. Dentre os diversos processos de usinagem, o torneamento será abordado neste documento.

### 2.1 Torneamento

No processo de torneamento, uma peça é colocada em rotação em torno do seu próprio eixo e pelo movimento transversal/longitudinal da ferramenta de corte em relação à peça usinada a geometria final é obtida (Ferraresi, 1970). A remoção de material da peça (cavaco) ocorre devido movimentos específicos realizados pela ferramenta. O movimento de avanço garante a remoção contínua de matéria durante várias rotações da peça, enquanto que o movimento de corte garante a remoção de cavaco durante apenas uma única volta (Machado et al., 2015). O movimento efetivo realizado pela ferramenta durante o torneamento é a combinação de ambos os movimentos. A Figura 1 ilustra os movimentos responsáveis pela formação de cavaco em relação ao plano de trabalho da ferramenta.



Fonte: Machado et al., 2015

O processo de torneamento pode ser dividido em duas subcategorias de acordo com a quantidade de matéria retirada no processo, sendo elas: desbaste e acabamento. Na primeira categoria, grandes porções da peça são removidas de forma a obter a geometria desejada. Já na segunda categoria, pequenas quantidades de material são retiradas para obter um melhor acabamento e/ou tolerâncias dimensionais (Machado et al., 2015).

Diversos parâmetros de corte podem ser ajustados de maneira a adaptar o processo de torneamento. As condições ideais para usinagem são aquelas que permitem a produção de peças em um menor tempo possível priorizando a vida útil da ferramenta e uma usinagem mais precisa segundo Mitsubishi Materials (2024). A precisão na usinagem pode ser entendida, segundo Machado et al. (2015), como sendo um processo que permite a obtenção de um bom acabamento superficial, com geometria bem definida e tolerâncias dimensionais adequadas.

Assim, podem ser definidos, segundo a literatura, parâmetros denominados grandezas de corte, os quais se relacionam diretamente com as propriedades finais da peça, sendo elas:

- Número de rotações (N) referindo-se a quantidade de revoluções da peça por unidade de tempo;
- Avanço (f) referindo-se ao deslocamento da ferramenta por unidade de revolução da peça;
- Velocidade de corte ( $v_c$ ): refere-se à velocidade relativa entre a peça e a aresta principal de corte, podendo ser calculada pela Equação 1.

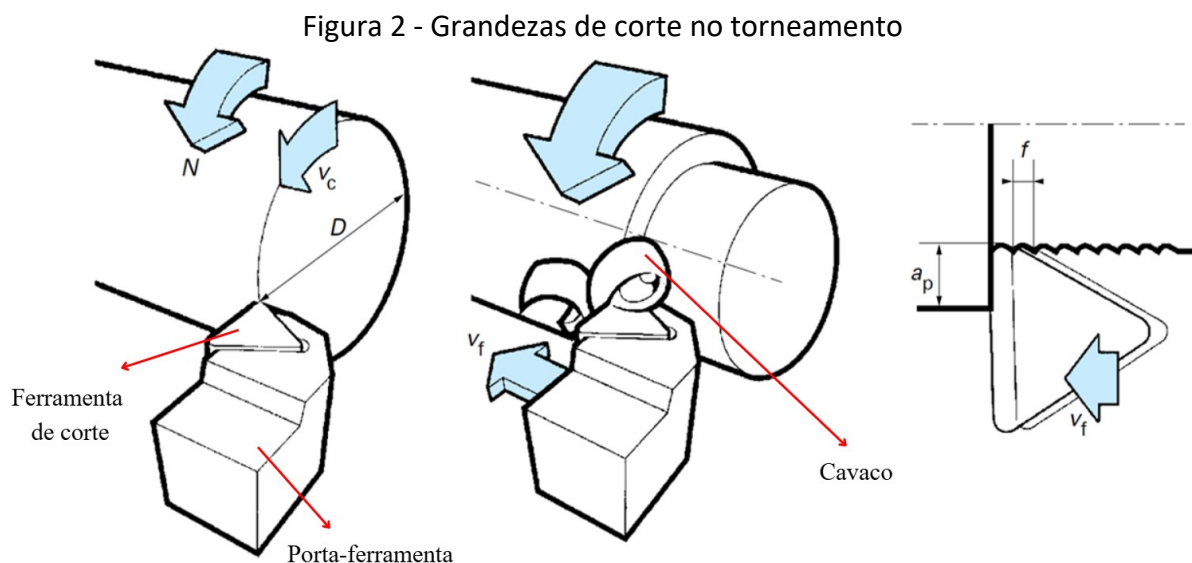
$$v_c = \pi \cdot D \cdot N \quad (1)$$

- Velocidade de avanço ( $v_f$ ): é a velocidade em relação à direção e sentido do avanço da ferramenta, e é calculada pela Equação 2.

$$v_f = f \cdot N \quad (2)$$

- Profundidade de corte ( $a_p$ ): define a profundidade de penetração da aresta de corte na peça.

Essas grandezas de corte podem ser visualizadas na Figura 2.



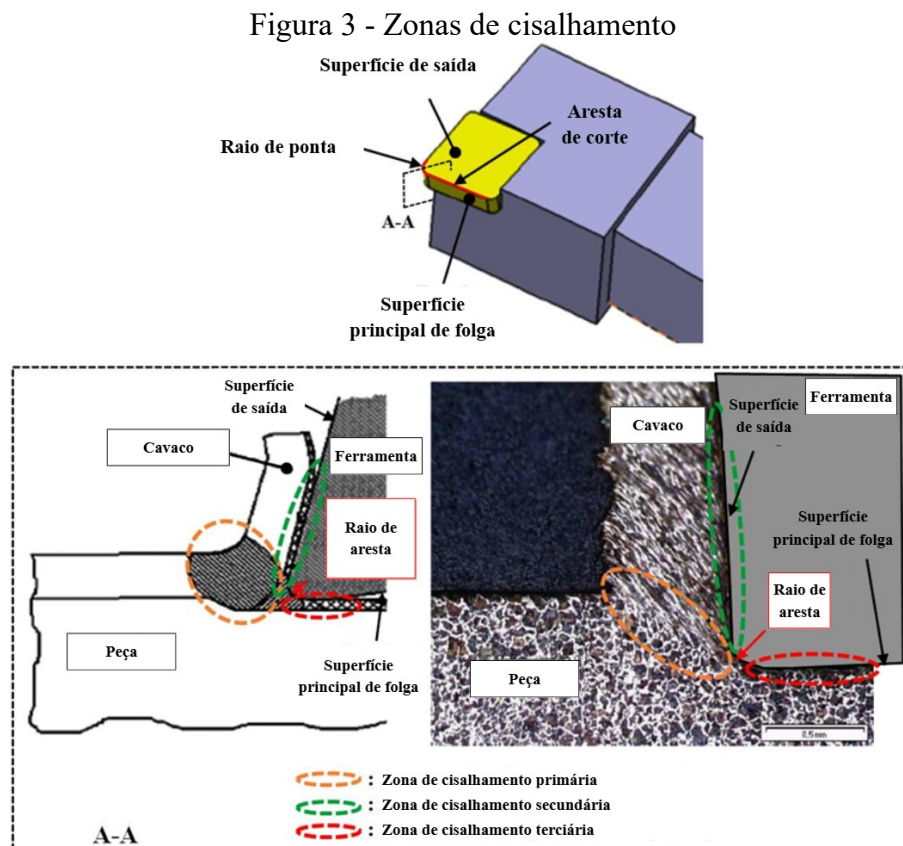
Fonte: Adaptado de Passeron (2010, *apud* Dobrotă; Oleksik e Chicea, 2022)

## 2.2 Cavaco e distribuição térmica no torneamento

O termo cavaco refere-se à porção de material retirada durante a usinagem e tem um papel fundamental na retirada do calor gerado durante o processo (Shaw, 2005). Segundo Machado et al. (2015), sua formação inicia-se com a compressão local da peça a ser usinada pela aresta de corte e, com o movimento de avanço do porta-ferramenta e de rotação da peça, o material é deformado plasticamente.

De maneira conjunta às deformações plásticas, observa-se a formação de trincas que se propagam ao longo de um plano de cisalhamento influenciando o tipo de cavaco gerado (Machado et al., 2015). Este é expelido pelo escorregamento sobre a superfície de saída da ferramenta (ver Figura 3) até que seja rompido completamente. O processo então se reinicia caracterizando um comportamento periódico (Ferraresi, 1970).

Durante o torneamento, pode-se identificar três regiões que permitem compreender a formação do cavaco, a geração de calor durante o processo e o desgaste do ferramental. Essas regiões são denominadas zonas de cisalhamento e são identificadas na Figura 3.



Fonte: Adaptado de Rech, et al. (2004, *apud* Mondelin, 2025)

Cada uma das zonas da Figura 3 pode ser definida, de maneira simplificada, segundo Velasquez (2007) da seguinte forma:

- Zona de cisalhamento primária: Região com grandes taxas de deformação e elevada produção de calor;
- Zona de cisalhamento secundária: Região de alta geração de calor devido ao atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta;
- Zona de cisalhamento terciária: Região de atrito entre a superfície principal de folga e a parte usinada da peça.

Pode-se dizer, segundo Machado et al. (2015), que o calor gerado no torneamento, em sua maior parte, é resultado da transformação da energia mecânica em energia térmica. A importância em compreender os fenômenos térmicos envolvidos na usinagem, segundo Figueiredo et al. (2022), reside no fato de permitirem um melhor entendimento do desgaste da ferramenta de corte e as propriedades finais da peça usinada.

No estudo de Huang et al. (2018), é mencionado a dificuldade em estabelecer uma correlação explícita do fluxo de calor entre os componentes durante o torneamento, o que dificulta a criação de relações matemáticas para estimar o campo de temperatura. Segundo os autores da obra, o maior obstáculo é estimar o fluxo de calor destinado à ferramenta, sobretudo em razão da pequena área de contato cavaco/inserto, da geometria da própria interface e da não uniformidade da interação entre as superfícies.

Diversos autores propõem um intervalo de valores para a distribuição da energia térmica entre os componentes. No estudo de Figueiredo et al. (2022), os valores considerados são mostrados na Tabela 1. Já na obra de Shaw (2005), valores fixos são fornecidos, sendo considerado que 90% da energia térmica é rejeitada através do cavaco, enquanto que 5% é transferida para a ferramenta e 5% para a peça usinada.

Tabela 1 - Repartição de calor total do torneamento entre os componentes durante o processo de corte

Componente	Distribuição de energia [%]
Cavaco	96,3 – 74,6
Inserto	2,1 – 18
Peça usinada	1,1 – 20

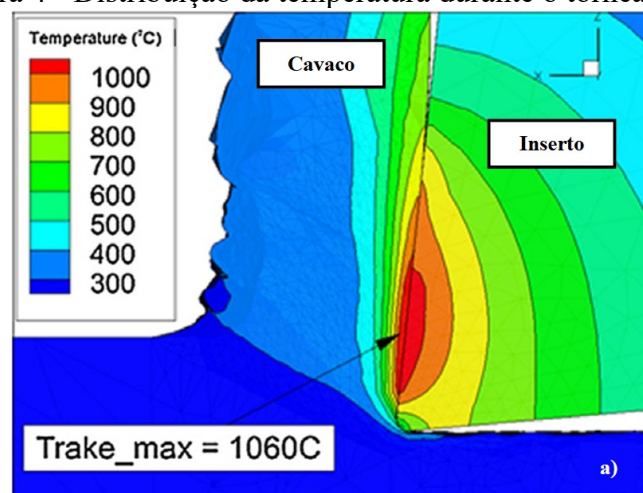
Fonte: Fleischer et al. (2007)

É válido ressaltar que na literatura não há um consenso entre os valores apropriados a serem considerados para a repartição de calor gerado durante a usinagem. No estudo de Akbar et al. (2010) é evidenciado as proporções de repartição sugeridas por diversos autores, revelando discrepâncias nas medições das pesquisas analisadas, bem como a influência das

condições de usinagem na distribuição do calor. Logo, pode-se obter um comportamento térmico distinto dependendo das hipóteses de repartição de calor adotadas.

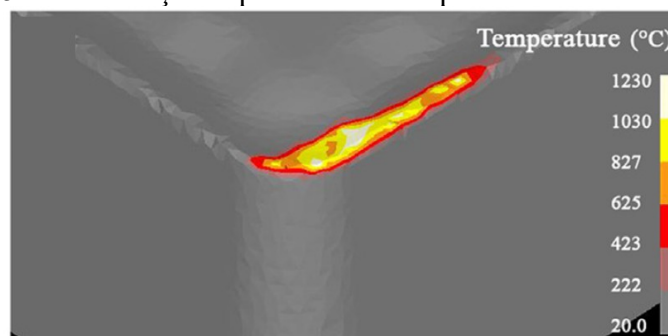
Diversos trabalhos utilizam simulações numéricas em conjunto com medições experimentais para obter as temperaturas na ferramenta de corte (Parolari et al., 2018; Malavolta e Ventura, 2017). As Figuras 4 e 5 mostram os gradientes de temperatura típicos encontrados durante operações de usinagem. É válido ressaltar que os gradientes possuem dimensões da ordem de milímetros, ou seja, obtém-se diferenças notáveis de temperatura entre a área de corte e o restante do ferramental.

Figura 4 - Distribuição da temperatura durante o torneamento



Fonte: Adaptado de Arrazola et al. (2015)

Figura 5 - Distribuição superficial da temperatura na cunha de corte



Fonte: Lotfi et al. (2016)

### 2.3 Força e potência de usinagem

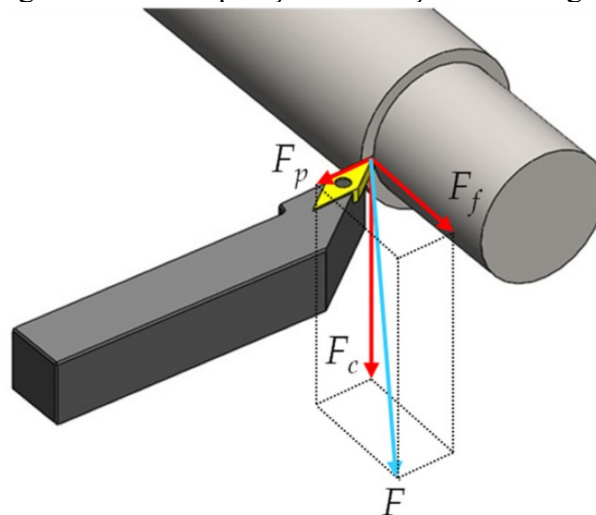
A determinação da força de usinagem é imprescindível quando se deseja analisar o desgaste da ferramenta, uma vez que ela permite calcular a potência de corte e as tensões atuantes no processo de torneamento. Muitos fatores contribuem para favorecer o desgaste acelerado da pastilha de corte; na obra de Astakhov (2010), são evidenciados os impactos da

variação das grandezas de corte na distribuição da potência de usinagem durante o torneamento que, por sua vez, impactará nos gradientes térmicos da cunha cortante.

Na Figura 6 está ilustrado a decomposição, em três componentes principais, da força de usinagem ( $F$ ) agindo sobre a ferramenta de corte durante o torneamento, são elas:

- Força de corte ( $F_c$ ): componente resultante da projeção da força de usinagem na direção do movimento de corte;
- Força de avanço ( $F_f$ ): componente atuando na direção do avanço da ferramenta;
- Força passiva ( $F_p$ ): componente atuando perpendicularmente ao plano de trabalho (ver Figura 1).

Figura 6 - Decomposição das forças de usinagem



Fonte: Tseng, Hu, Hu (2021)

A força de corte pode ser estimada por meio da relação entre a área da seção de corte ( $A$ ) e a pressão específica de corte ( $k_s$ ), dada pela Equação 3.

$$F_c = k_s \cdot A \quad (3)$$

Segundo Machado et al. (2015) existem diversos modelos que permitem o cálculo de  $k_s$  levando em consideração inúmeros parâmetros. Entretanto, segundo o autor, a complexidade para implementá-los não é justificada pelo ganho relativo adquirido na exatidão do cálculo. Sendo assim, Machado et al. (2015) propõe a utilização do modelo de Kienzle para estimar as forças durante o torneamento devido sua simplicidade em relação aos outros modelos e em razão de sua exatidão ao estimar as forças.

Tem-se que o parâmetro  $k_s$  é definido pela Equação 4, onde  $k_{s1}$  e  $Z$  são constantes do modelo de Kienzle e são definidos experimentalmente para cada tipo de material usinado.

$$k_s = k_{s1} \cdot h^{-Z} \quad (4)$$

Na Equação 4, tem-se que o parâmetro  $h$  refere-se à espessura de corte definida pela Equação 5, onde  $\kappa_r$  é o ângulo de posição principal da ferramenta de corte e o avanço ( $f$ ).

$$h = f \cdot \text{sen}(\kappa_r) \quad (5)$$

Na Tabela 2, ilustra-se os valores dos parâmetros da equação de Kienzle para alguns materiais.

Tabela 2 - Constantes da fórmula de Kienzle.

Aço	$\sigma_t$ [MPa]	1-z	$k_{s1}$ [kg/mm <sup>2</sup> ]
ABNT 1045	657,04	0,86	222
ABNT 1060	755,11	0,82	213
ABNT 4140	715,88	0,74	250
ABNT 6150	599,39	0,74	222
ABNT 8620	755,11	0,74	210

Fonte: Ferraresi (1970).

Uma vez calculada a força de corte, as demais componentes da força de usinagem podem ser determinadas segundo Ferraresi (1970) e Machado et al. (2015) pela relação da Equação 6, quando as peças usinadas são de aço comum e a ferramenta é de metal duro.

$$F_c : F_p : F_f = 4,5 : 2,5 : 1 \quad (6)$$

A potência de usinagem é calculada através da soma dos produtos entre as forças de usinagem e a projeção da velocidade em cada uma das suas direções atuantes. Segundo Machado et al. (2015), visto que a velocidade de corte possui módulo muito superior em relação às demais (duzentas vezes ou mais), tem-se que a potência de usinagem, atuante na área de corte pode ser calculada apenas estimando-se a potência de corte, conforme a Equação 7.

$$P_c = F_c \cdot v_c \quad (7)$$

O método proposto por Astakhov (2010), considera que a Equação 7, pode ser decomposta como sendo a soma das potências gastas na deformação plástica do material ( $P_{pd}$ ), do atrito na interface ferramenta-cavaco ( $P_{fR}$ ), do atrito na interface ferramenta-peça usinada ( $P_{fF}$ ) e na formação de novas superfícies ( $P_{ch}$ ). Assim, tem-se que a Equação 7 pode ser reescrita conforme a Equação 8.

$$P_c = F_c \cdot v_c = P_{pd} + P_{fR} + P_{fF} + P_{ch} \quad (8)$$

Dado o objetivo do presente estudo em analisar a ferramenta de corte e os resultados dos gradientes térmicos típicos no inserto, tem-se que a potência de interesse é a região da

interface da ferramenta-cavaco ( $P_{fR}$ ). Esse parâmetro é definido pela Equação 9, segundo Astakhov (2010).

$$P_{fR} = \tau_c l_c b_{1T} \frac{v_c}{\zeta} \quad (9)$$

Onde,

- $\tau_c$ : tensão de cisalhamento média na interface ferramenta-cavaco;
- $l_c$ : comprimento do contato ferramenta-cavaco;
- $b_{1T}$ : Largura real do cavaco não cortado na direção perpendicular ao escoamento e à espessura do cavaco (segmento de reta AB da Figura 8);
- $\zeta$ : taxa de compressão do cavaco.

Os parâmetros  $\tau_c$  e  $l_c$  são calculados pelas Equações 10 e 11, respectivamente. O parâmetro  $b_{1T}$  pode ser determinado analiticamente, em função das condições de corte. Já a taxa de compressão do cavaco ( $\zeta$ ) é determinada experimentalmente e depende da velocidade de corte.

$$\tau_c = 0,28 \sigma_{UTS} \quad (10)$$

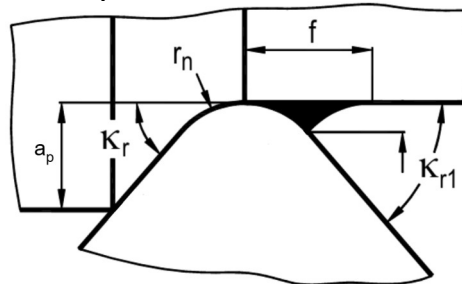
$$l_c = t_{1T} \zeta^{1,5} \quad (11)$$

Onde,

- $\sigma_{UTS}$ : tensão máxima de resistência à tração do material de trabalho;
- $t_{1T}$ : espessura real do cavaco não cortado no plano perpendicular à direção do escoamento do cavaco (representado pelo vetor AB da Figura 8).

