

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

GISELLE SILVA MACEDO

**ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DAS TENSÕES ATUANTES NO INSERTO
DE CORTE APLICADO EM DIFERENTES POSIÇÕES**

SÃO CARLOS

2025

GISELLE SILVA MACEDO

**ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DAS TENSÕES ATUANTES NO INSERTO
DE CORTE APLICADO EM DIFERENTES POSIÇÕES**

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

Orientador: Prof. Dr.-Ing. Carlos E. H. Ventura

AGRADECIMENTOS

A jornada até aqui foi marcada por desafios, aprendizados e grandes conquistas, e nada disso teria sido possível sem o apoio de pessoas especiais que estiveram ao meu lado.

Agradeço, primeiramente, à minha família, pelo amor, incentivo e apoio incondicional durante toda a minha trajetória. Em cada etapa, mesmo nos momentos mais difíceis, pude contar com a força e o acolhimento de vocês.

Aos amigos e amigas que fiz durante o curso, minha eterna gratidão. Vocês tornaram essa caminhada mais leve, divertida e possível. Levarei cada lembrança, conversa e parceria para a vida. Obrigada por estarem comigo nos dias bons e, especialmente, nos difíceis.

Ao meu orientador, Prof. Carlos E. H. Ventura, agradeço profundamente pela paciência, dedicação e por compartilhar comigo seu conhecimento ao longo deste trabalho. Sou especialmente grata pelas reflexões e conselhos oferecidos durante toda a jornada, que foram valiosos não apenas para o desenvolvimento acadêmico, mas também para o meu crescimento pessoal e profissional. Estendo meus agradecimentos ao Prof. Alexandre Tácito Malavolta, por sua generosidade, disponibilidade e apoio tão importantes nesse momento. Sua prontidão em me ajudar nesse processo foram fundamentais para o desenvolvimento deste trabalho.

A todas as pessoas que contribuíram, direta ou indiretamente, para que esse trabalho se tornasse realidade: muito obrigada.

RESUMO

O processo de usinagem, especialmente o torneamento, é amplamente utilizado na indústria metalmeccânica devido à sua eficiência na conformação de peças com precisão dimensional e bom acabamento superficial. Dentro desse contexto, o desempenho da ferramenta de corte exerce papel fundamental na qualidade do processo, sendo influenciado por variáveis como a posição da ferramenta em relação à peça. Análises estruturais por simulação computacional, como o Método dos Elementos Finitos (MEF), têm se mostrado ferramentas valiosas para entender e prever o comportamento mecânico de componentes sob diferentes condições operacionais. Neste trabalho, buscou-se analisar, por meio das simulações baseadas no MEF, as tensões atuantes em um inserto de corte de metal duro submetido a diferentes posicionamentos verticais em relação ao centro geométrico da peça durante o processo de torneamento longitudinal. O estudo considerou cinco configurações distintas de altura da ferramenta: duas posições abaixo do centro, duas acima e uma posição neutra, alinhada ao centro geométrico da peça, a fim de avaliar os impactos termomecânicos sobre a distribuição de tensões do inserto. Os resultados indicaram que desvios da posição neutra, tanto acima quanto abaixo do centro, acarretam aumento nas concentrações de tensão, especialmente na região da aresta de corte, favorecendo a ocorrência de desgaste e possíveis falhas localizadas. A posição neutra demonstrou comportamento mais homogêneo e favorável à dissipação térmica, evidenciando melhor desempenho estrutural. As análises confirmam que a variação da altura da ferramenta, mesmo que sutil, influencia significativamente o comportamento mecânico e térmico do sistema, e que o uso do MEF é uma ferramenta útil para diagnósticos preditivos na usinagem. Como limitações, destacam-se as simplificações adotadas na modelagem, como a ausência de quebra-cavacos e revestimento. Os achados oferecem suporte técnico para decisões práticas no ambiente fabril, como o reaproveitamento estratégico de pastilhas e a calibração de porta-ferramentas.

Palavras-chave: torneamento; ferramenta de corte; elementos finitos; reaproveitamento de pastilhas; comportamento termomecânico.