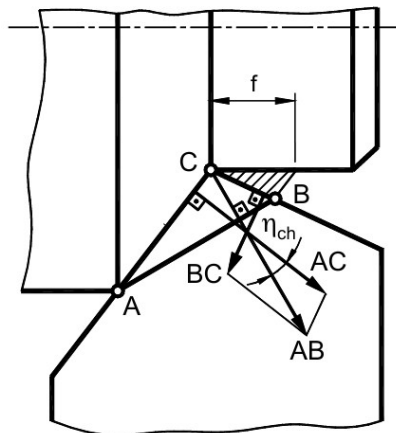
Assim como o parâmetro  $b_{1T}$ , o termo  $t_{1T}$  depende das condições de corte. Os parâmetros necessários para validar a forma de cálculo de tais variáveis são ilustrados na Figura 7, sendo eles: raio de ponta ( $r_n$ ), ângulo de corte ( $\kappa_r$  e  $\kappa_{r1}$ ), profundidade de corte ( $a_p$ ) e avanço ( $f$ ).

Figura 7 - Detalhamento dos parâmetros de cálculo na interface ferramenta-peça



Fonte: Adaptado de Astakhov (2010)

Figura 8 - Direção do escorregamento do cavaco

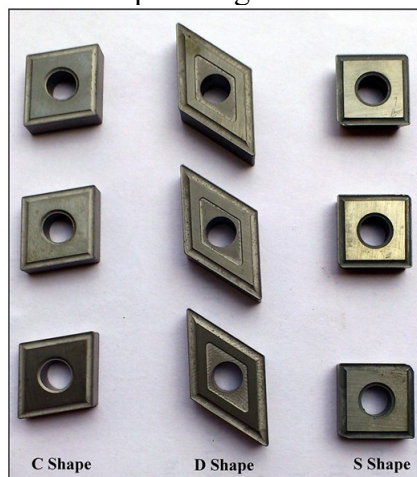


Fonte: Astakhov (2010)

## 2.4 Ferramenta

Durante a usinagem, a ferramenta utilizada pode ser separada em dois elementos principais: porta-ferramenta e inserto. Sendo este último o componente responsável por realizar o corte do material. Sua geometria tem grandes impactos na qualidade das peças torneadas, na formação de cavaco, na geração de calor, no desgaste e na vida útil da própria ferramenta (Dogra, Sharma, Dureja, 2011). Na Figura 9 estão ilustrados alguns formatos de insertos utilizados no torneamento.

Figura 9 - Exemplos de geometria de insertos



Fonte: Senthilkumar e Tamizharasan (2014)

Dentre inúmeras possibilidades de material para a ferramenta de corte, segundo Machado et al. (2015), o mais adequado é aquele que possui alta dureza, elevada tenacidade, boas propriedades mecânicas em temperatura elevada, resistência mecânica e química. Visto que não existe, até então, um material com todos esses aspectos, pesquisadores buscam

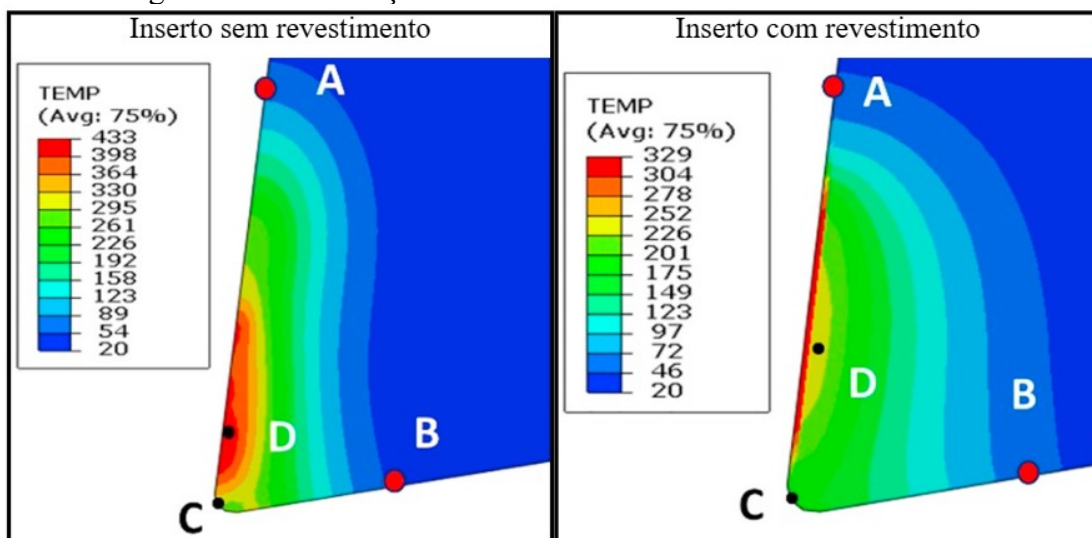
desenvolver materiais para atender requisitos específicos de forma a garantir, sobretudo, um aumento da produtividade e durabilidade da ferramenta (Machado et al., 2015).

Os materiais utilizados na usinagem podem ser categorizados da seguinte forma segundo Ferraresi (1970): aço-carbono, aço rápido, ligas fundidas, metal duro e materiais cerâmicos. As ferramentas de metal duro permitiram um grande avanço no processo de usinagem, devido terem possibilitado o aumento da produtividade e a vida útil das pastilhas de corte (Machado et al., 2015). Dentre os diversos materiais utilizados para a fabricação de insertos de metal duro, destaca-se o carboneto (ou carbetto) de tungstênio (WC), o qual é produzido por meio da sinterização. As composições mais comuns utilizam o cobalto (Co) como principal ligante; entretanto, outros materiais podem ser adicionados de modo a conferir melhores propriedades ao inserto, por exemplo, carbonetos de titânio e carbetos de tântalo (Kazymyrovych e Kryzhanivskyy, 2023).

Após fabricado, finas camadas com espessuras de 2  $\mu\text{m}$  – 20  $\mu\text{m}$  podem ser depositadas sobre o inserto, de forma a melhorar ainda mais as propriedades do ferramental (Prengel, Pfouts e Santhanam, 1998). Tal processo é conhecido como revestimento e garante o aumento da resistência ao desgaste, da qualidade superficial da peça usinada e diminuição dos custos de fabricação (Kumar e Patel, 2017 *apud* Kumar et al., 2020).

Segundo, Kone et al. (2010 *apud* Krajnović et al., 2016), a deposição de uma fina camada de revestimento altera as distribuições superficiais e interiores da temperatura do inserto, devido a criação de uma barreira térmica, conforme ilustrado na Figura 10. Além disso, tem-se que o revestimento pode impactar as forças de usinagem no processo, reduzindo ou aumentando sua magnitude, conforme evidenciado no estudo de Ranjan e Hiremath (2022).

Figura 10 - Distribuição térmica no inserto sem e com revestimento



Fonte: Adaptado de Kumar et al. (2020)

## 2.5 Causas do fim de vida útil da ferramenta

Segundo Ferraresi (1970), o fim da vida útil de uma ferramenta é atingido quando a mesma não permite produzir peças dentro dos requisitos estabelecidos pelo fabricante, necessitando, portanto, sua afiação ou sua substituição.

Diversos fatores contribuem para favorecer o término da utilidade do inserto. Na literatura, tais fenômenos possuem diferentes categorizações, as quais, segundo Machado et al. (2015), podem ser divididas em:

- Avaria: fenômeno que ocorre de maneira súbita causando a perda total do inserto ou danos consideráveis;
- Desgaste: designa a perda gradual de material seguida da mudança de geometria do inserto;
- Deformação plástica: deformações permanentes da aresta de corte do inserto.

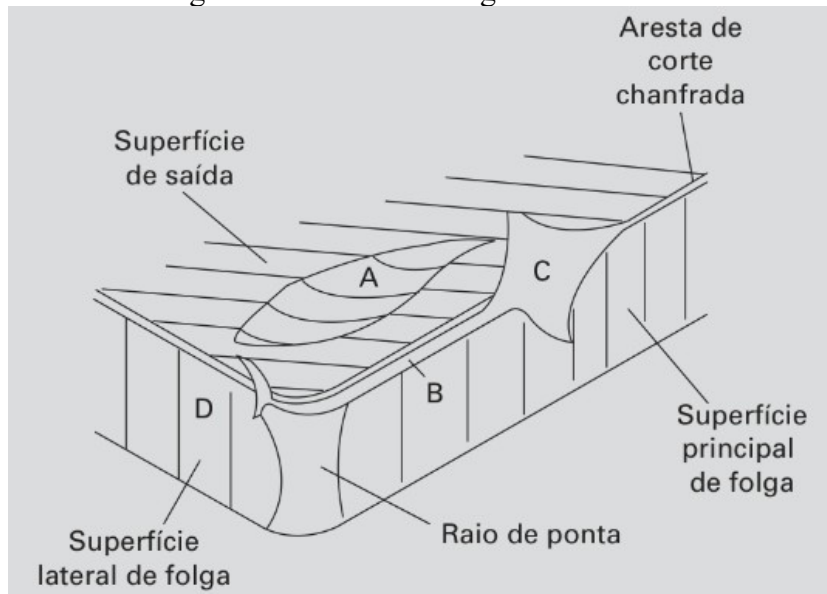
As avarias são fenômenos recorrentes de processos de usinagem de corte interrompido (por exemplo, o fresamento), devido, sobretudo, à natureza cíclica dos carregamentos térmicos e mecânicos. Já no torneamento (corte contínuo), os fenômenos de desgaste predominam (Machado et al., 2015).

É válido ressaltar que a temperatura tem papel fundamental na degradação da ferramenta, uma vez que, a alta taxa de calor produzida altera as propriedades mecânicas do inserto favorecendo o seu desgaste. Segundo Moore e Shaw (1975 e 1984 *apud* Huang; Chou e Liang, 2007) o desgaste da pastilha de corte é provocado pelos seguintes mecanismos: abrasão, adesão, difusão/dissolução, fadiga e triboquímicos.

Na Figura 11 estão ilustradas diferentes zonas (A, B, C e D) com desgaste típicos encontrados na ferramenta de corte, sendo eles: desgaste de cratera (zona A), desgaste de flanco (zona B) e desgaste de entalhe (zonas C e D).

Segundo Huang, Chou e Liang (2007) os desgastes de cratera e de flanco são os mais recorrentes, sendo ambos correlacionados com as altas temperaturas de corte. O primeiro é decorrente da difusão/adesão da superfície de saída ao cavaco, formando uma cratera. Já o segundo tipo de desgaste é oriundo do atrito entre a superfície principal de folga e a peça usinada (Huang, Chou e Liang, 2007). O desgaste de entalhe, por sua vez, é resultado da combinação das altas temperaturas, do campo de tensões e do encruamento do material (Sarıkaya et al., 2021).

Figura 11 - Zonas de desgaste do inserto



Fonte: Dearnley e Trent (1982, *apud* Machado et al., 2015)

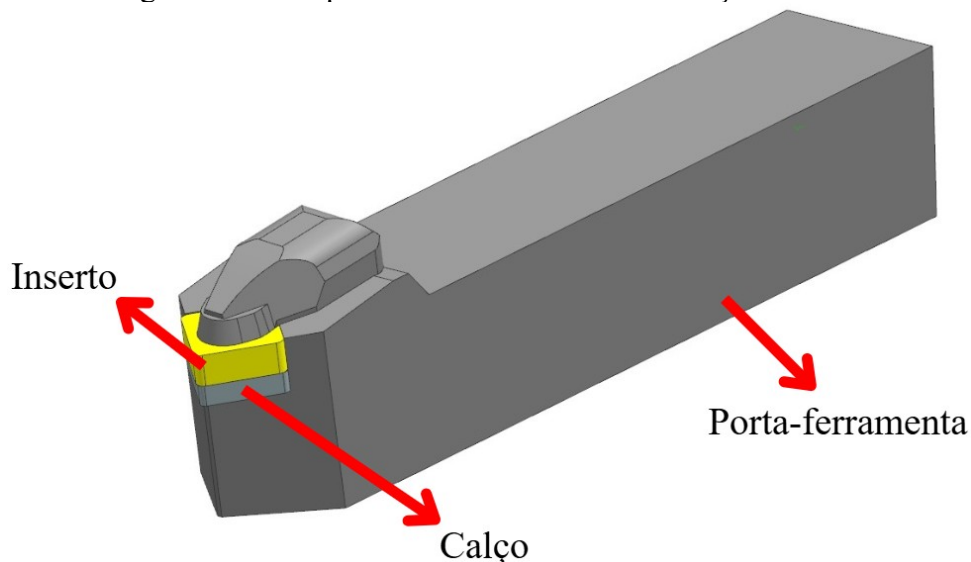
### 3 METODOLOGIA

O presente trabalho visa, através de simulações térmicas pelo método dos elementos finitos, fornecer resultados para a posterior correlação com dados experimentais futuros. Para tal, a metodologia adotada reproduz etapas previstas para a execução do experimento e utiliza os mesmos materiais previstos para o torneamento nos ensaios práticos para conduzir os cálculos numéricos.

Serão apresentadas as seguintes etapas: experimento previsto, cálculo da seção de corte, definição das propriedades dos materiais, coeficientes de contato e de convecção, criação da malha e as hipóteses de simulação.

Os componentes a serem modelados são ilustrados na Figura 12.

Figura 12 - Componentes modelados na simulação térmica



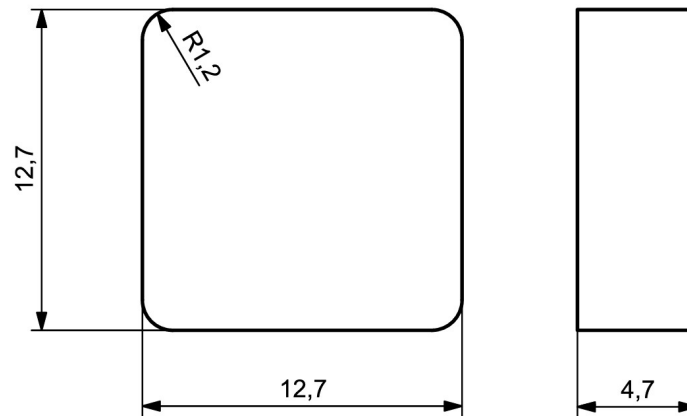
Fonte: Autor (2025)

#### 3.1 Experimento previsto

O experimento consistirá no torneamento de uma barra cilíndrica, fabricada em aço AISI 1045, de diâmetro igual à 35,6 mm. O inserto que será utilizado, ilustrado na Figura 13, é fabricado em carboneto de tungstênio (WC-Co) com tamanhos de grãos de 1,2  $\mu\text{m}$  e 5% de Cobalto em peso.

O torneamento consistirá em uma operação de desbaste com uma profundidade de 1 mm e um comprimento de corte de 150 mm. Além disso, será utilizado cinco valores diferentes de avanço, mantendo-se constante a velocidade de corte. Na Tabela 3, estão ilustrados os parâmetros de corte utilizados.

Figura 13 - Dimensões do inserto utilizado nas simulações térmicas



Fonte: Autor (2025)

Nota: Medidas em milímetros

Tabela 3 - Grandezas de corte consideradas na modelagem térmica

$f$ [mm/rev]	$V_c$ [m/min]	$a_p$ [mm]	$N$ [rev/min]	$V_f$ [mm/min]	$t_{usinagem}$ [s]
0,1				223,53	40,26
0,2				447,06	20,13
0,3	250	1	2235,32	670,6	13,42
0,4				894,13	10,07
0,5				1117,66	8,05

Fonte: Autor (2025)

### 3.2 Pré-tratamento numérico

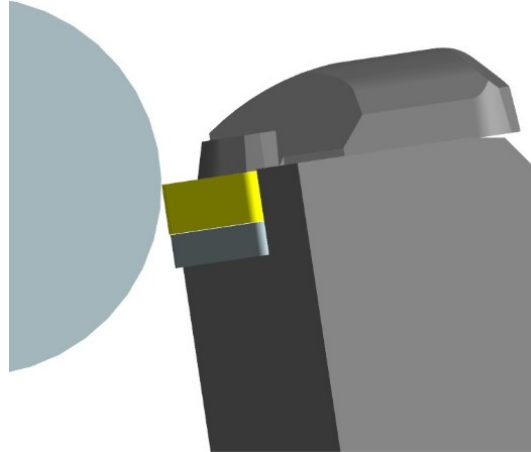
Para definir a zona de corte é necessário realizar etapas de pré-tratamento no CAD (desenho auxiliado por computador) de modo a definir as áreas de contato inserto/peça para cada um dos avanços.

Primeiramente, a ferramenta é posicionada paralelamente ao plano horizontal que contém o centro do cilindro, conforme ilustra a Figura 14. Em seguida, é realizado as seguintes operações definidas na Figura 15:

- Posiciona-se a extremidade do inserto na extremidade da barra cilíndrica;
- Posiciona-se a ferramenta na profundidade de corte considerada;
- Realiza-se o desbaste da barra cilíndrica de acordo com a interseção obtida nas etapas “a” e “b”;

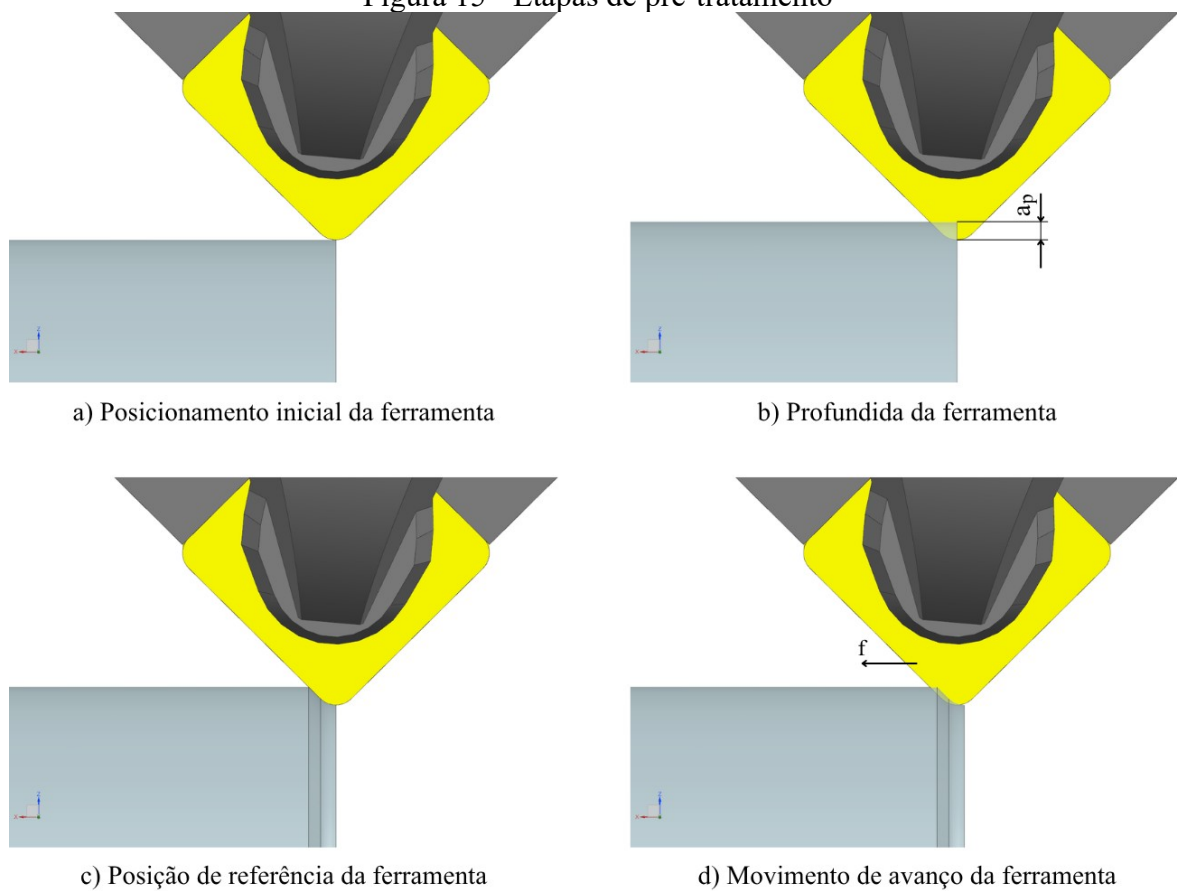
- d) Executa-se o movimento de avanço da ferramenta e determina-se a área superficial do contato (área de corte) no inserto.

Figura 14 - Visão lateral do posicionamento da ferramenta de corte



Fonte: Autor (2025)

Figura 15 - Etapas de pré-tratamento



Fonte: Autor (2025)

Após o pré-tratamento, para cada avanço, foram obtidos os valores das áreas da zona de corte por meio da ferramenta disponível no programa CAD, os quais estão apresentados na Tabela 4.

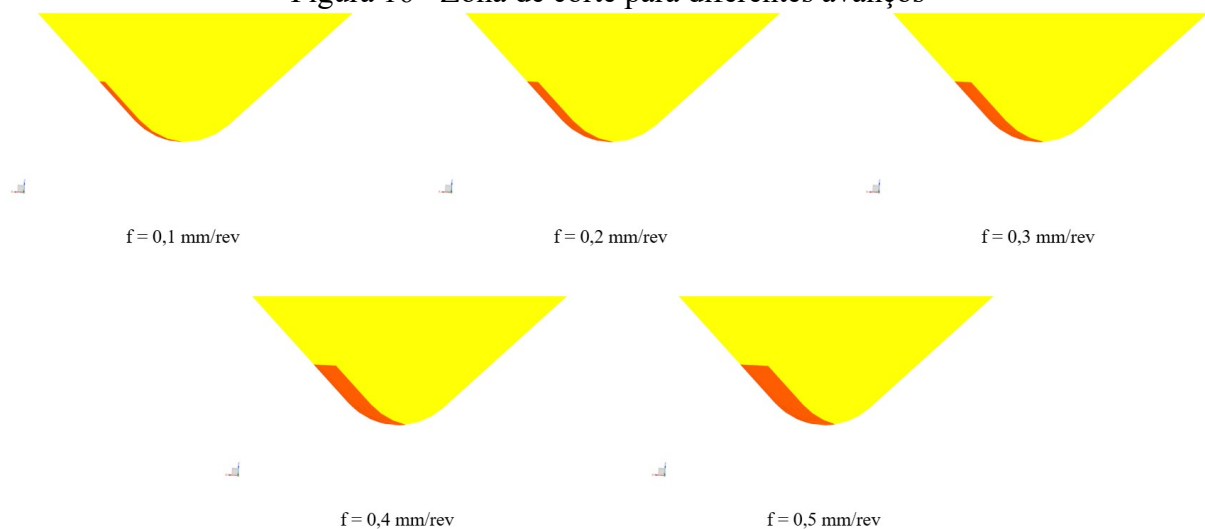
Tabela 4 - Áreas de corte estimadas para diferentes avanços

f [mm/rev]	Área de contato inserto/peça [mm <sup>2</sup> ]
0,1	0,10087
0,2	0,20153
0,3	0,30177
0,4	0,40138
0,5	0,50014

Fonte: Autor (2025)

A Figura 16 ilustra, em vermelho, as diferentes zonas de corte obtidas após a realização dos procedimentos de pré-tratamento.

Figura 16 - Zona de corte para diferentes avanços



Fonte: Autor (2025)

### 3.3 Definição dos parâmetros de simulação

As propriedades físicas do inserto, do revestimento, do calço, do porta-ferramenta e das zonas de contato entre os componentes foram determinadas a partir de diversos estudos presentes na literatura, sendo algumas estimadas através dos dados das mesmas.

#### 3.3.1 Propriedades do inserto

O material do inserto é o carboneto de tungstênio (WC-Co) com tamanhos de grãos de 1,2  $\mu\text{m}$  e 5% de Cobalto em peso. Muitos estudos apresentam parcialmente as propriedades necessárias para modelar o problema térmico para um material com tal composição. Sendo

assim, foram utilizados os valores obtidos no estudo de Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023) para um material contendo 6% de cobalto, em peso, e tamanho de grão de 1.22  $\mu\text{m}$ .

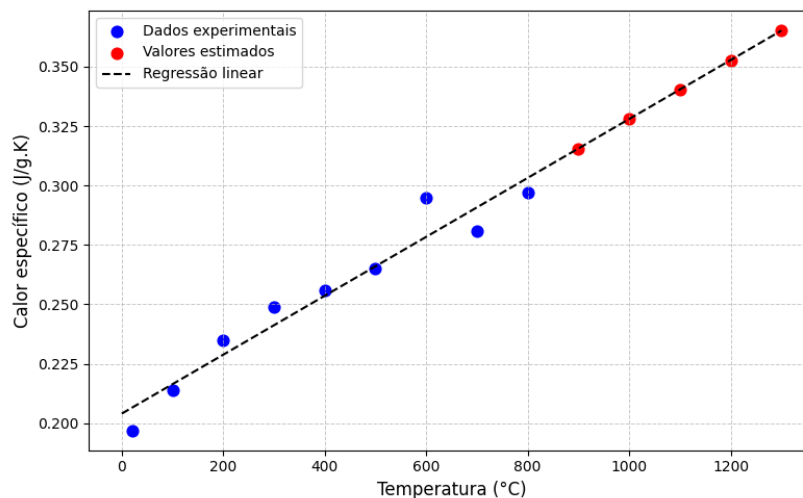
Com base na análise do estudo de Wang, Webb e Bitler (2015), é possível concluir que, as propriedades físicas do carboneto de tungstênio variam em um intervalo de valores para uma dada porcentagem de cobalto e um dado tamanho de grão. Conseqüentemente, pode-se inferir que é possível obter propriedades semelhantes para diferentes composições. Sendo assim, visto a pequena diferença na formulação do material a ser utilizado no experimento e aquele de referência para o cálculo das propriedades térmicas, tem-se que a extrapolação das propriedades físicas é admissível.

Na pesquisa de Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023), as propriedades do material foram analisadas no intervalo de 20°C à 800°C. Entretanto, visto que as temperaturas no processo de torneamento podem ultrapassar esse limite máximo, optou-se por ampliar a faixa das propriedades térmicas encontradas na literatura para intervalos superiores a 800°C.

Para estimar o calor específico ( $c_p$ ), os dados experimentais foram obtidos através da ferramenta de uso livre Engauge Digitizer, e em seguida foi realizado uma regressão linear definida pela Equação 12, para estimar os valores das propriedades no intervalo de 900°C à 1300°C. A Figura 17 mostra os dados experimentais, bem como os valores estimados através da regressão linear (Equação 12).

$$c_p = 1,24 \cdot 10^{-4} \cdot T + 0,204 \quad (12)$$

Figura 17 - Calor específico do inserto em função da temperatura



Fonte: Adaptado de Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023)

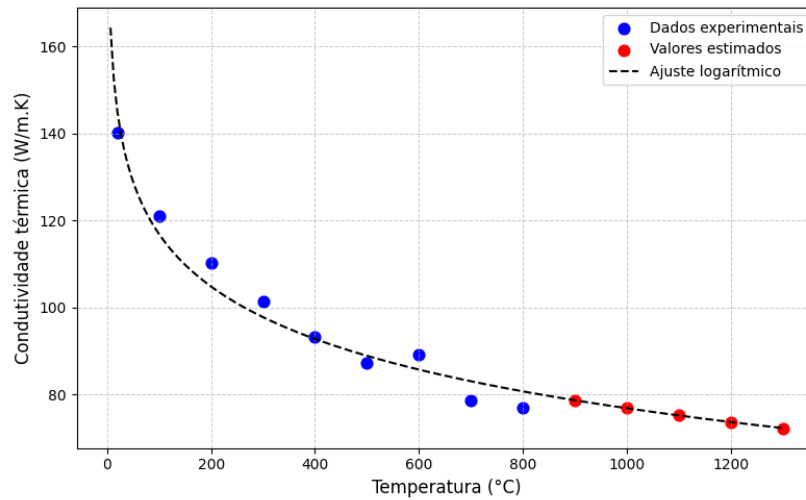
De maneira análoga foi determinado a condutividade térmica ( $\lambda$ ) do carboneto de tungstênio para temperaturas superiores a 800°C. Entretanto, para estimar os valores superiores

à 900°C foi realizado um ajuste logarítmico com os dados experimentais obtendo a Equação 13. Na Figura 18, está ilustrado os dados experimentais da condutividade térmica e os valores estimados através da Equação 13.

$$\lambda = 197 - 17,4 \cdot \ln(T) \quad (13)$$

Na Tabela 5 estão resumidas as propriedades térmicas do inserto ilustradas nas Figuras 15 e 16.

Figura 18 - Condutividade térmica do inserto em função da temperatura



Fonte: Adaptado de Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023)

Tabela 5 - Propriedades térmicas do inserto em função da temperatura

Temperatura [°C]	$c_p$ [J/kg.K]	$\lambda$ [W/m.K]
20	197	140,197
100	214	121,067
200	235	110,312
300	249	101,245
400	256	93,203
500	265	87,331
600	295	89,116
700	281	78,602
800	297	77,011

900	316	78,638
1000	328	76,805
1100	340	75,147
1200	353	73,633
1300	365	72,240

Fonte: Autor (2025)

Visto que será realizado apenas a simulação térmica do torneamento, resta definir a densidade do material. Esse parâmetro, assim como algumas propriedades mecânicas do inserto com 5% de Co, podem ser obtidos através da interpolação linear dos valores apresentados no estudo de Savinykh et al. (2018). Após os cálculos, obtém-se os valores definidos na tabela 6.

Tabela 6 - Propriedades mecânicas do inserto

E [MPa]	$\nu$ [-]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]
643500	0,21	14950

Fonte: Autor (2025)

### 3.3.2 Propriedades do revestimento

Os ensaios experimentais previstos utilizarão um revestimento denominado como Balinit Durana fabricado pela Oerlikon Balzers. Esse revestimento combina camadas de AlTiN (Nitreto de alumínio e titânio) e TiSiXN (Nitreto de titânio e silício), sendo uma camada externa de TiSiXN, devido sua resistência ao desgaste, e uma camada interna de AlTiN, devido sua boa ductibilidade, de acordo com Oerlikon Balzers (2025). A Figura 19 representa de forma esquemática a disposição das camadas do revestimento.

Figura 19 - Disposição das camadas do revestimento Balinit Durana



Fonte: Autor (2025)

As propriedades físicas do revestimento dependem da composição percentual dos elementos que compõem o material. Visto que essas proporções não são disponíveis para

consulta, foi adotado as propriedades térmicas, para a camada interna do revestimento (AlTiN), representadas na Tabela 7. A densidade considerada para o material é de  $1892 \text{ kg/m}^3$  (Zhao e Liu (2019, *apud* Zhao et al., 2020)).

Tabela 7 - Propriedades térmicas do AlTiN em função da temperatura

Temperatura [°C]	$c_p$ [J/kg.K]	$\lambda$ [W/m.K]
25	596,2	6,66
100	639,89	10,29
300	727,28	14,01
500	769,46	15,41
700	794,29	16,81
900	810,67	18,21

Fonte: Zhao et al. (2020)

Ao contrário dos estudos presentes na literatura sobre o AlTiN, as pesquisas desenvolvidas para o TiSiXN têm como foco as propriedades mecânicas do material. Visto que tal componente é utilizado no revestimento devido sua resistência mecânica e em razão da limitada disponibilidade de estudos acerca das suas propriedades térmicas, ele será desconsiderado nas simulações térmicas desenvolvidas no presente estudo.

### 3.3.3 Propriedades do porta-ferramenta

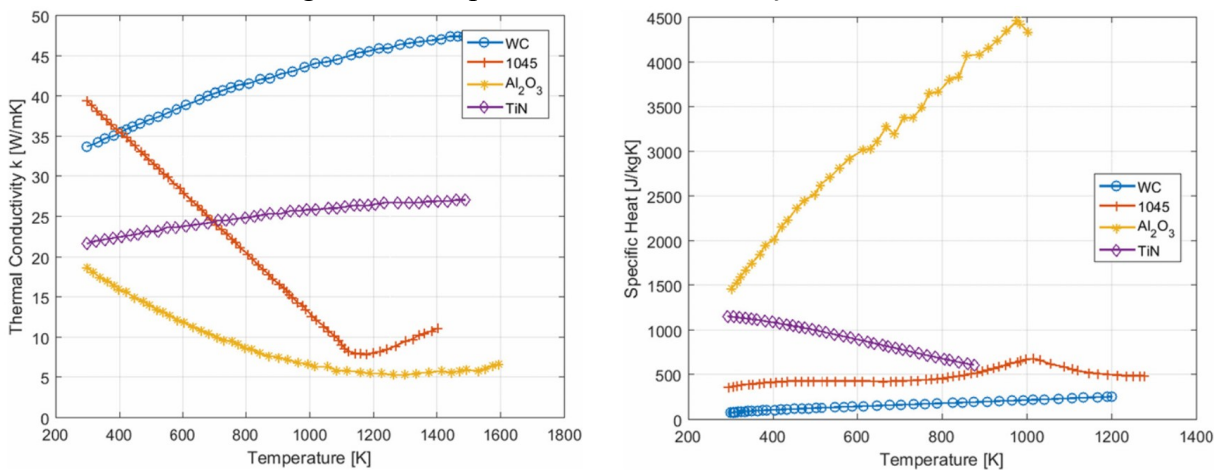
O porta-ferramenta utilizado no presente estudo é o da Sandvik Coromant e seu respectivo código ISO é CSDNN 2525M 12-4. Pelo catálogo da própria ferramenta, disponível no site da fabricante, não é possível definir o material de confecção do produto. Entretanto, tendo em vista que o porta-ferramenta não é o objeto de estudo do presente trabalho, tem-se que a exatidão na estimativa de suas propriedades não é indispensável. Sendo assim, tal como outros estudos, como os realizados por Corrêa, Ferreira e Silva (2022) e Sakkaki et al. (2019), será considerado o aço AISI 1045 como sendo seu material.

O aço AISI 1045 é um aço de médio teor de carbono amplamente empregado na indústria mecânica, sendo utilizado na fabricação de eixos, virabrequins, parafusos, porcas, engrenagens, fusos, catracas e entre outros componentes. Esse material possui boa tenacidade e boa resistência mecânica, com módulo de resistência à tração variando na faixa de 570 a 700 MPa e dureza entre 170 e 210 HB. Para ajustar suas propriedades às exigências de cada

aplicação específica, são comumente usados tratamentos térmicos como a têmpera, o revenimento e a normalização.

Para estabelecer as propriedades térmicas de tal material foi utilizado a pesquisa de Corrêa, Ferreira e Silva (2022), na qual foi realizado um ajuste das propriedades térmicas de alguns materiais em função da temperatura. Por meio da digitalização da Figura 20 foram estabelecidas as propriedades térmicas para o porta-ferramenta apresentadas na Tabela 8.

Figura 20 - Propriedades térmicas do aço AISI 1045



a) Condutividade térmica em função da temperatura.

b) Calor específico em função da temperatura.

Fonte: Corrêa, Ferreira e Silva (2022)

Tabela 8 - Propriedades térmicas do porta-ferramenta em função da temperatura

Temperatura [°C]	$c_p$ [J/kg.K]	$\lambda$ [W/m.K]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]
20	357,39	39,55	
100	411,4	36,39	
200	414,71	32,65	7850
300	428,5	28,81	
400	428,31	25,18	

Fonte: Autor (2025)

Pela Figura 20, é possível observar que o comportamento do aço AISI 1045 possui um comportamento linear dentro do intervalo de temperatura analisado (20°C a 400°C). Ao realizar

a regressão linear dos dados definidos na Tabela 8 é obtido as Equações 14 e 15 que definem a propriedade do material na faixa de temperatura analisada.

$$c_{p_{AISI\ 1045}} = 0.161 \cdot T + 375.18 \quad (14)$$

$$\lambda_{AISI\ 1045} = -0.038 \cdot T + 40.23 \quad (15)$$

### 3.3.4 Propriedades do calço

Na literatura, são encontrados diferentes métodos para modelar as propriedades físicas dos componentes do processo de torneamento, sobretudo, do calço. Existem estudos, tal como o de Corrêa, Ferreira e Silva (2022) e de Carvalho (2005), que consideram o mesmo material do porta-ferramenta, para modelar o comportamento do calço. Em Carvalho (2005), tal escolha foi baseada devido às informações obtida da própria fabricante dos equipamentos de usinagem. Entretanto, existem outros estudos que consideram que o inserto e o calço possuem o mesmo comportamento físico, tais como nas pesquisas de Mathieu et al. (2015) e Ghani, Abukhshim e Sheikh (2008).

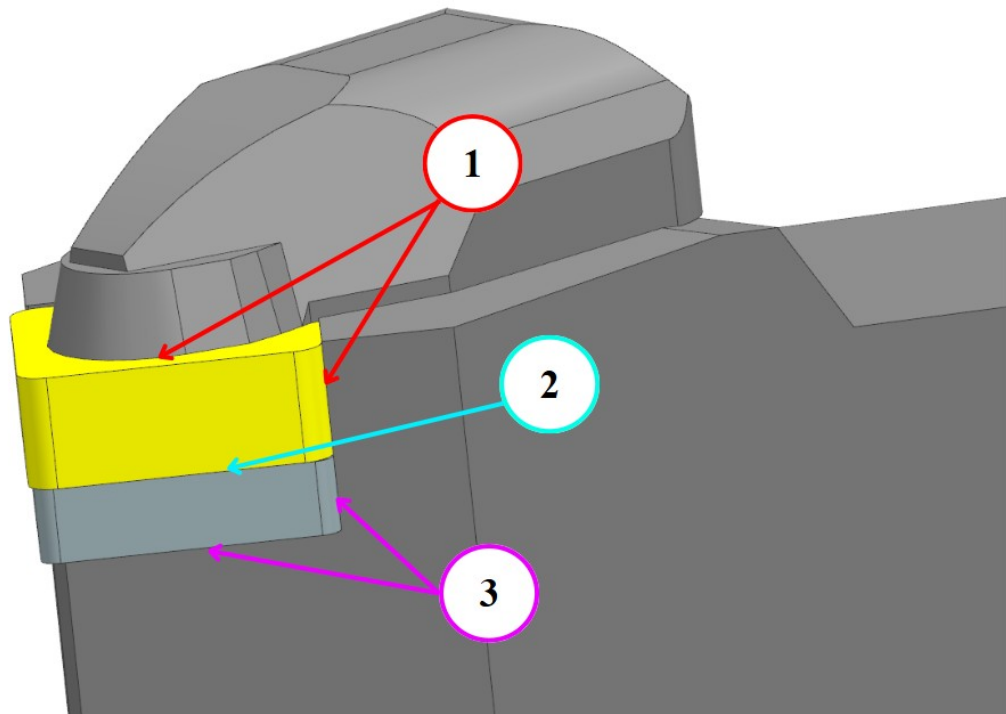
Apesar de haver muitas pesquisas que investiguem a influência do material do calço na vibração durante o processo de torneamento, por exemplo em Mevada et al. (2018), observa-se um número limitado de estudos voltados à sua influência térmica. Sendo assim, visto que a análise vibratório foge do escopo do presente trabalho, será considerado que o calço possui o mesmo material que o porta-ferramenta, uma vez que ele é da mesma fabricante dos ferramentais utilizados no estudo de Carvalho (2005).

### 3.3.5 Definição das resistências de contato

Um dos fatores importantes a serem considerados na modelagem do processo de torneamento é a resistência térmica de contato entre os componentes. Esse aspecto foi estudado por Sakkaki (2019), que simulou o torneamento para diferentes valores desse parâmetro. Os resultados obtidos mostram diferenças significativas nos gradientes de temperatura entre os casos analisados, bem como na dissipação de calor do inserto. Tal estudo reforça, portanto, a importância em determinar precisamente as condições de contato para modelar adequadamente o comportamento deste processo de usinagem.