ABSTRACT

Machining processes, especially turning, are widely applied in the metalworking industry due to their efficiency in shaping components with high dimensional accuracy and surface quality. In this context, the performance of the cutting tool plays a crucial role in the quality of the operation, being influenced by factors such as the tool's positioning relative to the workpiece. Structural analyses through computational simulations, such as Finite Element Analysis (FEA), have proven to be valuable tools for understanding and predicting the mechanical behavior of components under different operating conditions. This study aimed to analyze, through FEA-based simulations, the stress distribution acting on a cemented carbide cutting insert subjected to different vertical positions in relation to the geometric center of the workpiece during the longitudinal turning process. Five distinct tool height configurations were investigated: two positions below center, two above, and one neutral position aligned with the center of the part, in order to assess the thermomechanical impacts on stress distribution within the insert. The results showed that deviations from the neutral position—both above and below—lead to increased stress concentrations, particularly near the cutting edge, favoring wear and potential localized failures. The neutral position exhibited more homogeneous stress distribution and better thermal dissipation, indicating superior structural performance. The analyses confirmed that even small variations in tool height significantly affect the mechanical and thermal behavior of the system, and that FEA is a valuable resource for predictive diagnostics in machining. Limitations of the study include simplifications in the model, such as the absence of chip breaker and coating. Nonetheless, the findings offer technical support for practical decisions in the manufacturing environment, such as the strategic reuse of inserts and precise tool holder calibration.

Keywords: turning; cutting tool; finite element analysis; insert reuse; thermomechanical behavior.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Esquema do processo de torneamento cilíndrico externo	13
Figura 2 – Movimentos do torneamento.....	14
Figura 3 – Planos de referência e ângulos da ferramenta de corte	15
Figura 4 – Referência da ferramenta em relação ao centro da peça	16
Figura 5 – Componentes da força de usinagem.....	17
Figura 6 – Zonas de geração de calor	19
Figura 7 – Distribuição de calor na ferramenta de metal duro	22
Figura 8 – Desgastes ferramenta de metal duro.....	23
Figura 9 – Dimensões do inserto de corte.....	28
Figura 10 – Posicionamento da ferramenta de corte.....	28
Figura 11 – Representação esquemática dos deslocamentos do inserto.	29
Figura 12– Procedimento para obtenção da área de corte	29
Figura 13– Procedimento para obtenção da área de corte	30
Figura 14 – Perfil de revolução e avanço da ferramenta	30
Figura 15 – Perfil de seção de corte gerado na ferramenta.....	31
Figura 16 – Esquemático do modelo térmico do conjunto	32
Figura 17 – Síntese das principais etapas do modelo computacional.....	34
Figura 18 – Dimensões do Modelo.....	34
Figura 19 – Conjunto porta ferramenta, calço e ferramenta de corte	35
Figura 20 – Discretização do conjunto	36
Figura 21 – Refinamento malha na região de interesse	36
Figura 22 – Calor específico em função da temperatura	38
Figura 23 – Condutividade em função da temperatura.....	39
Figura 24 – Conjunto discretizado para aplicação do MEF.....	42
Figura 25 – Superfícies sob convecção.....	42
Figura 26 – Foto do conjunto ferramenta	43
Figura 27 – Perfil de carga térmica aplicada	45
Figura 28 – Carga térmica aplicada na área de corte.....	45
Figura 29 – Componentes das forças mecânicas	46
Figura 30 – Instante temporal de análise térmica	46
Figura 31 – Área da seção de corte.....	51
Figura 32 – Área de contato experimental.....	52
Figura 33 – Área de contato para análise térmica.....	52

Figura 34 – Mapa térmico do conjunto.....	54
Figura 35 – Mapas de distribuição de calor no instante $t = 40$ s	55
Figura 36 – Mapa de distribuição de Von Mises (0 mm).....	56
Figura 37 – Mapa de distribuição de Von Mises para as posições	56
Figura 38 – Mapa de distribuição de tensões de cisalhamento posição 0 mm	57
Figura 39 – Mapa de distribuição de tensões de cisalhamento para as posições.....	57
Figura 40 – Registro fotográfico obtido durante ensaios de torneamento:.....	60