Dessa forma, optou-se por modelar três zonas distintas de contato: inserto/porta-ferramenta (zona 1), inserto/calço (zona 2) e calço/porta-ferramenta (zona 3), conforme mostrado na Figura 21.

Figura 21 - Zonas de contato modeladas nas simulações térmicas



Fonte: Autor (2025)

No estudo de Mondelin et al. (2013), foi determinado a resistência de contato das zonas 1 e 2 (ver Figura 21), por meio de experimentos de calibração utilizando um inserto de carboneto de tungstênio com 6% de Co, em peso, sem revestimento. Para tal, foram realizados ajustes nos valores da condutância entre as regiões, de modo a adaptar os resultados das simulações numéricas aos resultados experimentais. Em seguida, diversas análises foram conduzidas para validar o valor estipulado a diversos ciclos térmicos.

É importante ressaltar que a definição de propriedades de contato são difíceis de serem estimadas. No próprio estudo de Mondelin et al. (2013), o autor evoca as dificuldades em determinar tal parâmetro, sobretudo, em razão de depender da rugosidade superficial e devido à heterogeneidade do próprio contato ao longo da superfície. Já na obra de Carvalho (2005), outros pontos são citados, como a pressão de contato, a forma dos componentes e a intensidade da taxa de transferência de calor. Visto tais dificuldades, optou-se por adotar o mesmo valor de resistência térmica encontrada em Mondelin et al. (2013), mesmo que as condições experimentais sejam diferentes. Os valores utilizados estão representados na Tabela 9.

Para a zona 3, assim como no estudo de Carvalho (2005), será considerado a presença de uma fina camada de ar. Em sua pesquisa, o autor constatou que ao considerar a presença de ar entre os componentes em simulações numéricas, era obtido uma diferença de 0,8% no valor da temperatura no interior do inserto, em comparação aos resultados experimentais. Mesmo

que tenha sido relatado disparidades maiores à 8% em outras regiões, pode-se considerar que tal consideração é válida visto a precisão em estimar a temperatura do objeto principal de estudo.

Na realização de seu experimento, Carvalho (2005) mediu que o espaçamento médio entre os componentes (inserto, calço e porta-ferramenta) era de aproximadamente 10  $\mu\text{m}$ . Tem-se que a condutividade do ar ( $\lambda_{ar}$ ) é de  $26,3 \cdot 10^{-3} \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  (Incropera et al., 2006), então, a resistividade térmica da fina película de ar pode ser determinada pela Equação 16, onde  $\Delta x$  é a distância entre os componentes.

$$R_{ar} = \frac{\Delta x}{\lambda_{ar}} = \frac{10 \cdot 10^{-6}}{26,3 \cdot 10^{-3}} = 3,8 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2 \cdot \text{K}/\text{W} \quad (16)$$

Logo,

$$h_{ar} = \frac{1}{R_{ar}} = \frac{1}{3,8 \cdot 10^{-4}} = 2631,58 \text{ W}/\text{m}^2 \cdot \text{K} \quad (17)$$

A Tabela 9 resume todos os valores utilizados como coeficiente de transferência térmica de contato entre as zonas definidas na Figura 21.

Tabela 9 - Resistência térmica de contato entre componentes

Zona de contato	Resistência térmica de contato [ $\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$ ]
1	
2	1587,30
3	2631,58

Fonte: Autor (2025)

### 3.3.6 Coeficiente de convecção

O coeficiente de convecção define a taxa de transferência de calor entre uma superfície e o ambiente na qual ela está inserida. Este parâmetro depende de inúmeros fatores, tais como a temperatura relativa entre a superfície e o ambiente, a condutividade térmica do meio, a viscosidade do fluido, comprimento/área da superfície e entre outros.

Durante o processo de torneamento, nota-se a presença de um gradiente de temperatura significativo no sistema (inserto, calço e porta-ferramenta) que evolui ao longo do torneamento em razão do aumento da temperatura das superfícies. Por consequência, o coeficiente de convecção varia diferentemente em cada região das superfícies do sistema.

No estudo de Carvalho (2005), foi analisada a influência do coeficiente de convecção aplicado na interface ferramenta-cavaco sobre a temperatura máxima atingida em simulações numéricas. Para isso, o coeficiente nessa região foi variado entre  $12 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$  e  $24 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ , a qual corresponde às condições de convecção para temperaturas entre  $50^\circ\text{C}$  a  $900^\circ\text{C}$ . Os resultados obtidos para as diferentes condições de troca de calor apresentaram baixas discrepâncias, indicando que esse parâmetro possui baixa influência na temperatura global do sistema e que não há necessidade de levar em consideração a sua evolução durante o processo de simulação.

Sendo assim, visto que o processo de torneamento a seco ocorre em ambientes em que o ar não apresenta velocidade significativa, optou-se por adotar um coeficiente de convecção fixo e igual à  $10 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ , caracterizando uma convecção natural para todas as superfícies expostas do sistema.

### **3.3.7 Criação da malha**

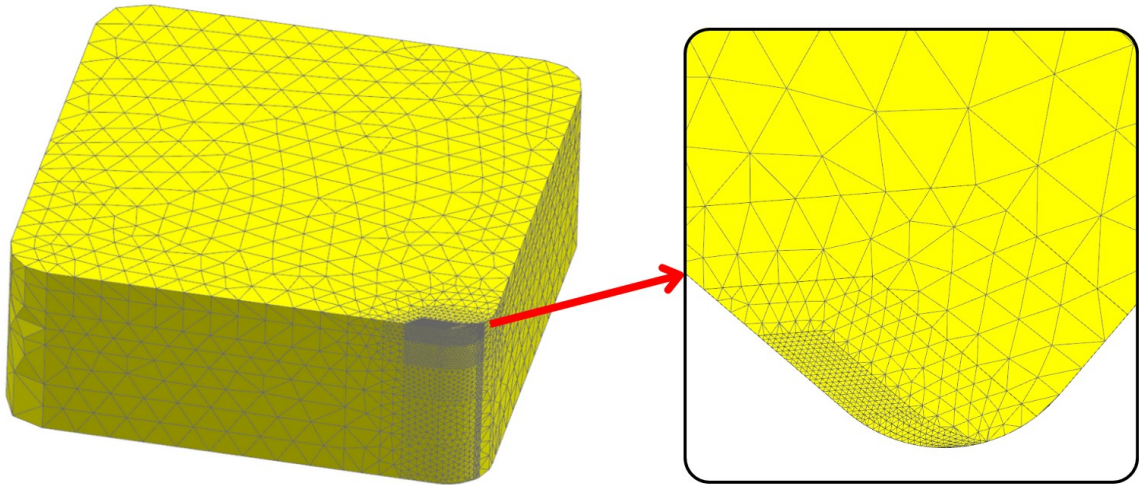
O método dos elementos finitos consiste em discretizar o domínio espacial através de pequenos elementos geométricos que descrevem um comportamento físico através de equações matemáticas. Essas equações dependem da problemática a ser analisada, por exemplo, a lei de Fourier para problemas térmicos e a equação de Navier-Stokes para o escoamento de fluídos.

Para o modelo térmico, a discretização do domínio físico foi realizada através de elementos tetraédricos lineares. Tal geometria foi escolhida devido possuir uma maior facilidade para captar os detalhes das zonas de corte.

Para aumentar a eficiência do cálculo numérico, tem-se que é necessário reduzir a quantidade de nós presentes no modelo, mantendo a precisão dos resultados. Sendo assim, é necessário que em zonas onde haja gradientes elevados, um maior número de elementos seja utilizado, e em regiões onde há gradientes menos abruptos, uma malha mais grossa é preferível.

Dessa forma, visto que a região próxima à área de corte é uma zona com gradientes térmicos elevados, tem-se que uma malha mais refinada deve ser utilizada para discretizar o domínio localmente. Para tal, o inserto foi subdividido em diversas partes para permitir uma transição de uma malha densa para uma malha grosseira. Após a criação da malha do inserto obteve-se a discretização espacial dada pela Figura 22.

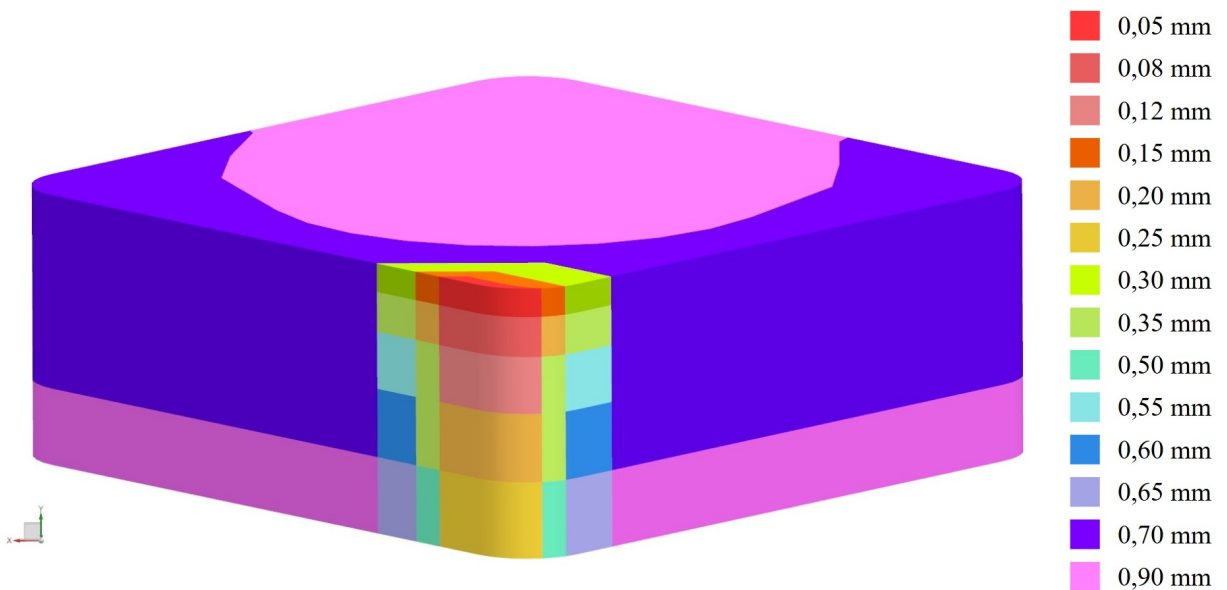
Figura 22 - Malha tetraédrica utilizada para discretização do inserto



Fonte: Autor (2025)

O tamanho de cada elemento usado na malha do domínio é mostrado na Figura 23.

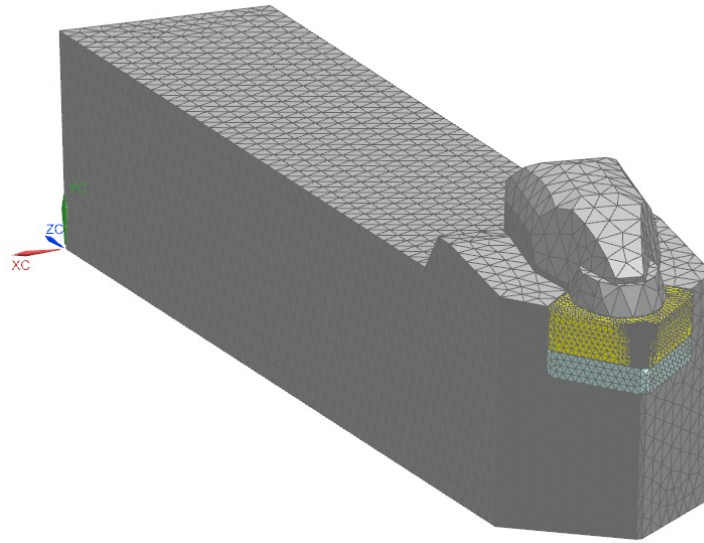
Figura 23 - Tamanho dos elementos na malha do inserto



Fonte: Autor (2025)

Tendo em vista que o calço e o porta-ferramenta não apresentam gradientes elevados e não são objetos de estudo do presente trabalho, utilizou-se uma malha mais grossa para ambos componentes, respectivamente, com tamanho de elementos de 1 mm e 2,6 mm. A malha global do sistema é mostrada na Figura 24.

Figura 24 - Malha global do sistema



Fonte: Autor (2025)

A Tabela 10 mostra a quantidade de nós e elementos presentes na malha de cada um dos componentes.

Tabela 10 - Quantidade de elementos e nós na malha de cada componente modelado

<b>Componente</b>	<b>Quantidade de elementos</b>	<b>Quantidade de nós</b>
Inserto	50676	10040
Calço	3088	830
Porta-ferramenta	27107	6038
<b>Total</b>	<b>80871</b>	<b>16908</b>

Fonte: Autor (2025)

### 3.4 Hipóteses de simulação

Para simplificar as simulações térmicas desenvolvidas no presente estudo, foi adotado um conjunto de hipóteses de simulação apresentadas a seguir:

- Fluxo de calor com aplicação uniforme sobre a área de corte (zona em vermelho representada na Figura 16 para cada avanço) e com valor constante com duração igual ao tempo de usinagem;
- Considera-se uma temperatura do ar uniforme e constante sobre todas superfícies expostas da ferramenta;
- A irradiação térmica dos componentes são consideradas nulas;

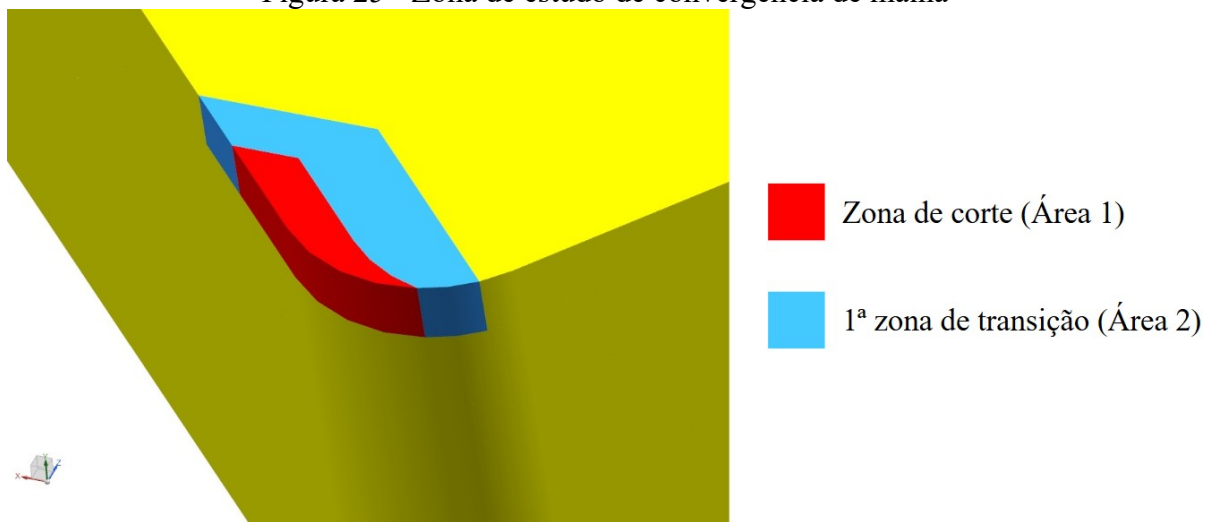
- A presença do revestimento não altera a potência de usinagem;
- A camada de revestimento composta pelo nitreto de titânio e silício (TiSiXN) não é considerada no estudo térmico;
- O contato entre o revestimento e o substrato é considerado perfeito.

## 4 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

### 4.1 Estudo de malha

A primeira etapa realizada foi realizar um estudo de convergência de malha, no qual buscou-se validar a confiabilidade dos valores estimados de temperatura para a malha definida (ver Figura 24). Para tal, variou-se o tamanho dos elementos da zona de corte e da primeira zona de transição conforme ilustrado na Figura 25. Ressalta-se que foi utilizado uma potência arbitrária de 4,69 W para realizar o estudo de convergência de malha.

Figura 25 - Zona de estudo de convergência de malha



Fonte: Autor (2025)

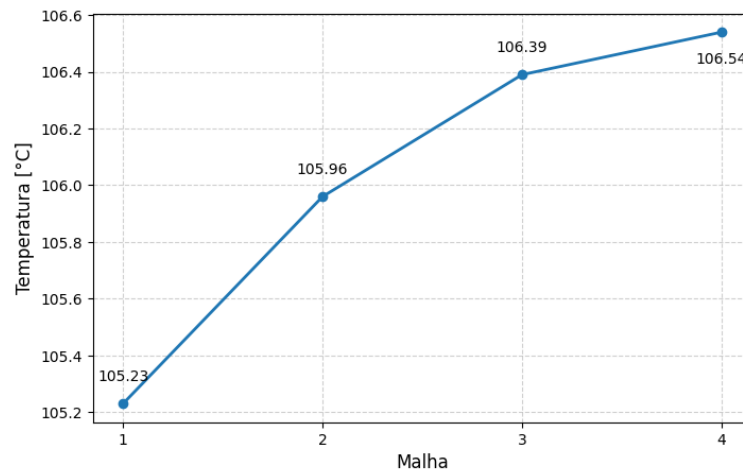
É importante ressaltar que o estudo de malha é limitado por dois fatores, sendo eles: pequenas dimensões da zona de corte o que impede a utilização de elementos relativamente muito grandes e a capacidade de cálculo computacional que impede o uso de malhas com elevado refinamento. A Tabela 11 mostra os tamanhos dos elementos utilizados para as diferentes malhas testadas. Ressalta-se que a malha 2 é a malha de referência (ver Figura 22). As temperaturas obtidas para cada uma das malhas estão ilustradas na Figura 26.

Tabela 11 - Tamanho dos elementos no estudo de convergência de malha

	Malha 1	Malha 2	Malha 3	Malha 4
Malha área 1 [mm]	0,02	0,05	0,05	0,1
Malha área 2 [mm]	0,08	0,15	0,08	0,15

Fonte: Autor (2025)

Figura 26 - Temperatura máxima em função do refinamento da malha



Fonte: Autor (2025)

Pela análise da Figura 26, nota-se que com o refinamento da malha, sobretudo da zona de corte (área 1), ocorre a diminuição dos valores da temperatura máxima obtida. Observa-se que as variações de temperatura, em relação à malha de referência (malha 2), são inferiores à 0,7%, evidenciando a convergência de malha. Visto as pequenas diferenças de resultado obtidas entre as diferentes discretizações, foi considerado para realizar o estudo térmico, a malha 2.

## 4.2 Cálculo da potência de usinagem

Para calcular a potência aplicada à zona de corte foi apresentado dois métodos diferentes. O primeiro deles consiste em calcular as forças de usinagem pela fórmula de Kienzle e determinar a potência aplicada na zona de corte pela repartição de energia global de calor. Já o segundo método, denominado como modelo de Astakhov (2010) no presente estudo, permite calcular a potência de usinagem na interface cavaco-inserto. Será realizada a confrontação entre ambos os métodos, a fim de verificar qual deles se mostra mais adequado para a presente análise.

### 4.2.1 Cálculo da potência de usinagem: modelo de Kienzle

Para calcular a potência de corte pelo modelo de Kienzle é necessário determinar a força de corte, definida pela Equação 3. Para tal, deve-se calcular a pressão específica de corte ( $k_s$ ), definida pela Equação 4. Nessa equação, o único parâmetro que não depende ser calculado experimentalmente é a espessura de corte, a qual pode ser determinada através da Equação 5. Tem-se que o parâmetro  $\kappa_r$ , refere-se ao ângulo de posição principal da ferramenta, para o caso analisado  $\kappa_r = 45^\circ$ , logo obtém-se os resultados da espessura de corte mostrados na Tabela 12.

Tabela 12 - Espessura de corte em função da velocidade de avanço

f [mm/rev]	Espessura de corte (h) [mm]
0,1	0,0707
0,2	0,1414
0,3	0,2121
0,4	0,2828
0,5	0,3536

Fonte: Autor (2025)

Tendo que a peça usinada é fabricada em aço AISI 1045, pela Tabela 2 pode-se determinar os parâmetros experimentais da equação de Kienzle, sendo  $k_{s1}=222 \text{ kg/mm}^2$  e  $1-Z=0,86$ . Logo, pela Equação 4, pode-se calcular a pressão específica de corte para cada um dos avanços.

Em seguida, as forças e a potência usinagem podem ser calculadas através das Equações 3 e 7, respectivamente. Os valores das forças obtidas são apresentados na Tabela 13. É válido ressaltar que as demais componentes da força de usinagem foram obtidas pela razão definida na Equação 6.