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros de ks_1 e $1-z$ (Diniz et al., 2014).....	18
Tabela 2 – Distribuição percentual do calor no torneamento	21
Tabela 3 – Características da malha gerada para cada componente	37
Tabela 4 – Dados extrapolados das propriedades térmicas	40
Tabela 5 – Propriedades porta ferramenta	41
Tabela 6 – Resultados área da seção de corte.....	50
Tabela 7 – Resultados das forças de usinagem e fluxo térmico	53
Tabela 8 – Resumo dos valores de tensão e temperatura da ferramenta	58

LISTA DE SÍMBOLOS

f	Avanço da ferramenta	[mm/volta]
a_p	Profundidade de corte	[mm]
v_c	Velocidade de corte	[m/s]
α_f	Ângulo de folga	[°]
γ_f	Ângulo de saída	[°]
β_f	Ângulo de cunha	[°]
F_c	Força de corte	[N]
F_f	Força de avanço	[N]
F_p	Força passiva ou força radial	[N]
K_s	Pressão específica de corte	[N/mm ²]
A	Área da seção de corte	[mm ²]
$ks1$	Constante do modelo de Kienzle	[N/mm ²]
z	Expoente do modelo de Kienzle	[-]
b	Comprimento de contato	[mm]
h	Espessura de corte	[mm]
T	Temperatura	[°C]
ρ	Densidade do material	[kg/m ³]
W	Energia consumida durante o corte	[W]
Q	Quantidade de calor gerada	[W]
E	Módulo de Young	[GPa]
c	Calor específico	[J/kg.KPa]
k	Condutividade térmica	[W/(m.K)]
t	Tempo	[s]
ΔT	Variação de temperatura	[°C]
T_∞	Temperatura ambiente	[°C]
η	Direção normal à superfície (para gradiente térmico)	[-]
q''	Carga térmica aplicado	[W]
α	Coefficiente de expansão térmica linear	[1/K]
d	Espessura da camada de ar entre superfícies	[m]
τ_{max}	Tensão cisalhamento máximo	[MPa]

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	11
1.1. Considerações iniciais	11
1.2. Justificativa.....	11
1.3. Escopo e objetivos do trabalho.....	12
2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	13
2.1. Introdução ao processo de torneamento	13
2.2. Grandezas no processo de torneamento.....	13
2.3. Geometria da cunha de corte	14
2.4. Componentes da força de usinagem	16
2.5. Temperatura no processo de usinagem.....	18
2.5.1. Geração de calor	18
2.5.2. Distribuição da temperatura na zona de corte.....	21
2.6. Mecanismos de falha e vida útil da ferramenta	22
2.7. Aplicação do Método de Elementos Finitos.....	24
3. MATERIAIS E MÉTODOS	27
3.1. Área da seção de corte da ferramenta em diferentes posições	27
3.2. Relações constitutivas.....	31
3.2.1. Problema térmico	31
3.2.2. Problema termomecânico	33
3.3. Modelo computacional	34
3.3.1. Discretização do conjunto.....	35
3.4. Propriedades dos materiais	37
3.4.1. Inseto de metal duro	37
3.4.2. Porta-ferramenta e calço	41
3.5. Simulação por elementos finitos.....	42
3.5.1. Parâmetros da simulação térmica	42
3.5.1.1. Convecção térmica.....	42
3.5.1.2. Condução térmica	43
3.5.1.3. Carga térmica.....	44

3.6.	Parâmetros para simulação termomecânica.....	45
3.6.1.	Carregamentos	45
3.6.2.	Restrições de liberdade	47
3.7.	Configuração dos <i>solvers</i>	47
3.8.	Critério de análise dos resultados	47
4.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	50
4.1.	Análise das seções de corte obtidas nos diferentes posicionamentos.....	50
4.2.	Análise das forças de corte e potência de usinagem.....	52
4.3.	Simulações de elementos finitos.....	53
4.3.1.	Distribuição dos campos de temperatura	53
4.3.2.	Mapa de tensões da ferramenta nos diferentes posicionamentos	56
5.	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	61
6.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	63

1. INTRODUÇÃO

1.1. Considerações iniciais

O torneamento é um dos processos de usinagem mais amplamente utilizados na indústria metal mecânica, destacando-se por sua versatilidade, precisão e eficiência na modelagem de peças metálicas. Durante a operação, a ferramenta de corte é submetida a intensas solicitações térmicas e mecânicas, principalmente em decorrência do atrito e da deformação plástica do material. Esses efeitos influenciam diretamente o desgaste do inserto, a distribuição de temperatura na interface de corte e, conseqüentemente, a vida útil da ferramenta e a qualidade do produto final.

Entre os diversos fatores que podem afetar o desempenho da ferramenta, destaca-se a altura da ferramenta de corte em relação ao centro geométrico da peça/eixo de rotação da máquina. Na prática, é comum que esse posicionamento varie por vários motivos, como o reaproveitamento de pastilhas já gastas, o uso de calços para ajuste de altura, diferenças no tamanho entre pastilhas ou até pequenos erros no ajuste manual do porta-ferramenta. Essas variações podem mudar as condições de corte, alterando a geometria real do processo e, assim, afetando o calor gerado e o modo como a ferramenta se desgasta.

1.2. Justificativa

Apesar da relevância do posicionamento do inserto para o comportamento térmico e mecânico no processo de torneamento, a literatura ainda carece de estudos aprofundados que tratam da influência direta dessas variações sobre as tensões atuantes na ferramenta e sua durabilidade. Compreender essa lacuna é essencial para aprimorar a eficiência do processo, reduzir falhas prematuras e otimizar a vida útil dos insertos, especialmente em ambientes produtivos que visam a redução de custos por meio do reaproveitamento de pastilhas.

Nesse contexto, o uso de simulações computacionais via Método dos Elementos Finitos (MEF) apresenta-se como uma abordagem para investigar o comportamento da ferramenta sob diferentes configurações de posicionamento. Ao possibilitar a visualização das tensões críticas e distribuições térmicas, o MEF poderá oferecer subsídios para a tomada de decisão técnica no chão de fábrica.

1.3. Escopo e objetivos do trabalho

O presente estudo tem como objetivo principal analisar, por meio de simulações baseadas no Método dos Elementos Finitos (MEF), as tensões atuantes em um inserto de corte de metal duro submetido a diferentes posições em relação ao centro geométrico peça/máquina durante a operação de torneamento longitudinal.

O método permite a discretização do modelo para avaliação detalhada do comportamento físico do sistema. A investigação se concentra na avaliação dos efeitos térmicos e mecânicos associados à variação da altura da ferramenta de corte, buscando compreender como essas alterações influenciam a distribuição das cargas mecânicas e térmicas.

O escopo do estudo contempla:

- A modelagem de um cenário representativo de corte longitudinal no torneamento, com diferentes configurações de altura de posicionamento da ferramenta de corte;
- A realização de simulações estáticas térmicas e estruturais para avaliar as tensões geradas nas condições propostas;

Com este trabalho, espera-se oferecer informações para melhorar as práticas de usinagem. Os resultados podem ajudar na escolha e no reaproveitamento inteligente das pastilhas de corte para prolongar a vida da ferramenta e aumentar a produtividade do processo.

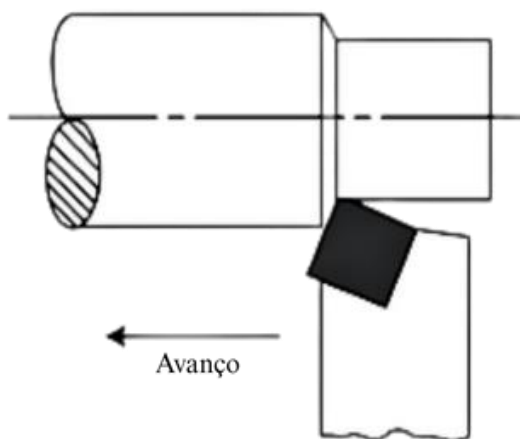
2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1. Introdução ao processo de torneamento

De acordo com Ferraresi (1970), o torneamento consiste em um processo de usinagem utilizado para produzir superfícies de revolução por meio de ferramentas de corte com uma única aresta ativa. A peça é colocada em rotação ao redor de seu eixo principal, enquanto a ferramenta se move em uma trajetória que permanece no mesmo plano desse eixo.