Tabela 13 - Forças e potência de usinagem em função do avanço para o modelo de Kienzle

f [mm/rev]	Força de corte [N]	Força passiva [N]	Força de avanço [N]	Potência de usinagem total [W]
0,1	318,31	176,84	70,74	1326,31
0,2	577,15	320,64	128,26	2404,80
0,3	816,53	453,63	181,45	3402,22
0,4	1043,19	579,55	231,82	4346,60
0,5	1259,88	699,93	279,97	5249,51

Fonte: Autor (2025)

Após calcular a potência total de usinagem, pode-se calcular o fluxo de calor transmitido ao inserto. Considerando os critérios estabelecidos na Tabela 2, será considerado que apenas 2,1% da potência usinagem é efetivamente transmitida à ferramenta. A Tabela 14 apresenta o fluxo de calor no inserto para cada velocidade de avanço para o modelo de Kienzle.

Tabela 14 - Fluxo de calor estimado no inserto para o modelo de Kienzle

f [mm/rev]	Potência efetiva de corte [W]
0,1	27,85
0,2	50,50
0,3	71,45
0,4	91,28
0,5	110,24

Fonte: Autor (2025)

#### 4.2.2 Cálculo da potência de usinagem: modelo de Astakhov (2010)

O método de Astakhov (2010) consiste em calcular a potência de corte de acordo com as condições no processo de torneamento. Em outras palavras, a espessura real do cavaco não cortado no plano perpendicular à direção do escoamento do cavaco ( $t_{1T}$ ) e a largura real do cavaco não cortado na direção perpendicular ao escoamento e à espessura do cavaco ( $b_{1T}$ ) são calculados de maneiras distintas, conforme critérios de configuração dependentes dos parâmetros ilustrados na Figura 7. Dentre os quatro critérios propostos por Astakhov (2010), o processo de torneamento, estudado no presente trabalho, se enquadra na primeira configuração, definida pelas Equações 18 e 19.

$$a_p \geq r_n (1 - \cos(\kappa_r))$$

$$1 \geq 1,2 (1 - \cos(45^\circ)) \quad (18)$$

$$1 \text{ mm} \geq 0,351 \text{ mm}$$

$$f \leq 2 \cdot r_n \cdot \text{sen}(\kappa_{r1})$$

$$f_{max} \leq 2 \cdot r_n \cdot \text{sen}(\kappa_{r1}) \quad (19)$$

$$0,5 \leq 2 \cdot 1,2 \cdot \text{sen}(45^\circ)$$

$$0,5 \text{ mm} \leq 1,697 \text{ mm}$$

Uma vez que a Equação 19 é verificada para o valor máximo de avanço, conclui-se que, para os valores inferiores de avanço, ela será verificada. Logo, o cálculo de  $t_{1T}$  e  $b_{1T}$  é realizado, respectivamente, pelas Equações 20 e 21.

$$t_{1T} = \frac{f}{c_1} \operatorname{sen} \left( \arctan \left( \frac{c_1}{[1 - e_1(1 - \cos(\kappa_r))] \cdot \cot(\kappa_r) + e_1(\operatorname{sen}(\kappa_r) + g_1)} \right) \right) \quad (20)$$

$$b_{1T} = \frac{c_1 \cdot a_p}{\operatorname{sen} \left( \arctan \left( \frac{c_1}{[1 - e_1(1 - \cos(\kappa_r))] \cdot \cot(\kappa_r) + e_1(\operatorname{sen}(\kappa_r) + g_1)} \right) \right)} \quad (21)$$

Onde,  $e_1$ ,  $g_1$  e  $c_1$  são definidos pelas Equações 22, 23 e 24.

$$e_1 = \frac{r_n}{t_1} \quad (22)$$

$$g_1 = \frac{f}{2r_n} \quad (23)$$

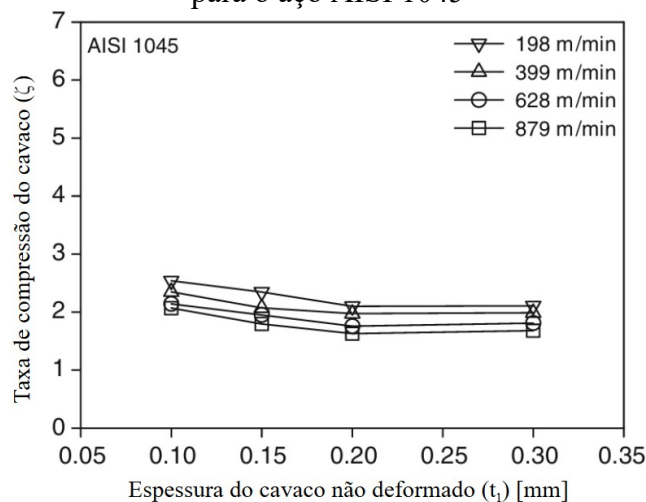
$$c_1 = 1 - e_1(1 - \sqrt{1 - g_1^2}) \quad (24)$$

O parâmetro  $t_1$  refere-se à espessura do cavaco não deformado e é definido segundo a Equação 25.

$$t_1 = f \cdot \operatorname{sen}(\kappa_r) \quad (25)$$

Antes de calcular analiticamente os coeficientes do modelo de Astakhov (2010), deve-se estipular um valor para a taxa de compressão do cavaco. Considerando que tal parâmetro é determinado experimentalmente, foram consideradas as curvas da taxa de compressão do cavaco em função da espessura do cavaco não deformado, ilustradas na Figura 27, para o cálculo de  $\zeta$  para as condições de corte estudadas.

Figura 27 - Taxa de compressão do cavaco em função da espessura do cavaco não deformado para o aço AISI 1045



Fonte: Adaptado de Iqbal, Mativenga e Sheikh (2009)

Após a digitalização das curvas de velocidade de 198 m/min e 399 m/min apresentadas na Figura 27, foi realizada uma interpolação linear para adaptar os dados à velocidade de corte a ser utilizada no experimento (250 m/min). Os valores obtidos são mostrados na Tabela 15.

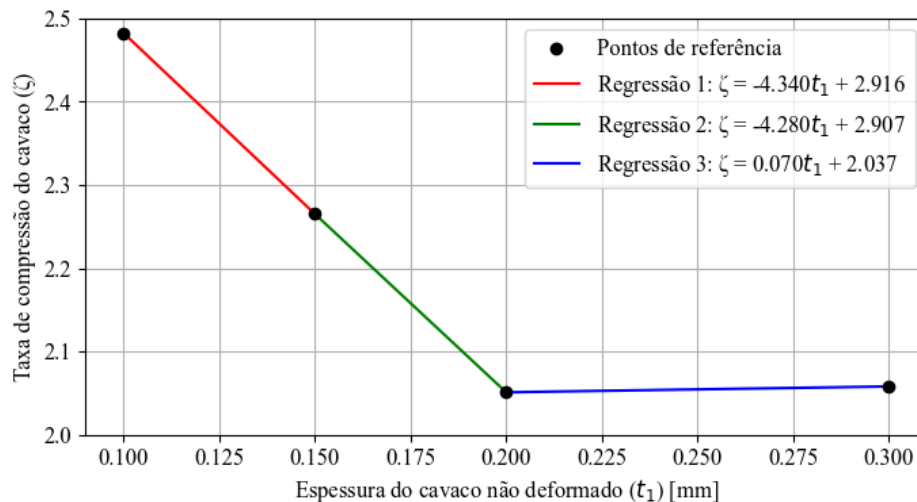
Tabela 15 - Taxa de compressão do cavaco em função da espessura do cavaco não deformado para velocidade de corte de 250 m/min para o aço AISI 1045

Espessura do cavaco não deformado [mm]	Taxa de compressão do cavaco ( $\zeta$ )
0,10	2,482
0,15	2,265
0,20	2,051
0,30	2,058

Fonte: Autor (2025)

Ao realizar a regressão linear entre pontos consecutivos apresentados na Tabela 15, obtêm-se as equações lineares ilustradas na Figura 28. Dada a dependência da taxa de compressão do cavaco em relação à espessura do cavaco não deformado, as respectivas regressões lineares foram utilizadas para calcular os valores de  $t_1$  correspondentes a cada avanço. É válido de nota que os pontos situados fora do intervalo [0,1; 0,3], terão suas taxas de compressão de cavaco estimadas pelas regressões 1 ou 3, conforme o intervalo mais próximo.

Figura 28 -Taxa de compressão do cavaco em função da espessura do cavaco não deformado para velocidade de corte de 250 m/min



Fonte: Autor (2025)

Após calcular todos os coeficientes do modelo de Astakhov (2010), obtêm-se, através da Equação 9, a potência na interface ferramenta-cavaco. Os valores obtidos para os principais

coeficientes abordados, bem como da potência na interface ferramenta-cavaco, estão ilustrados na Tabela 16.

Tabela 16 - Parâmetros do modelo de Astakhov (2010) e potência na interface ferramenta-cavaco para diferentes velocidades de avanço

f [mm/rev]	$t_1$ [mm]	$\zeta$ [-]	$t_{1T}$ [mm]	$b_{1T}$ [mm]	$l_c$ [mm]	$\tau_c$ [MPa]	$P_{FR}$ [W]
0,1	0,071	2,609	0,011	8,792	0,048		123,81
0,2	0,141	2,302	0,038	5,311	0,132		232,61
0,3	0,212	2,052	0,072	4,161	0,212	183,966	329,40
0,4	0,283	2,057	0,111	3,590	0,329		439,73
0,5	0,354	2,062	0,154	3,248	0,456		550,32

Fonte: Autor (2025)

Diferentemente dos valores reportados na Tabela 1, relativos à repartição da potência global de usinagem entre os componentes, tem-se que a  $P_{FR}$  se refere à potência gerada na superfície de saída da ferramenta. De acordo com Wright et al. (1980, *apud* Akbar, Mativenga e Sheikh, 2010) 10% a 20% do calor gerado na interface ferramenta-cavaco flui para o inserto.

Sendo assim, ao considerar uma repartição de calor de 10% obtém-se as potências efetivas de corte apresentadas na Tabela 17.

Tabela 17 - Fluxo de calor estimado no inserto para o modelo de Astakhov (2010)

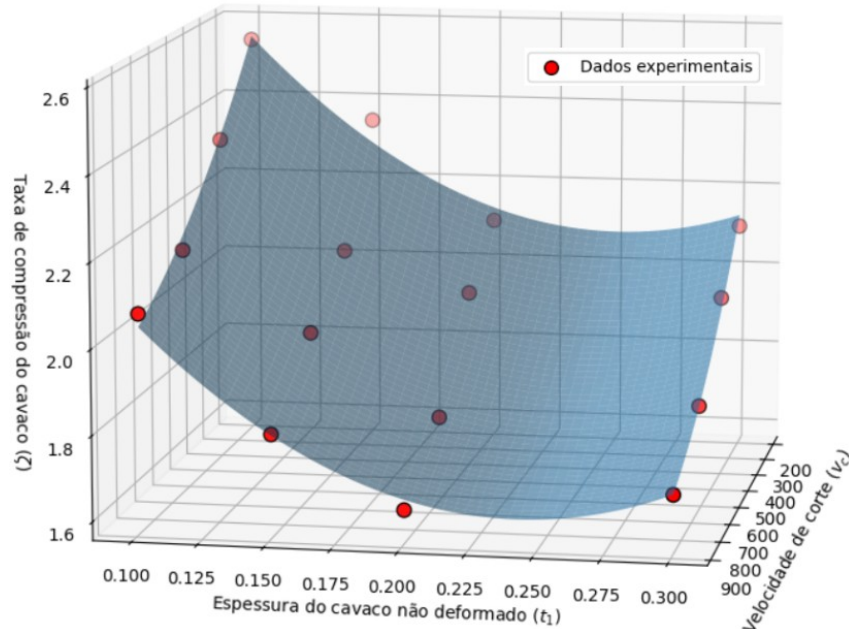
f [mm/rev]	Espessura do cavaco não deformado ( $t_1$ ) [mm]	Potência efetiva de corte [W]
0,1	0,071	12,38
0,2	0,141	23,26
0,3	0,212	32,94
0,4	0,283	43,97
0,5	0,354	55,03

Fonte: Autor (2025)

Embora os resultados da Tabela 17 tenham sido obtidos por meio da interpolação linear dos dados da Figura 27, um cálculo alternativo poderia ter sido realizado por meio de um gráfico

de superfície ilustrado na Figura 29. Este segundo método permite a determinação direta da taxa de compressão do cavaco através da equação da superfície representada na Equação 26.

Figura 29 - Gráfico de superfície da taxa de compressão do cavaco em função de  $v_c$  e  $t_1$  para o aço AISI 1045



Fonte: Adaptado de de Iqbal, Mativenga e Sheikh (2009)

$$\zeta(v_c, t_1) = 4.859 \cdot 10^{-7} \cdot v_c^2 + 20.737 \cdot t_1^2 + 5.465 \cdot 10^{-4} \cdot v_c \cdot t_1 - 1.329 \cdot 10^{-3} \cdot v_c - 10.493 \cdot t_1 + 3.625 \quad (26)$$

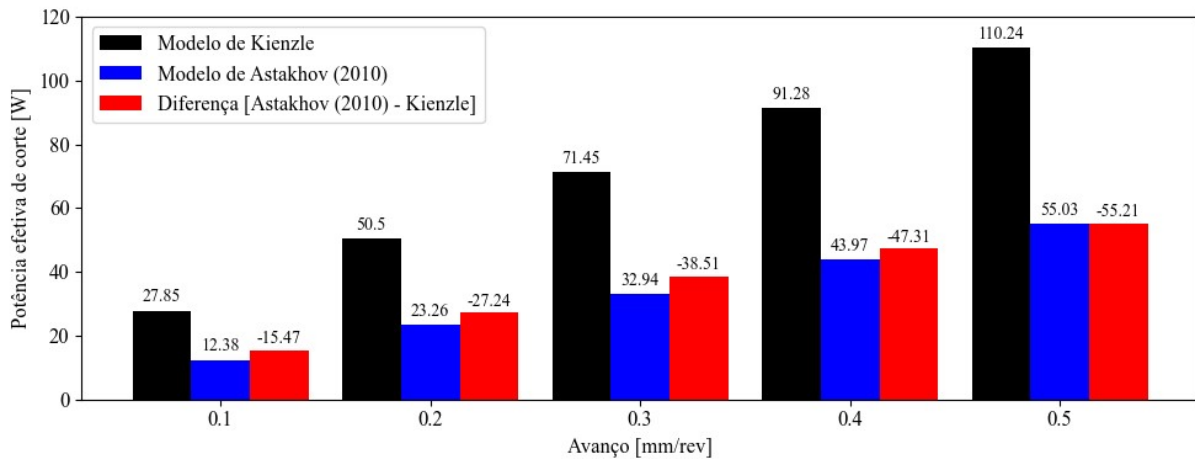
#### 4.2.3 Comparação das potências: modelo de Kienzle e de Astakhov (2010)

O modelo de Kienzle é utilizado para o cálculo das forças de usinagem. Entretanto, no presente documento, a denominação modelo de Kienzle refere-se à sua aplicação em conjunto com um fator de repartição de calor global para determinar a potência efetiva aplicada à zona de corte. De maneira análoga, o modelo proposto por Astakhov (2010), empregado para estimar a potência gerada na interface de diversas zonas, é considerada no presente estudo como sendo a associação da potência na interface ferramenta-cavaco com um fator de repartição local de calor, permitindo estimar a potência incidente sobre a pastilha de corte.

Ao comparar as potências efetivas calculadas pelo modelo de Kienzle e o modelo de Astakhov (2010), observa-se que as potências do primeiro modelo são superiores ao segundo, conforme ilustrado na Figura 30. Tem-se que o modelo de Kienzle é aproximadamente o dobro da potência estimada pelo método de Astakhov (2010). A discrepância observada entre os

modelos pode ser justificada pela repartição de 2,1% de calor considerada para calcular a potência na zona de corte para o modelo de Kienzle.

Figura 30 - Comparação da potência efetiva de corte entre o modelo de Kienzle e de Astakhov (2010)



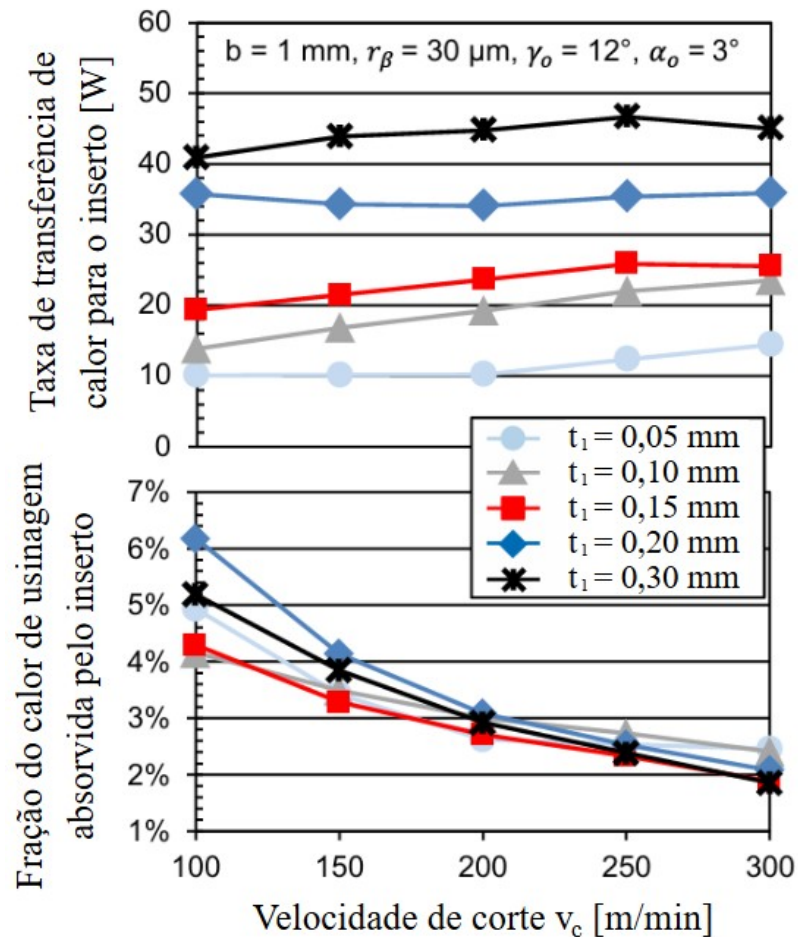
Fonte: Autor (2025)

Com o objetivo de determinar qual modelo apresenta melhor aproximação com dados de outras pesquisas, foi considerado o estudo de Puls, Klocke e Veselovac (2016). Os autores determinaram, através de simulações numéricas do torneamento ortogonal do aço AISI 1045, a potência térmica transferida para a pastilha de corte a partir do cálculo da energia térmica de cada elemento da malha do inserto em cada passo da simulação. As deformações plásticas do material usinado foram modeladas por meio da técnica Euleriana-Lagrangiana acoplada, enquanto que o comportamento do aço foi modelado pelo modelo de Johnson-Cook. Para validar o modelo numérico, ensaios experimentais foram realizados sob as mesmas condições de corte das simuladas de forma a comparar as forças de usinagem obtidas pela simulação numérica e as forças medidas experimentalmente. Os resultados numéricos apresentaram boa compatibilidade com os dados experimentais, sobretudo para a força de corte.

A Figura 31 mostra a taxa de transferência de calor e a fração de calor global de usinagem absorvida pela pastilha de corte calculado no estudo de Puls, Klocke e Veselovac (2016). Pela análise da Figura 31, constata-se que o aumento da velocidade de corte reduz a fração do calor de usinagem absorvida pelo inserto. Essa redução é justificada pelo aumento da potência térmica global do sistema, o que, em termos de proporcionais, diminui a parcela da potência térmica global transferida para a ferramenta. Ainda que essa fração reduza, a temperatura desenvolvida no processo tende a aumentar, visto que o produto dessa porcentagem pela potência global de usinagem resulta em valores absolutos maiores.

Observa-se que a repartição de 10% de calor adotada para calcular a potência efetiva de corte do modelo de Astakhov (2010) (ver Tabela 17), resulta em potências efetivas que possuem ordens de grandeza coerentes com os dados reportados no estudo de Puls, Klocke e Veselovac (2016) durante a usinagem do aço AISI 1045 para uma velocidade de corte de 250 m/min, apresentados na Figura 31. Observa-se que, para  $t_1 = 0,3$  mm, a taxa de transferência de calor estimada pelo estudo Puls, Klocke e Veselovac (2016) é de aproximadamente 48 W (ver Figura 31). Já para o modelo de Astakhov (2010), considerando  $t_1 = 0,354$  mm, a potência estimada é de 55,03 W, resultado que acompanha a tendência observada ao aumentar a espessura do cavaco não deformado.

Figura 31 - Taxa de transferência e fração de calor absorvida pelo inserto em função da velocidade de corte



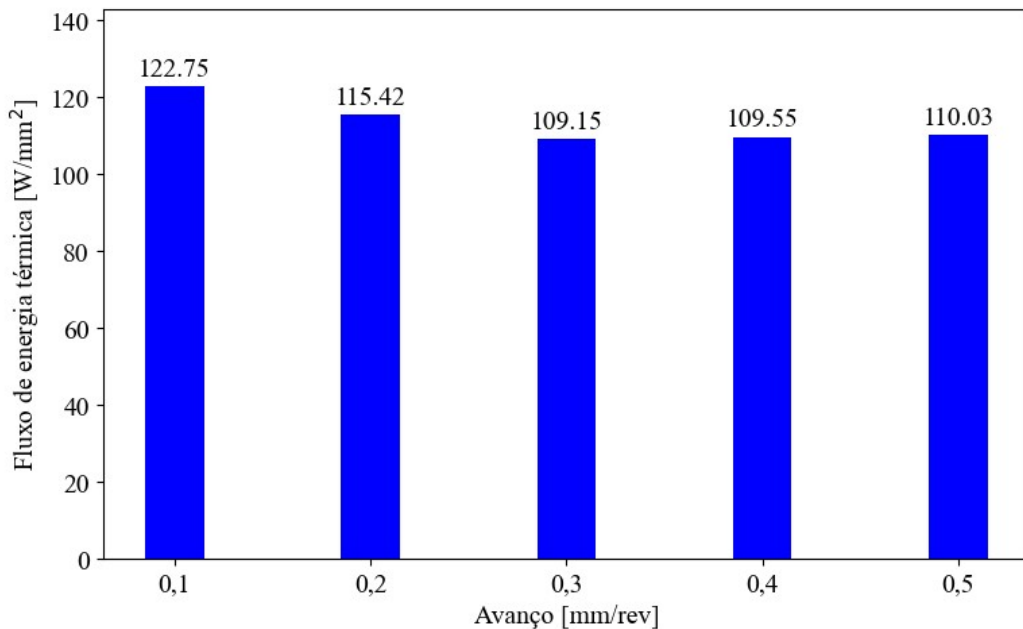
Fonte: Adaptado de Puls, Klocke e Veselovac (2016)

Portanto, as potências térmicas calculadas pelo modelo de Astakhov (2010) apresentaram resultados mais coerentes ao utilizar os fatores de repartição local de calor reportados na literatura em comparação às potências estimadas pelo modelo de Kienzle com a aplicação de um fator de repartição global de calor. Logo, optou-se pela utilização do modelo de Astakhov (2010) para realizar as simulações térmicas.

É válido ressaltar que apesar de ser um estudo que emprega uma ferramenta com material e geometria diferentes da utilizada na simulação numérica desenvolvida neste trabalho, tal pesquisa fornece uma base inicial para o presente estudo. Caso seja constatada diferenças significativas entre temperaturas calculadas experimentalmente e aquelas obtidas através da simulação numérica, um processo de ajuste iterativo da repartição de calor pode ser realizado, assim como ocorre em inúmeras pesquisas segundo Puls, Klocke e Veselovac (2016).

Considerando as potências definidas na Tabela 17 para cada avanço, ao dividi-las pelas respectivas áreas de corte obtêm-se o fluxo de energia térmica por unidade de área em função do avanço conforme ilustrado na Figura 32.

Figura 32 - Fluxo térmico incidente sobre a área de corte para diferentes avanços



Fonte: Autor (2025)

Pela análise da Figura 32, observa-se que o fluxo de energia térmica por unidade de área é relativamente mais elevado para o avanço de 0,1 mm/rev, apesar desta condição estar associada à menor potência de corte (ver Tabela 17). Esse resultado indica que as condições com avanços menores são mais severas do que aquelas com avanço mais elevado. Assim, ao calcular as potências equivalentes para cada caso utilizando o fluxo de calor do primeiro cenário, seriam obtidas temperaturas superiores em relação às correspondentes de cada condição.

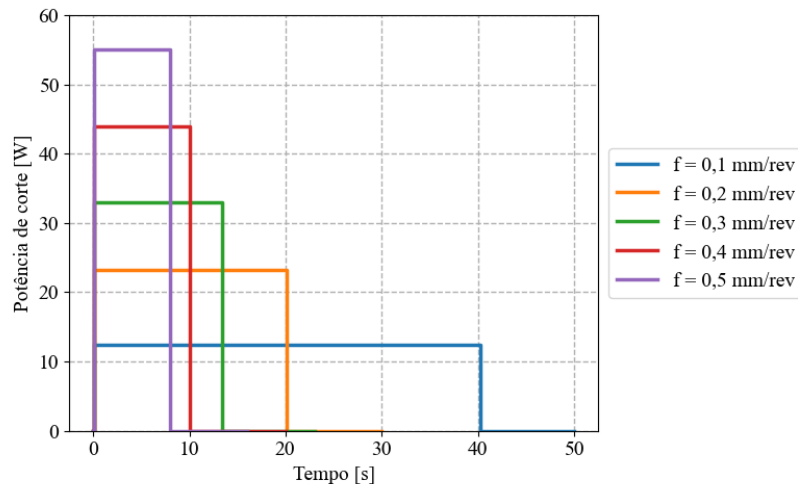
Além disso, a partir de 0,3 mm/rev, nota-se que mesmo com o aumento da potência térmica aplicada a zona de corte, o fluxo de energia térmica por unidade de área mantém-se aproximadamente constante. Esse comportamento indica que o aumento de potência térmica

gerado na interface ferramenta-cavaco é proporcional à ampliação da área de corte, resultante do aumento do avanço.

### 4.3 Simulação térmica

Nesta subseção são apresentados os resultados numéricos obtidos a partir da simulação térmica transitória utilizando o programa NX Siemens. O intervalo de simulação considerado para cada avanço foi determinado pelo tempo de usinagem (ver Tabela 3) acrescido de 10 segundos, com o intuito de analisar o resfriamento do ferramental. O perfil temporal de aplicação da potência de usinagem na zona de corte é ilustrado na Figura 33 para cada avanço considerado e com as magnitudes definidas na Tabela 17.

Figura 33 - Perfil temporal da potência efetiva de corte para diferentes avanços



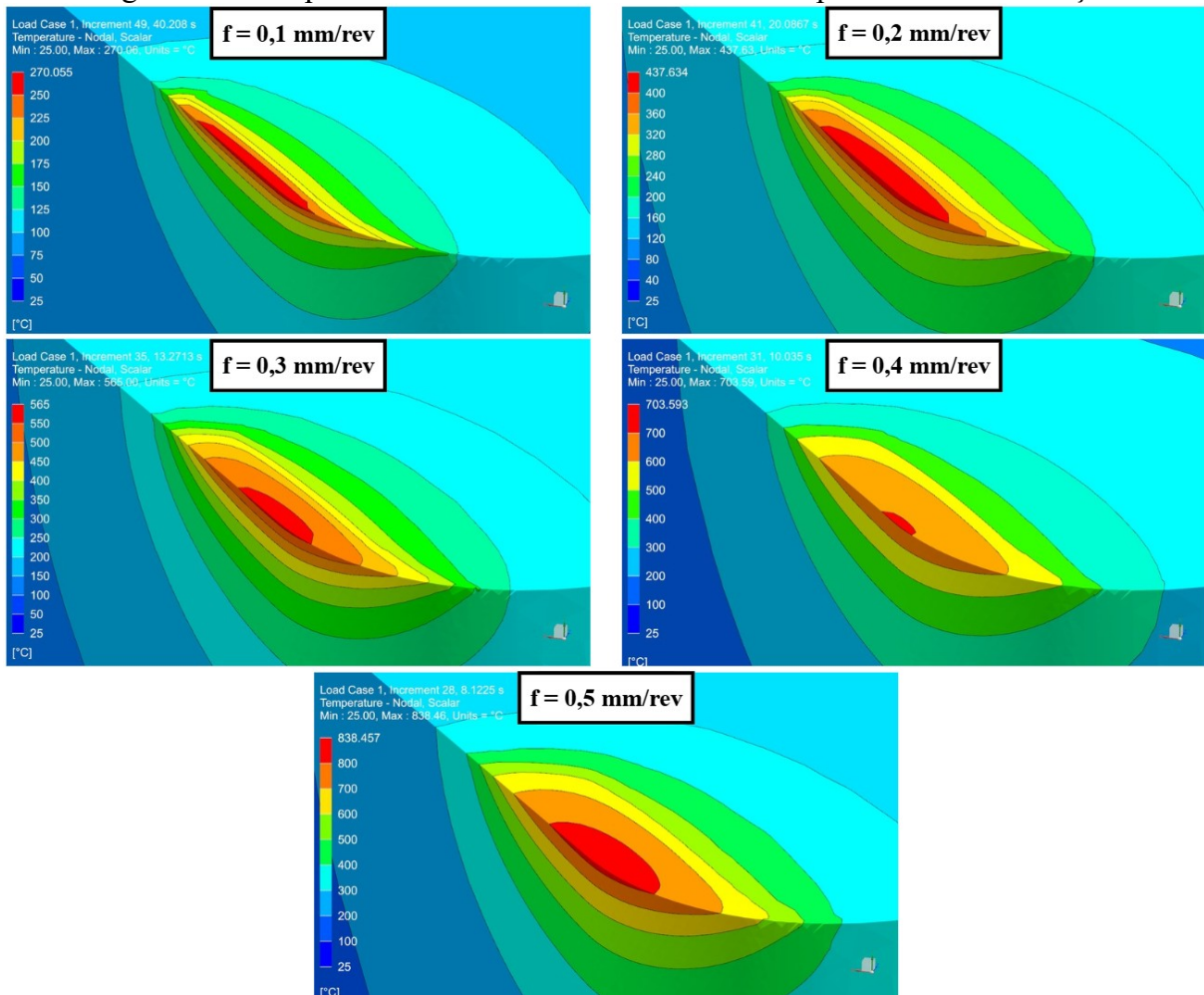
Fonte: Autor (2025)

#### 4.3.1 Inseto sem revestimento

Os resultados obtidos através da simulação térmica para o inserto sem revestimento submetido a diferentes avanços, no instante de máxima temperatura, são ilustrados na Figura 34. Pela sua análise, observa-se que as temperaturas estão compreendidas no intervalo de 270,06°C a 838,46°C, correspondendo aos valores de avanço de 0,1 mm/rev e 0,5 mm/rev, respectivamente. Consta-se, ainda, que à medida que se aumenta o avanço da ferramenta, as temperaturas crescem, devido sobretudo as maiores potências de corte associadas. É válido ressaltar que o aumento do avanço não resulta em acréscimo proporcional de temperatura. Ao dobrar o avanço, a temperatura não se duplica, por exemplo, ao passar de 0,1 mm/rev para 0,2 mm/rev, tem-se um ganho de temperatura no em torno de 64,04 %.

Ademais, é possível visualizar as mudanças nos gradientes térmicos às proximidades da zona de corte. Nota-se que, com o aumento do avanço, a região de maior temperatura se expande, em coerência com o tamanho da zona de corte modelada. Ao utilizar a ferramenta de sondagem do próprio programa de simulação, observa-se que, para o avanço de 0,1 mm/rev, a variação de temperatura é de 186,10°C, enquanto que para 0,5 mm/rev essa variação atinge 599,68°C entre os mesmos nós da malha, escolhidos aleatoriamente.

Figura 34 - Campo térmico do inserto sem revestimento para diferentes avanços



Fonte: Autor (2025)

Com relação à consistência dos valores de temperatura obtidos na simulação térmica em comparação com a literatura, é necessário levar em consideração, para realizar uma análise adequada, as diferenças nas condições de torneamento no que se refere à velocidade e profundidade de corte. Na literatura, encontra-se diversos estudos térmicos; porém, eles utilizam parcialmente os mesmos parâmetros de torneamento adotados no presente trabalho. Sendo assim, deve-se considerar que o aumento do avanço, da velocidade de corte e da

profundidade elevam a temperatura de usinagem conforme evidenciado nos estudos de Lungu e Borzan (2012) e Carvalho et al. (2003).

Na obra de Kumar et al. (2020) foi realizado a simulação térmica do torneamento do aço AISI 1045 utilizando um inserto de carbetto de tungstênio com as seguintes condições de corte:  $v_c = 250$  m/min,  $f = 0,15$  mm/rev e  $a_p = 0,8$  mm. A temperatura máxima obtida através da simulação numérica foi de  $433^\circ\text{C}$  para a pastilha de corte sem revestimento. Esse resultado permite concluir que a temperatura de  $270,06^\circ\text{C}$  para o avanço de  $0,1$  mm/rev, estimada no presente trabalho, é inferior às apresentadas na literatura. Ainda que sejam realizados ajustes nas condições de corte no estudo de Kumar et al. (2020), o aumento da profundidade de corte poderia compensar os efeitos da redução do avanço, o que dificultaria reduzir a temperatura para valores próximos ao calculado no presente estudo.

Ainda considerando a pesquisa de Kumar et al. (2020), tem-se que a temperatura estimada de  $433^\circ\text{C}$  ( $v_c = 250$  m/min,  $f = 0,15$  mm/rev e  $a_p = 0,8$  mm) permite concluir que o valor obtido de  $437,63^\circ\text{C}$  para o avanço de  $0,2$  mm/rev mostra-se coerente. Tal suposição é válida, visto que o fator mais influente na temperatura de usinagem é a velocidade de corte, como se consta através do estudo de Lungu e Borzan (2012). Logo, os pequenos ajustes necessários para igualar as condições de torneamento podem não impactar significativamente os níveis térmicos.

Em Pereira (2021), o valor de temperatura obtido para o torneamento com pastilhas de corte revestidas sob as condições de usinagem  $v_c = 250$  m/min,  $f = 0,3$  mm/rev e  $a_p = 1$  mm foi de aproximadamente  $420^\circ\text{C}$ . No atual trabalho, para as mesmas condições, a temperatura calculada foi de  $565^\circ\text{C}$ , o que resulta em uma diferença superior à  $100^\circ\text{C}$ . Essa ordem de discrepância é possível ser observada no estudo de Kumar et al. (2020) (ver Figura 10) durante a análise térmica de insertos revestidos e não revestidos para condições de corte semelhantes. Dado a influência do revestimento no campo térmico, conforme ilustrado na literatura, pode-se dizer que o resultado estimado de  $565^\circ\text{C}$  possui certa coerência.

No estudo de Carvalho et al. (2003) é utilizado um procedimento numérico de simulação semelhante ao do atual trabalho. Inicialmente, define-se experimentalmente a área de corte e a potência térmica aplicada nessa zona e, em seguida, o ensaio experimental é simulado. Carvalho et al. (2003) obteve, através da simulação numérica para uma área de  $0,41$  mm<sup>2</sup> ( $v_c = 217,42$  m/min,  $a_p = 3$  mm e  $f = 0,138$  mm/rev) e uma potência de corte variável com valores máximos na faixa de  $45$  W a  $50$  W durante um intervalo de  $60$  s, uma temperatura máxima de  $1100^\circ\text{C}$ . Nota-se que, a área de corte e a potência estimada são semelhantes para  $f = 0,4$  mm/rev do atual estudo (ver Tabela 4 e Tabela 17). Pela análise do gráfico da temperatura em função do tempo

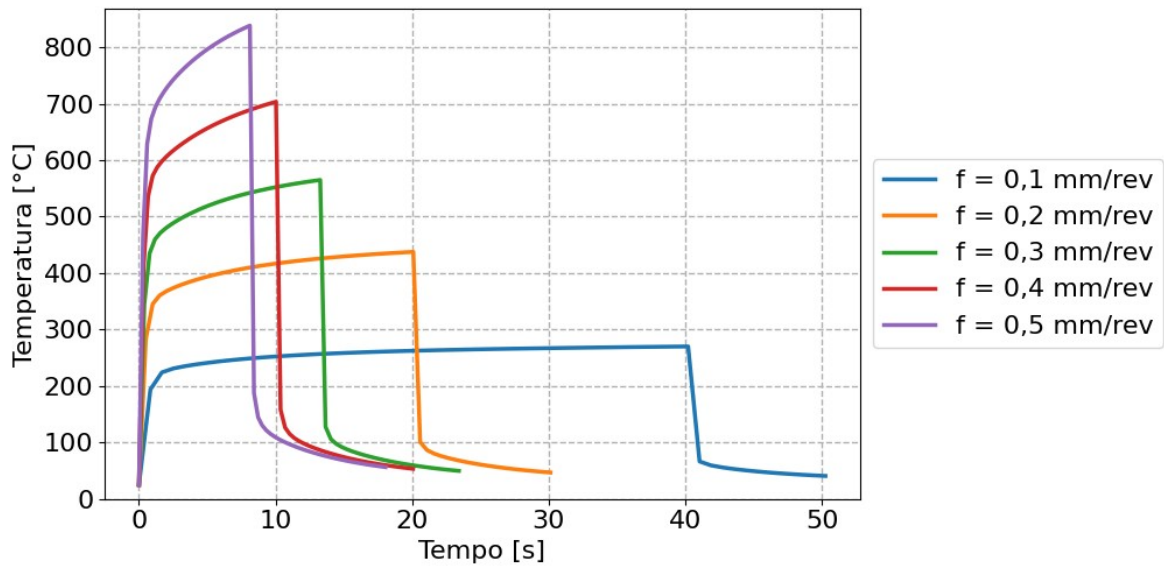
do estudo de Carvalho et al. (2003), ao considerar aproximadamente o mesmo intervalo de tempo ( $t_{\text{usinagem}} = 10,07$  s), a temperatura obtida é de aproximadamente  $1030^{\circ}\text{C}$ , enquanto que no presente trabalho o valor alcançado foi de  $703,59^{\circ}\text{C}$ . A discrepância entre os resultados é superior a  $300^{\circ}\text{C}$ , o que pode ser atribuído à consideração de propriedades térmicas constantes no estudo de Carvalho et al. (2003), no qual a condutividade térmica adotada foi de  $43,1$  W/m.K. Ao analisar os resultados obtidos por Pereira (2021) para o torneamento com inserto revestido e condições de corte de  $v_c = 250$  m/min,  $f = 0,4$  mm/rev e  $a_p = 1$  mm, ainda se verificam discrepâncias significativas. Pereira (2021) obteve em seu estudo uma temperatura de aproximadamente  $440^{\circ}\text{C}$ , resultando em uma diferença de  $-263,59^{\circ}\text{C}$ . Diante deste cenário, considerou-se um terceiro estudo (Grzesik, 1999), no qual por meio de extrapolações de seus resultados é evidenciado que temperaturas de  $730^{\circ}\text{C}$  a  $900^{\circ}\text{C}$  podem ser encontradas para a usinagem do aço AISI 1045 para insertos com revestimento durante o corte sob as seguintes condições:  $v_c = 220$  m/min,  $f = 0,4$  mm/rev e  $a_p = 1$  mm. Diante disso, tem-se que a temperatura obtida de  $703,59^{\circ}\text{C}$  está dentro dos limites encontrados na literatura. Porém, faz-se necessário realizar uma validação experimental sob as mesmas condições de corte utilizadas nas simulações térmicas.

Para  $f = 0,5$  mm/rev a temperatura estimada é de  $838,46^{\circ}\text{C}$ . Visto que para essa condição de torneamento a potência aplicada à zona de corte apresenta valores semelhantes aos reportados por Carvalho et al. (2003) e que a área de contato utilizada no presente estudo é maior que a adotada por esses autores, é adequado afirmar que temperaturas inferiores a  $1030^{\circ}\text{C}$  sejam obtidas. Assim, o calor estimado de  $838,46^{\circ}\text{C}$  mostra-se coerente, porém é necessário realizar sua validação experimental.