Neste estudo, será analisado o torneamento cilíndrico externo, caracterizado pelo movimento da aresta da ferramenta paralelo ao sentido de avanço, conforme pode ser observado na Figura 1.

Figura 1 – Esquema do processo de torneamento cilíndrico externo



Fonte: Adaptado de Machado et al (2015)

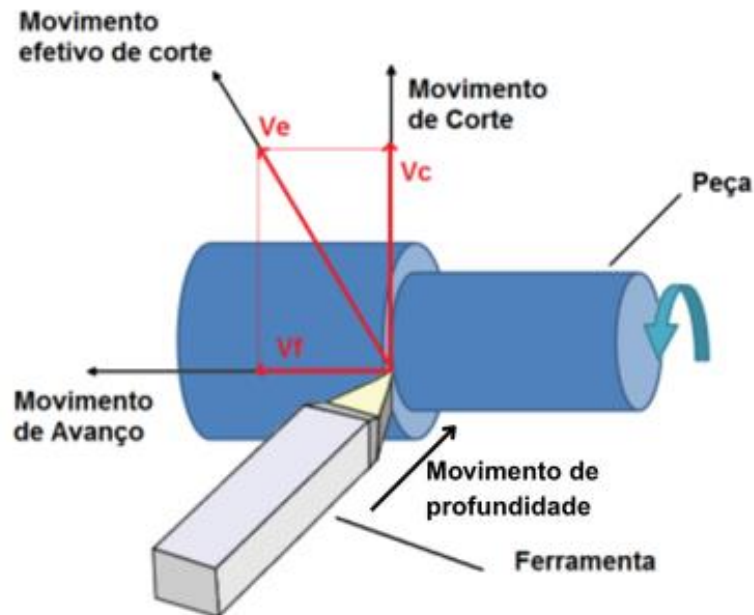
2.2. Grandezas no processo de torneamento

No processo de torneamento, de acordo com Ferraresi (1970), os movimentos que atuam na remoção do material são: o movimento de corte, realizado pela rotação da peça a ser cortada e o movimento de avanço que corresponde ao deslocamento linear da ferramenta ao longo da peça, permitindo o corte contínuo.

A combinação desses dois movimentos resulta no movimento efetivo de corte, que define a trajetória percorrida pela ferramenta na peça. Além disso, destaca-se também o movimento de penetração, responsável por definir a profundidade de corte e a largura do cavaco.

Esses movimentos estão ilustrados na Figura 2, na qual são destacadas as direções dos movimentos de corte e avanço.

Figura 2 – Movimentos do torneamento



Fonte: Adaptado de Novaes, Souza (2009)

Os principais parâmetros que influenciam diretamente o processo de corte são o avanço (f), a profundidade de corte (a_p) e a velocidade de corte (v_c).

Segundo Trent e Wright (2000), o avanço representa a distância que a ferramenta se desloca por rotação da peça e tem influência significativa sobre a formação do cavaco, a rugosidade superficial e as forças de corte. O aumento do avanço tende a gerar cavacos mais espessos, maior rugosidade e elevação das forças de usinagem.

A profundidade de corte, por sua vez, é definida como a distância entre a superfície original e a superfície usinada e ela afeta diretamente a taxa de remoção de material. O aumento desse parâmetro resulta em maiores esforços sobre a ferramenta, podendo comprometer sua integridade estrutural e acelerar seu desgaste, como aponta Shaw (2005).

Por fim, a velocidade de corte (v_c) corresponde à velocidade relativa entre a ferramenta e a superfície da peça. Este parâmetro está intimamente relacionado com a geração de calor, desgaste da ferramenta e sua vida útil. De acordo com Ferraresi (1970), o aumento da velocidade de corte eleva a temperatura na zona de usinagem, contribuindo para o desgaste acelerado da aresta de corte.