Ao traçar a curva de aquecimento do nó que apresenta a maior temperatura em cada caso analisado, obtém-se a Figura 35. A partir dela, constata-se que para todos valores de avanço o perfil de aquecimento possui similaridades, sobretudo, os primeiros segundos de aquecimento. É possível notar um rápido aumento da temperatura seguido do início de uma estabilização térmica. Ao final do tempo de usinagem a temperatura diminui rapidamente.

O tempo de subida das curvas são coerentes com os estimados em Kagnaya et al. (2011). Os autores ao compararem simulações numéricas com ensaios experimentais concluem que mais da metade da temperatura máxima é alcançada nos primeiros segundos após o início do processo, assim como se observa na Figura 35. Além disso, pode ser notado em seu estudo que o tempo de resfriamento obtido experimentalmente não possui uma queda abrupta conforme obtido no presente trabalho, o que aponta uma não consistência para a curva de resfriamento estimada.

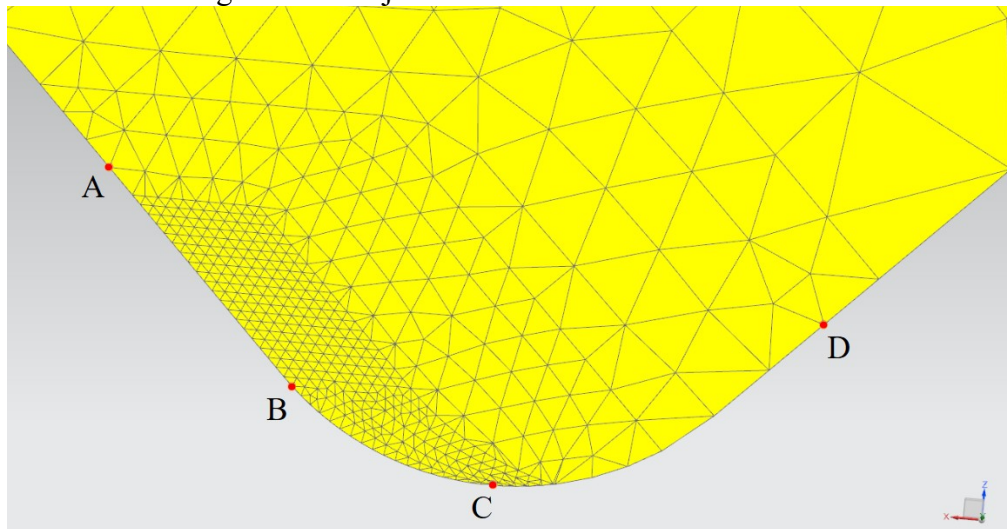
Figura 35 - Temperatura em função do tempo do inserto sem revestimento para diferentes avanços



Fonte: Autor (2025)

A fim de investigar mais detalhadamente o comportamento térmico da zona de corte, foi realizado um estudo do perfil de temperatura das arestas de corte principal e secundária. A análise considera uma trajetória que parte do nó “A” e segue até o nó “D”, identificados na Figura 36.

Figura 36 - Trajetória de análise da aresta de corte



Fonte: Autor (2025)

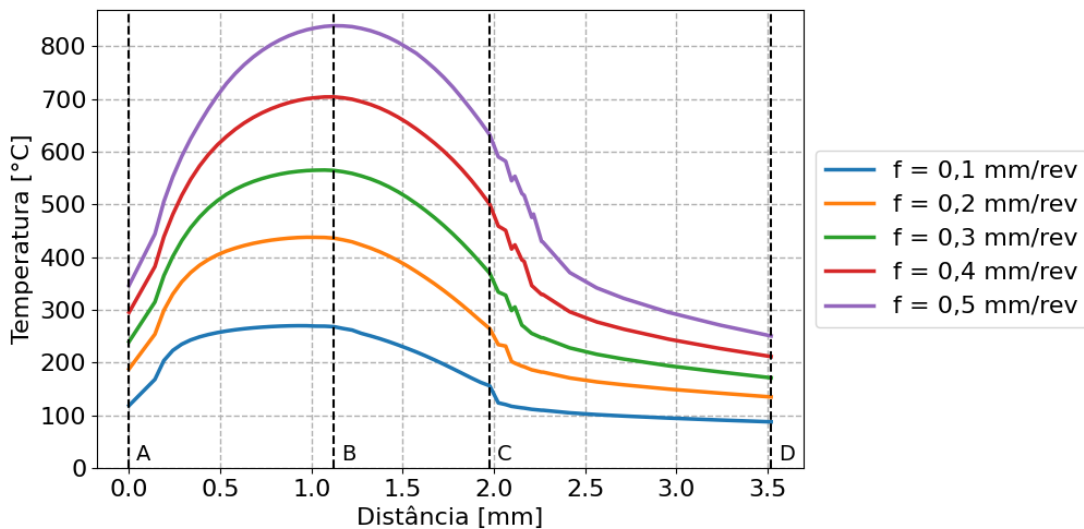
A Figura 37 mostra o perfil de temperatura obtido ao longo da trajetória do nó “A” ao nó “D” definidos na Figura 36, para diferentes avanços. As linhas tracejadas indicam, na própria Figura 37, a posição correspondente de cada um desses nós.

Pela análise da Figura 37, nota-se uma rápida evolução da temperatura ao longo das arestas analisadas. Altos gradientes de temperatura são obtidos na zona de corte, região situada

aproximadamente entre 0,2 mm e 2 mm. Essas altas variações de temperatura também foram obtidas no estudo de Kumar et al. (2020). Além disso, se observa uma regularidade dos perfis térmicos para os diferentes avanços, a forma da curva é conservada com diferenças entre as magnitudes de temperaturas atingidas.

Próximo à curva tracejada “C” da Figura 37, nota-se a presença de irregularidades no perfil térmico, onde pequenas oscilações locais abruptas são captadas. Tais irregularidades ocorrem em razão de distorções na malha do inserto devido à incapacidade dos elementos lineares captarem a curvatura do raio de ponta, conforme ilustrado na Figura 38. Por consequência, obtém-se uma perda na precisão do cálculo da temperatura e na construção do perfil térmico.

Figura 37 - Temperatura ao longo da aresta de corte da ferramenta para o inserto sem revestimento



Fonte: Autor (2025)

Uma alternativa para melhorar a estimativa da temperatura e reduzir as variações observadas próximos à linha tracejada “C” (ver Figura 37) é utilizar elementos quadráticos. Aumentar a ordem do elemento permitirá que as arestas dos elementos geométricos, utilizados na discretização espacial, possuam nós secundários, que por sua vez, captarão a curvatura do raio de ponta, além de gerar elementos sem distorções. Entretanto, dado que as variações obtidas nas curvas da Figura 37 são pequenas, mudar a ordem do elemento para uma análise térmica não acarretaria ganhos significativos.

Figura 38 - Distorção da malha na zona de corte



Fonte: Autor (2025)

#### 4.3.2 Inseto com revestimento

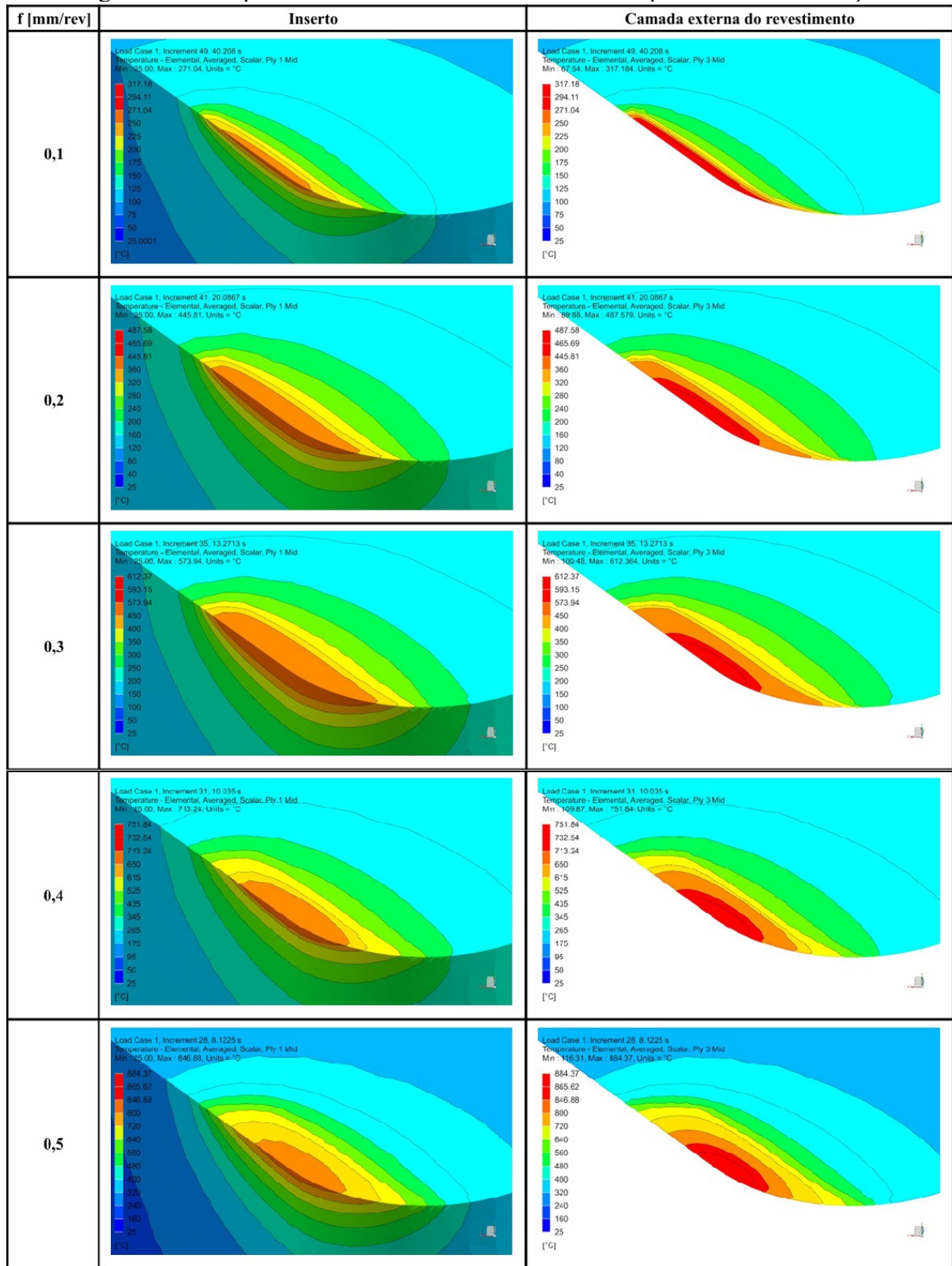
Para realizar as análises térmicas do inserto revestido foi considerado uma camada de revestimento de 4  $\mu\text{m}$  de espessura modelada por meio da ferramenta “multi-layer shell uniform”. Essa funcionalidade permite representar de maneira simplificada a presença do revestimento sem necessidade de construir elementos tridimensionais, o que melhora a eficiência computacional.

As análises feitas consistem no estudo da camada externa do revestimento e da camada interna localizada à 2  $\mu\text{m}$  da face do substrato. Esta última camada foi selecionada devido corresponder ao ponto para o qual o software de simulação fornece resultados para serem analisados sobre todo o inserto. A fim de estudos, será considerado que essa camada interior será nomeada como substrato.

Os resultados obtidos da simulação térmica para o substrato e para a camada externa de revestimento submetidos a diferentes condições de corte são apresentados na Figura 39. As temperaturas máximas do substrato variaram entre 271,04  $^{\circ}\text{C}$  e 846,88  $^{\circ}\text{C}$ , correspondentes aos avanços de 0,1 mm/rev e 0,5 mm/rev, respectivamente. Já as camadas externas de revestimento, os valores situam-se no intervalo de 317,18  $^{\circ}\text{C}$  ( $f = 0,1$  mm/rev) a 884,37  $^{\circ}\text{C}$  ( $f = 0,5$  mm/rev).

Ao analisar a Figura 39, nota-se que, com o aumento do avanço a região de maior temperatura se expande, em coerência com o tamanho da zona de corte modelada. Além disso, é possível observar que as maiores temperaturas foram atingidas na camada externa de revestimento, o que confirma a possibilidade de representar a barreira de isolamento térmico pelo método de revestimento utilizado.

Figura 39 - Campo térmico do inserto com revestimento para diferentes avanços



Fonte: Autor (2025)

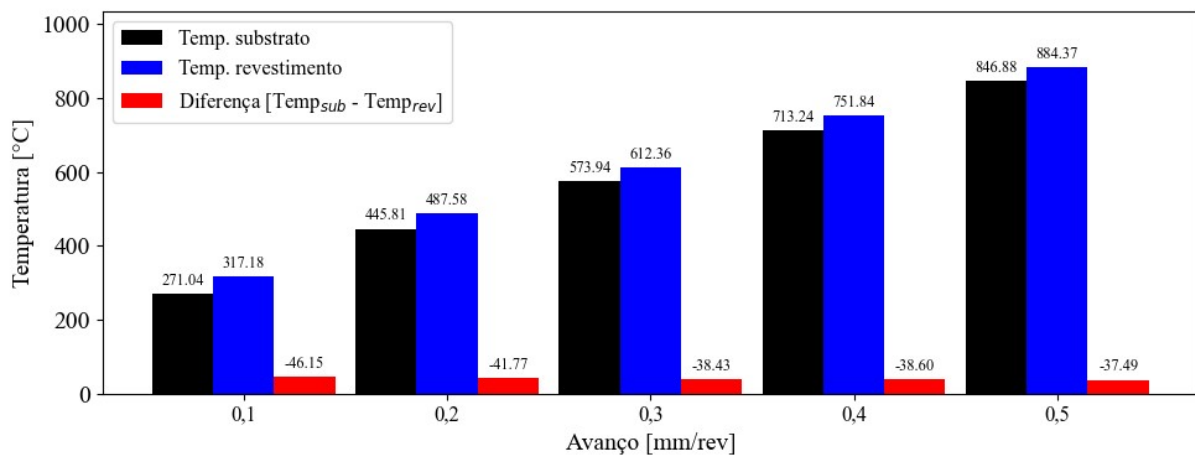
Conforme constatado na seção anterior, estabelecer correlações entre resultados de simulações numéricas e de ensaios experimentais, para o torneamento, apresentam limitações,

aspecto também ressaltado por Kagnaya et al. (2011). Esses desafios se tornam ainda mais relevantes quando as análises consideram condições distintas de usinagem. Além disso, dado que os impactos dos revestimentos sobre o comportamento mecânico e térmico das ferramentas são amplamente debatidos atualmente na literatura, sobretudo, para o revestimento adotado neste estudo. Por esse motivo, optou-se por não realizar uma comparação detalhada dos campos de temperatura.

Por meio de uma análise simples, o intervalo de temperatura estimado (317,18°C a 884,37°C) mostra-se compatível com os valores presentes na literatura para o torneamento do aço AISI 1045 utilizando outros tipos de revestimento. Na pesquisa de Grzesik (1999), temperaturas nessa ordem de grandeza foram estimadas para insertos revestidos. O autor comparou pastilhas com camadas simples de TiC (carboneto de titânio), revestimentos multicamadas TiC/TiN (nitreto de titânio) e de TiC/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiN para diferentes condições de corte.

A Figura 40 ilustra a diferença de temperatura atingida no substrato e na camada externa de revestimento para diferentes avanços. Pela sua análise, observa-se que com o aumento do avanço, a diferença de temperatura entre a superfície do revestimento e do substrato diminui. Tal comportamento pode ser explicado pela evolução das propriedades térmicas do revestimento. O aumento da condutividade térmica com a elevação da temperatura permite uma transferência de calor mais eficiente para o substrato, resultando em diferenças térmicas menores.

Figura 40 - Diferença de temperatura no substrato e na camada externa de revestimento para diferentes avanços



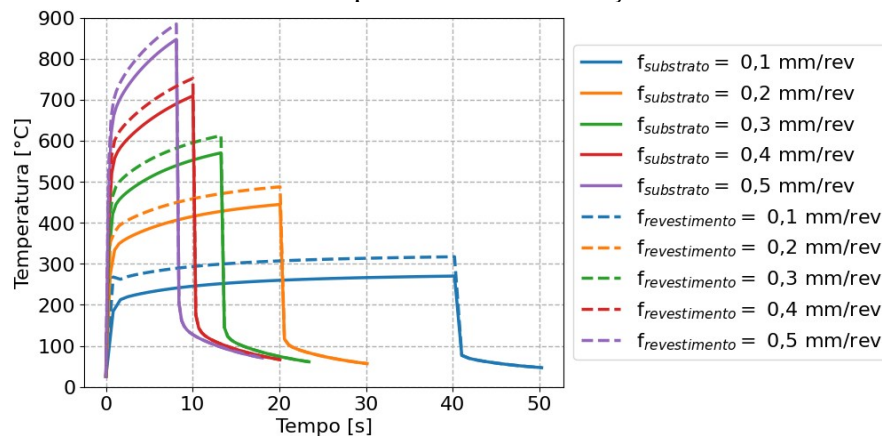
Fonte: Autor (2025)

Na obra de Kumar et al. (2020) diferenças de aproximadamente 60°C entre o substrato e o revestimento foram obtidas durante a simulação do torneamento do aço AISI 1045 para

insertos revestidos (TiAlCrN). Portanto, as diferenças de temperatura obtidas são coerentes com dados reportados na literatura, apesar da diferença na composição do revestimento.

A Figura 41 ilustra a evolução temporal da temperatura do nó que apresenta o maior aquecimento para diferentes avanços. Pela figura, é possível observar que as curvas do revestimento e do substrato apresentam comportamentos semelhantes. Porém, as temperaturas atingidas pelo substrato são relativamente inferiores. Assim como observado para o inserto sem revestimento, obtém-se um rápido aumento da temperatura seguido do início de uma estabilização térmica, após o fim do tempo de usinagem, a temperatura diminui rapidamente.

Figura 41 - Temperatura em função do tempo do substrato e da camada de revestimento externa para diferentes avanços



Fonte: Autor (2025)

A Figura 42 mostra a evolução da temperatura ao longo das arestas de corte principal e secundária para o substrato e para a camada de revestimento. O trajeto percorrido é a trajetória que parte do nó “A” e segue até o nó “D” (ver Figura 36) e as linhas tracejadas representam as suas posições nas curvas.

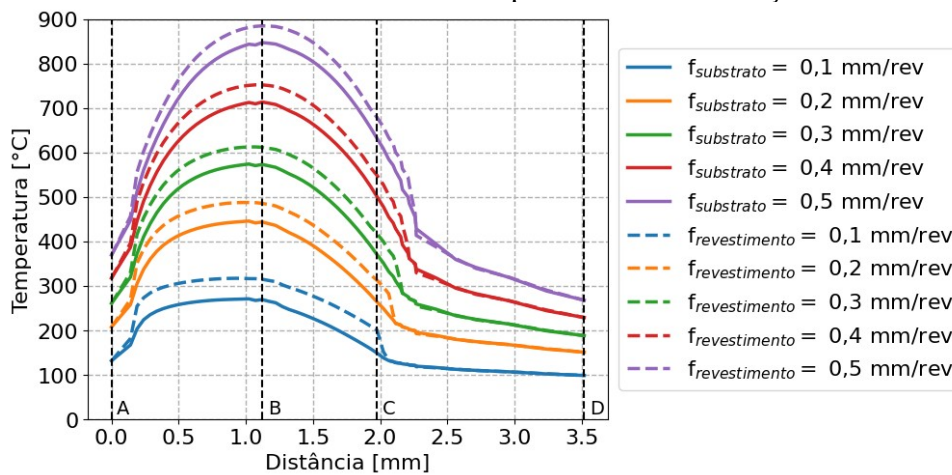
Pela análise da Figura 42 é possível observar uma rápida evolução do gradiente térmico ao longo da trajetória percorrida, tanto para o substrato quanto para o revestimento. O perfil do gradiente térmico é conservado à medida que o avanço aumenta variando nas magnitudes de temperatura atingidas. Além disso, nota-se que, aproximadamente após 2,25 mm de distância do nó “A”, a temperatura do substrato e do revestimento se igualam para todos os avanços.