2.3. Geometria da cunha de corte

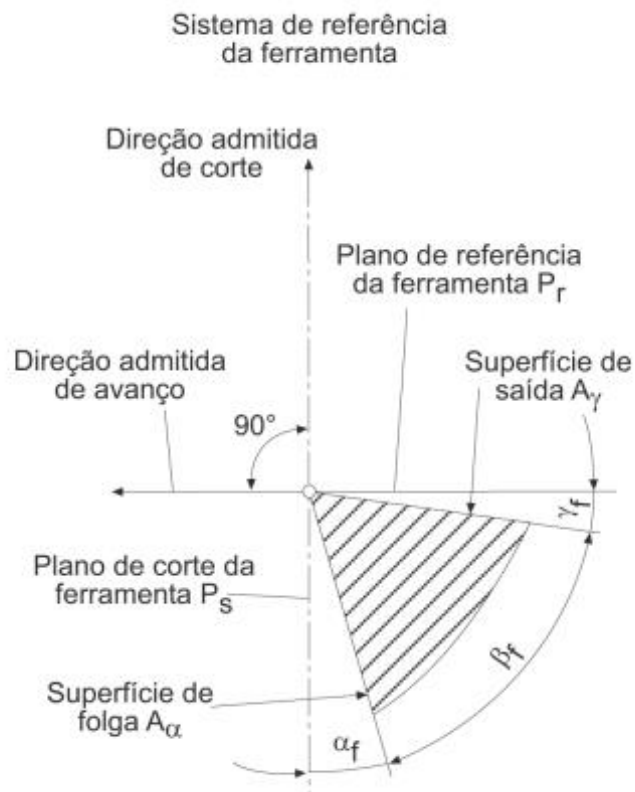
Segundo Oliveira et al. (2023), a geometria da ferramenta de corte exerce influência direta na formação do cavaco, nas forças de usinagem e na dissipação de calor e, como aponta

Amorim (2002), essa geometria é definida com base em duas superfícies fundamentais: a superfície de folga e a superfície de saída.

A superfície de folga tem como principal função evitar o atrito excessivo entre a ferramenta e a peça. Ela se subdivide em superfície de folga principal, que limita o contato direto com a superfície a ser usinada, e superfície de folga secundária. Já a superfície de saída é a responsável pela evacuação do cavaco, permitindo seu escoamento após o cisalhamento do material durante o corte.

Ainda conforme descrito por Oliveira et al. (2023), a identificação das superfícies fundamentais da ferramenta permite definir seus planos de referência, os quais são essenciais para a medição dos ângulos que caracterizam sua geometria de corte (Figura 3). Entre esses ângulos, destacam-se: o ângulo de folga (α_f), formado entre a superfície de folga principal e o plano de corte; o ângulo de saída (γ_f), situado entre a superfície de saída e o plano de referência; e o ângulo de cunha (β_f), resultante da intersecção entre as superfícies de saída e de folga.

Figura 3 – Planos de referência e ângulos da ferramenta de corte



Fonte: Diniz et al. (2014)

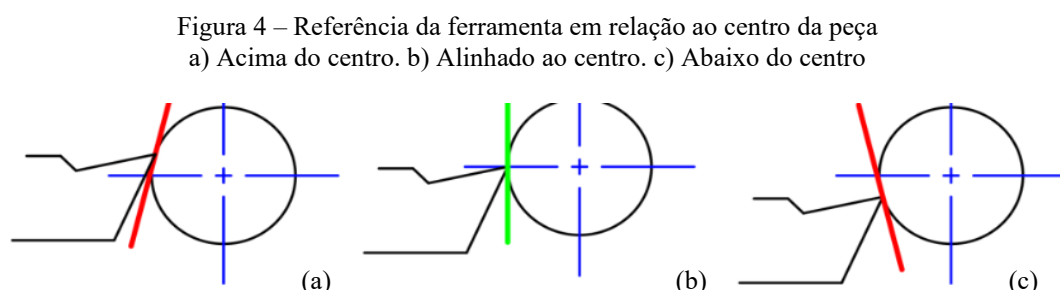
O posicionamento da ferramenta de corte em relação ao centro geométrico da peça influencia diretamente os ângulos efetivos de corte, como o ângulo de saída e o ângulo de folga. Trent e Wright (2000) destacam que variações nesses ângulos afetam a formação do cavaco, as

forças de corte e a geração de calor, embora não discutam especificamente os impactos do deslocamento vertical da ferramenta.

Em tornos CNC modernos, a altura da ferramenta é ajustada diretamente pelas dimensões do porta-ferramenta, porém, suas tolerâncias ou a utilização de insertos desgastados ou reafiados podem gerar desvios, afetando a precisão. Já em tornos manuais convencionais, o alinhamento da aresta com o centro do fuso da máquina é feito manualmente, muitas vezes exigindo o uso de calços para corrigir a altura, uma prática que, embora funcional, pode comprometer a rigidez do conjunto e introduzir vibrações (Ma, 2014).

Nesse contexto, Ma (2014) propôs um porta-ferramenta ajustável para tornos convencionais, eliminando a necessidade de calços e mitigando problemas como perda de rigidez, rugosidade superficial e imprecisão no corte. O estudo focou na otimização estrutural do dispositivo, mas não abordou diretamente os esforços mecânicos, como tensões e calor, atuantes durante o processo de usinagem.

A altura de centro da ferramenta influencia os ângulos efetivos de corte e o desgaste da ferramenta. Quando a ponta da ferramenta está acima do centro da peça (Figura 4a), tende-se a reduzir o ângulo de folga, já que o plano de corte tem sua direção alterada. Já na posição abaixo do centro (Figura 4c), o ângulo de folga fica maior, mas há redução do ângulo de saída, que causa maior deformação do cavaco e gera aumento dos esforços. Resende et al. (2019) confirmam que variações nos ângulos de corte influenciam diretamente a vida útil da ferramenta e a qualidade do processo.



Fonte: Adaptado de Bird (2025)

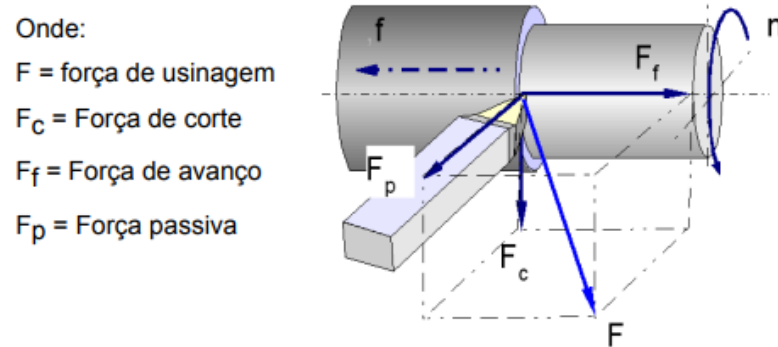
2.4. Componentes da força de usinagem

Durante o torneamento, a interação entre ferramenta e peça gera um conjunto de forças que podem ser decompostas em três componentes principais (Figura 5), fundamentais para a análise do processo:

- Força de corte (F_c): atua na direção da velocidade de corte, sendo responsável pelo cisalhamento do material.

- Força de avanço (F_f): atua na direção do avanço da ferramenta, contribuindo para o movimento contínuo de remoção do cavaco.
- Força passiva ou força radial (F_p): atua perpendicularmente às demais, direcionando-se para o centro da peça, influenciando a deflexão da peça e a estabilidade do processo.

Figura 5 – Componentes da força de usinagem



Fonte: Gonçalves (2014)

Neste trabalho, o cálculo da força de corte se baseou em um modelo mecânico, que relaciona diretamente a força aplicada à área da seção de corte, conforme a Equação 1.

$$F_c = K_s \cdot A \quad (1)$$

Em que:

K_s – Pressão específica de corte $\left(\frac{N}{mm^2}\right)$

A – Área da seção de corte (mm^2)

No processo de torneamento, a área da seção de corte representa a região na qual ocorre efetivamente o cisalhamento do material, sendo compreendida como a interface de contato entre a ferramenta de corte e o cavaco. De acordo com Diniz et al. (2014), desprezando-se o efeito do raio de ponta, ela pode ser definida pela Equação 2, onde f corresponde ao avanço, a_p , à profundidade de usinagem, b , ao comprimento de contato e h , à espessura de corte.