Próximo à curva tracejada “B” da Figura 42, identifica-se uma pequena depressão nas curvas referentes ao substrato em todas as velocidades analisadas, a qual pode estar correlacionada ao método de obtenção dos resultados térmicos. Para a construção das curvas, os valores foram obtidos através dos resultados elementares. Logo, por meio da interpolação do

resultado para os nós da malha, podem ter ocorrido pequenas imprecisões, resultando na redução local observada.

Tal influência também é notada nas proximidades da curva tracejada “C”. Na Figura 37, os resultados foram extraídos diretamente dos nós da malha, o que resultou em pequenas irregularidades, as quais são decorrentes das distorções locais da malha. Porém, na Figura 42, a utilização dos resultados interpolados minimiza os efeitos das deformações da malha, permitindo a obtenção de um perfil de temperatura mais contínuo e suave, conforme observado na Figura 42, próximo à linha “C”.

Figura 42 - Comparação da temperatura ao longo da aresta de corte da camada de revestimento e do substrato para diferentes avanços



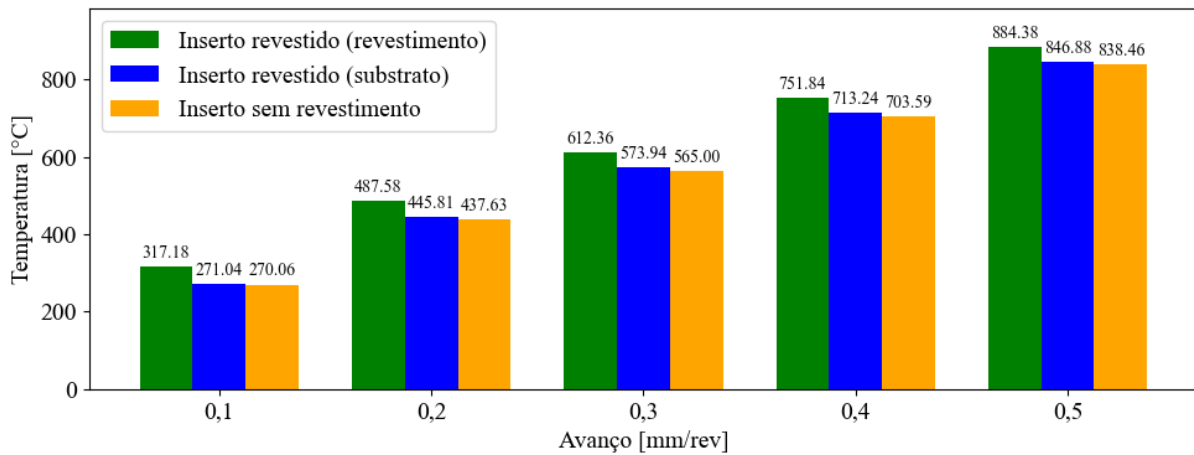
Fonte: Autor (2025).

As quedas abruptas observadas nas curvas do gradiente térmico do revestimento na Figura 42 pouco antes do ponto em que a temperatura se iguala a do substrato, também estão associadas ao processo de interpolação. Os elevados gradientes térmicos entre a zona de corte e o restante do inserto resultam em uma redução acentuada da temperatura ao calcular a média por elemento, refletindo nas mudanças rápidas observadas.

Um dos fatores que podem explicar as diferenças de temperatura entre o substrato e o revestimento apenas na zona de corte (região onde nota-se as discrepâncias entre as linhas tracejadas e contínuas da Figura 42), enquanto, no restante do inserto as temperaturas entre ambos são iguais, é a magnitude da condutividade térmica. O baixo valor dessa propriedade para o revestimento não permite uma dissipação suficientemente rápida para distribuir igualmente a temperatura ao longo da superfície do revestimento, por consequência, o calor se acumula na zona de aplicação da potência de usinagem. Distribuições térmicas similares podem ser observadas pela análise dos gradientes térmicos apresentados no estudo de Kumar et al. (2020).

Ao comparar as temperaturas máximas atingidas para o inserto revestido e sem revestimento observa-se que a ferramenta revestida atingiu maiores temperaturas, conforme ilustrado na Figura 43. É válido ressaltar que a maior temperatura encontrada, para o caso revestido resulta, sobretudo, da consideração das mesmas condições de corte para ambos os cenários analisados. Apesar desta consideração, foi possível obter diferenças entre as temperaturas do revestimento e do substrato, assim como reportado na literatura.

Figura 43 - Comparação da temperatura do inserto revestido e não revestido



Fonte: Autor (2025)

É válido ressaltar que a proximidade entre as temperaturas do substrato e do inserto não revestido é apenas uma coincidência. A variação na espessura do revestimento permite aumentar ou diminuir as temperaturas da superfície do substrato, alterando as diferenças obtidas.

## 6 CONCLUSÃO

O presente trabalho permitiu através da análise pelo método dos elementos finitos estudar o comportamento térmico de insertos de metal duro revestido e não revestido durante o torneamento para diferentes avanços no aço AISI 1045. Os valores de avanço considerados foram 0,1 mm/rev, 0,2 mm/rev, 0,3 mm/rev, 0,4 mm/rev e 0,5 mm/rev.

Dois métodos para estimar a potência de corte na interface ferramenta-cavaco foram confrontados. O primeiro baseou-se no cálculo da potência de usinagem através da determinação das forças de corte pelo modelo de Kienzle e a utilização de um fator de repartição global de calor para determinar a potência aplicada na zona de corte. O segundo modelo utilizado foi proposto em Astakhov (2010), o qual permite calcular diretamente a potência na interface inserto-cavaco. A partir do resultado obtido, aplica-se um fator de repartição local de calor para estimar a potência na área de corte. Após as devidas comparações, foi constatado que o segundo modelo é mais coerente com os dados presentes na literatura, o que justificou sua utilização para a modelagem do problema térmico tratado no documento. As potências térmicas calculadas por este método variaram de 12,38 W a 55,03 W ao considerar o valor mínimo de repartição local de calor igual a 10% apresentado na literatura.

As magnitudes de temperaturas obtidas para o inserto sem revestimento apresentaram coerência parcial com os valores reportados em matérias publicadas. Os valores obtidos estão compreendidos no intervalo de 270,06°C e 838,46°C, respectivamente para os avanços de 0,1 mm/rev e 0,5 mm/rev. Apesar da consistência dos valores de potência de corte calculados, as temperaturas estimadas para os avanços de 0,1 mm/rev (279,06°C), 0,4 mm/rev (703,59°C) e 0,5 mm/rev (838,46°C) possuem discrepâncias com os dados presentes na literatura. É válido ressaltar, que as comparações realizadas se basearam em estudos que utilizam condições de corte distintas das adotadas nas simulações do atual trabalho, o que pode explicar as diferenças notadas. A falta de estudos que analisem os mesmos parâmetros sob as mesmas condições de corte apresentaram um grande obstáculo para determinar a precisão dos valores estimados pelas simulações numéricas.

Os resultados obtidos para o inserto não revestido apresentaram consistência com as tendências observadas em estudos. A temperatura máxima atingida se desenvolveu na camada de revestimento variando entre 317,18°C e 884,38°C, enquanto que no substrato, as temperaturas atingidas estão compreendidas no intervalo de 271,04°C e 846,88°C. Esse resultado permitiu verificar a eficiência em representar a barreira térmica pelo método de revestimento utilizado. As ordens de grandeza das diferenças de temperatura entre superfície

externa do revestimento e do substrato estão conforme apresentado em outras publicações. Além disso, o comportamento térmico nas arestas principal e secundária de corte foram coerentes com os apresentados em pesquisas já realizadas.

### **6.1 Trabalhos futuros**

Considerando que o comportamento térmico no torneamento é dependente do par ferramenta/material usinado, recomenda-se que para trabalhos futuros sejam realizadas medições experimentais da temperatura de usinagem em condições específicas de corte utilizando o mesmo inserto modelado, de modo a facilitar a validação do processo de simulação numérica.

Sugere-se, igualmente, realizar um estudo numérico do campo de tensões considerando a camada de TiSiXN (nitreto de titânio e silício). Para tal, aconselha-se adaptar as condições de simulação considerando as influências dessa camada nas modificações das forças de usinagem e na formação do cavaco, para posteriormente serem realizadas comparações com medidas experimentais. Por fim, recomenda-se adaptar as curvas de resfriamento do inserto para possíveis simulações em cadeia do processo de corte.

## REFERÊNCIAS

- AKBAR, Fazar; MATIVENGA, Paul T.; SHEIKH, M. A. An experimental and coupled thermo-mechanical finite element study of heat partition effects in machining. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 46, n. 5, p. 491-507, 2010.
- ARRAZOLA, Pedro-J. et al. Metal cutting experiments and modelling for improved determination of chip/tool contact temperature by infrared thermography. **CIRP Annals**, v. 64, n. 1, p. 57-60, 2015.
- ASTAKHOV, Viktor P. **Geometry of single-point turning tools and drills: fundamentals and practical applications**. London: Springer London, 2010.
- CARVALHO, S. R.; LIMA E SILVA, S. M. M.; PINHO, F. A. A.; MACHADO, A. R.; GUIMARÃES, G. Determinação da temperatura na interface cavaco-peça-ferramenta durante o processo de torneamento usando a técnica do simulated annealing. **2º COBEF – Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Uberlândia, MG, 2003, Brasil. Disponível em: <[https://www.abcm.org.br/app/webroot/anais/cobef/2005/COF\\_011054221.pdf](https://www.abcm.org.br/app/webroot/anais/cobef/2005/COF_011054221.pdf)>. Acesso em: 28/10/2025.
- CARVALHO, Solidônio Rodrigues de. **Determinação do campo de temperatura em ferramentas de corte durante um processo de usinagem por torneamento**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2005. Disponível em: <<https://repositorio.ufu.br/handle/123456789/14729>>. Acesso em: 16/10/2025.
- CORRÊA RIBEIRO, Carlos A.; FERREIRA, João R.; LIMA E SILVA, Sandro MM. Thermal influence analysis of coatings and contact resistance in turning cutting tool using COMSOL. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 118, n. 1, p. 275-289, 2022.
- DOBROTĂ, Dan; OLEKSIK, Mihaela; CHICEA, Anca Lucia. Ecodesign of the aluminum bronze cutting process. **Materials**, v. 15, n. 8, p. 2735, 2022. Disponível em: <<https://doi.org/10.3390/ma15082735>>. Acesso em: 20 set. 2025.
- DOGRA, M.; SHARMA, V. S.; DUREJA, J. Effect of tool geometry variation on finish turning-A Review. **Journal of Engineering Science & Technology Review**, v. 4, n. 1, 2011.
- FERRARESI, Dino. **Fundamentos da usinagem dos metais**. 1. ed. São Paulo: Blucher, 1970. E-book. Disponível em: <<https://plataforma.bvirtual.com.br>>. Acesso em: 29 set. 2025.
- FIGUEIREDO, Alisson AA; GUIMARAES, Gilmar; PEREIRA, Igor Cezar. Heat flux in machining processes: a review. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 120, n. 5, p. 2827-2848, 2022.
- FLEISCHER, J.; PABST, R.; KELEMEN, S. Heat flow simulation for dry machining of power train castings. **CIRP annals**, v. 56, n. 1, p. 117-122, 2007.

GHANI, Mohammad Usman; ABUKHSHIM, Nuri A.; SHEIKH, M. A. An investigation of heat partition and tool wear in hard turning of H13 tool steel with CBN cutting tools. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 39, n. 9, p. 874-888, 2008.

GRZESIK, W. Experimental investigation of the cutting temperature when turning with coated indexable inserts. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 39, n. 3, p. 355-369, 1999.

HUANG, Shuwen et al. Estimation of the time and space-dependent heat flux distribution at the tool-chip interface during turning using an inverse method and thin film thermocouples measurement. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 99, n. 5, p. 1531-1543, 2018.

HUANG, Yong; CHOU, Y. Kevin; LIANG, Steven Y. CBN tool wear in hard turning: a survey on research progresses. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 35, n. 5, p. 443-453, 2007.

INCROPERA, F. P. et al. **Fundamentals of Heat and Mass Transfer**. 6<sup>a</sup> ed. Wiley, 2006.

IQBAL, S. Ahasan; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. A comparative study of the tool-chip contact length in turning of two engineering alloys for a wide range of cutting speeds. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 42, n. 1, p. 30-40, 2009.

KAGNAYA, Tchadja et al. Temperature evolution in a WC-6% Co cutting tool during turning machining: experiment and finite element simulations. **WSEAS Transactions on Heat and Mass Transfer**, v. 6, n. 3, p. 71-80, 2011.

KAZYMYROVYCH, Vitaliy; KRYZHANIVSKYY, Vyacheslav. Thermal properties of cemented carbides used for metal cutting. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 111, p. 106097, 2023.

KONE, F. et al. Finite element modelling of the thermo-mechanical behavior of coatings under extreme contact loading in dry machining. **Surface and Coatings Technology**, v. 205, n. 12, p. 3559-3566, 2011.

KRAJINOVIĆ, Ivan et al. Finite element study of the influence of hard coatings on hard metal tool loading during milling. **Surface and Coatings Technology**, v. 304, p. 134-141, 2016.

KUMAR, Ch Sateesh; PATEL, Saroj Kumar. Hard machining performance of PVD AlCrN coated Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiCN ceramic inserts as a function of thin film thickness. **Ceramics International**, v. 43, n. 16, p. 13314-13329, 2017.

KUMAR, Ch Sateesh; ZEMAN, Pavel; POLCAR, Tomas. A 2D finite element approach for predicting the machining performance of nanolayered TiAlCrN coating on WC-Co cutting tool during dry turning of AISI 1045 steel. **Ceramics International**, v. 46, n. 16, p. 25073-25088, 2020.

LOTFI, Mohammad; JAHANBAKHSI, Mehran; FARID, A. Akhavan. Wear estimation of ceramic and coated carbide tools in turning of Inconel 625: 3D FE analysis. **Tribology International**, v. 99, p. 107-116, 2016.

LUNGU, Nicoleta; BORZAN, Marian. Effect of cutting speed and feed rate on tool geometry, temperature and cutting forces in machining AISI 1045 carbon steel using FEM simulation. **Proceedings in Manufacturing Systems**, v. 7, n. 4, p. 245-252, 2012.

MACHADO, Álisson Rocha et al. **Teoria da usinagem dos materiais**. 3. ed. São Paulo: Blucher, 2015. E-book. Disponível em: <<https://plataforma.bvirtual.com.br>>. Acesso em: 29 set. 2025.

MALAVOLTA, A. T.; VENTURA, C. E. H. Análise da evolução da temperatura na ferramenta durante o processo de torneamento. In: **9º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**, 2017, Joinville. Caderno de resumos do 9º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. Rio de Janeiro: ABCM, 2017.

MATHIEU, Girinon et al. 3D stationary simulation of a turning operation with an Eulerian approach. **Applied Thermal Engineering**, v. 76, p. 134-146, 2015.

MEVADA, Chirag J. et al. Experimental investigation of chatter in CNC turning using different shim materials. In: **Reliability and Risk Assessment in Engineering: Proceedings of INCRS 2018**. Singapore: Springer Singapore, 2020. p. 101-109.

MITSUBISHI MATERIALS. **Efeitos das condições de corte para torneamento**. 2024 Acesso em: 30/09/2025. Disponível em: <[https://www.mitsubishicarbide.net/contents/mht/pt/html/product/technical\\_information/information/turning\\_effects.html?lang=en](https://www.mitsubishicarbide.net/contents/mht/pt/html/product/technical_information/information/turning_effects.html?lang=en)>. Acesso em: 30 set. 2025.

MONDELIN, Alexandre. **Modélisation de l'intégrité des surfaces usinées: application au cas du tournage finition de l'acier inoxydable 15-5PH**. Outra (Autre) – École Centrale de Lyon, 2012. Francês. Disponível em: <<https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00838512>>. Acesso em: 29 set. 2025.

MONDELIN, Alexandre et al. Calibration of the insert/tool holder thermal contact resistance in stationary 3D turning. **Applied Thermal Engineering**, v. 55, n. 1-2, p. 17-25, 2013.

MOORE, Desmond F. **Principles and applications of tribology**. Oxford Pergamon, 1975.

OERLIKON BALZERS. **BALINIT DURANA – Revestimento à base de TiAlN**. 2025. Disponível em: <[https://www.oerlikon.com/balzers/br/br/portfolio/solucoes-de-superficie-balzers/revestimentos-a-base-de-pvd-e-pacvd/balinit/a-base-de-tialn/balinit-durana/?tab=especificacoes\\_3](https://www.oerlikon.com/balzers/br/br/portfolio/solucoes-de-superficie-balzers/revestimentos-a-base-de-pvd-e-pacvd/balinit/a-base-de-tialn/balinit-durana/?tab=especificacoes_3)>. Acesso em: 17 nov. 2025.

PAROLARI, N. G. F.; VENTURA, C. E. H.; MALAVOLTA, A. T.; MORAES, A. A. U. Finite element model for analyzing temperature gradient during turning process. In: **17TH BRAZILIAN CONGRESS OF THERMAL SCIENCES AND ENGINEERING**, 2018, Águas de Lindóia, SP.

PEREIRA, Verner Petersen; CÂMARA, Marcelo Araújo. Análise da temperatura ótima de corte para o par: metal duro revestido x aço ABNT 1045. **Matéria (Rio de Janeiro)**, v. 26, n. 3, p. e13057, 2021.

PRENGEL, H. G.; PFOUTS, W. R.; SANTHANAM, A. T. State of the art in hard coatings for carbide cutting tools. **Surface and Coatings Technology**, v. 102, n. 3, p. 183-190, 1998.

PULS, Hendrik; KLOCKE, Fritz; VESELOVAC, Drazen. FEM-based prediction of heat partition in dry metal cutting of AISI 1045. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 86, n. 1, p. 737-745, 2016.

RANJAN, Priya; HIREMATH, Somashekhar S. Investigation of coated tool performance on the machinability, surface residual stress and chip morphology of martensitic AISI 420 steel. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 47, n. 7, p. 8503-8522, 2022.

RECH, J.; BATTAGLIA, J. L.; MOISAN, A. Thermal influence of cutting tool coatings. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 159, n. 1, p. 119-124, 2005.

SAKKAKI, Milad et al. The effect of thermal contact resistance on the temperature distribution in a WC made cutting tool. **Ceramics International**, v. 45, n. 17, p. 22196-22202, 2019.

SARIKAYA, Murat et al. A state-of-the-art review on tool wear and surface integrity characteristics in machining of superalloys. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 35, p. 624-658, 2021.

SAVINYKH, Andrei Sergeevich et al. The influence of the cobalt content on the strength properties of tungsten carbide ceramics under dynamic loads. **Technical Physics**, v. 63, n. 3, p. 357-362, 2018.

SHAW, Milton Clayton; COOKSON, J. O. **Metal cutting principles**. New York: Oxford university press, 2005.

SENTHILKUMAR, N.; TAMIZHARASAN, T. Effect of tool geometry in turning AISI 1045 steel: experimental investigation and FEM analysis. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 39, n. 6, p. 4963-4975, 2014.

TSENG, Liang-Wei; HU, Teng-Shan; HU, Yuh-Chung. A smart tool holder calibrated by machine learning for measuring cutting force in fine turning and its application to the specific cutting force of low carbon steel S15C. **Machines**, v. 9, n. 9, p. 190, 2021.

VELASQUEZ, Juan David. **Étude des copeaux et de l'intégrité de surface en usinage à grande vitesse de l'alliage de titane TA6V**. 2007. Tese (Doutorado) – Université Paul Verlaine-Metz, Metz, 2007. NNT: 2007METZ005S.

WANG, Hongtao; WEBB, Tim; BITLER, Jonathan W. Study of thermal expansion and thermal conductivity of cemented WC-Co composite. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 49, p. 170-177, 2015.

WRIGHT, P. K.; McCORMICK, S. P.; MILLER, T. R. Effect of rake face design on cutting tool temperature distributions. **Journal of Engineering for Industry**, v. 102, n. 2, p. 123–128, 1980.

ZHAO, Jinfu et al. PVD AlTiN coating effects on tool-chip heat partition coefficient and cutting temperature rise in orthogonal cutting Inconel 718. **International Journal of Heat and Mass Transfer**, v. 163, p. 120449, 2020.