$$A = f \cdot a_p = b \cdot h \quad (2)$$

Para a determinação de K_s , Kienzle (1952) propôs um modelo que possui a espessura de corte h como principal variável, conforme a Equação 3. Nela, k_{s1} e z são constantes determinadas empiricamente, que dependem do material usinado e das condições de processo.

$$K_s = k_{s1} \cdot h^{-z} \quad (3)$$

Substituindo as Equações 2 e 3 na Equação 1, tem-se:

$$F_c = K_s \cdot b \cdot h = k_{s1} \cdot h^{(1-z)} \cdot b \quad (6)$$

Para este estudo, os valores de k_{s1} e $(1-z)$ foram obtidos a partir dos dados apresentados por Diniz et al. (2014), conforme a Tabela 1.

Tabela 1 – Parâmetros de k_{s1} e $1-z$ (Diniz et al., 2014)

Material – aço ABNT	σ_t (N/mm ²)	$1-z$	K_{s1} (N/mm ²)
1030	520	0,74	1990
1040	620	0,83	2110
1050	720	0,70	2260
1045	670	0,86	2220
1060	770	0,82	2130
8620	770	0,74	2100

Conforme abordado por Machado et al. (2015), para a usinagem de aços comuns com ferramentas de metal duro, observa-se uma proporção aproximada entre as forças de corte, passiva e de avanço, dada aproximadamente por $F_c: F_f: F_p = 4: 2: 1$. Com base nessa proporção e no cálculo da força de corte por meio da equação de Kienzle, pode-se estimar as demais componentes da força. Essa relação simplificada é compatível com os resultados experimentais reportados por Machado et al. (2015), que observaram uma distribuição média das forças de usinagem próxima a essa razão em ensaios realizados com aços.

Estratégia semelhante também foi adotada por Caputo (2016), que utilizou essa mesma proporção para estimar as componentes da força em estudos numéricos de processos de usinagem, reforçando sua aplicabilidade em análises preliminares com dados limitados.

2.5. Temperatura no processo de usinagem

2.5.1. Geração de calor

O processo de usinagem, especialmente o torneamento, envolve a geração intensa de calor devido aos mecanismos de deformação plástica do material e ao atrito entre a ferramenta, o cavaco e a peça.

Segundo Machado et al. (2015), o calor gerado durante o corte pode ser dividido em três zonas principais, conforme representado na Figura 6: (A) zona de cisalhamento primário, onde ocorre a maior parte da deformação plástica; (B e C) zona de cisalhamento secundário, relacionada ao atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta; e (D) zona de atrito terciário, associada ao contato entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície usinada.

Figura 6 – Zonas de geração de calor



Fonte: Machado et al (2015)

A zona de cisalhamento primária (A) corresponde à região localizada entre a peça e a base do cavaco, onde se concentram as maiores tensões e deformações plásticas. É nessa área que ocorre o cisalhamento efetivo do material, e o calor gerado está associado ao processo de deformação (Machado et al., 2015).

A maior parte desse calor é transferida para o cavaco, que o conduz para fora da zona de corte, enquanto uma pequena fração é dissipada para a peça, podendo elevar sua temperatura e afetar a precisão dimensional. De acordo com Pereira (2022), as temperaturas nessa região podem variar de 200 °C a 350 °C em materiais comuns, atingindo até 650 °C na usinagem de aços endurecidos e ligas de níquel.

A zona de cisalhamento secundária (B e C) se situa na interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta. É caracterizada por elevado atrito e cisalhamento do cavaco na região de aderência, sendo considerada a principal fonte de calor que afeta a ferramenta de corte (Trent e Wright, 2000). A temperatura nessa região pode ultrapassar 1000 °C e seu aumento está diretamente relacionado à elevação da velocidade de corte. Segundo Machado et al. (2015), o calor gerado na zona secundária tem papel determinante na vida útil da ferramenta e atua como fator limitante para a taxa de remoção de material, exigindo um equilíbrio entre produtividade e durabilidade da aresta de corte.

Por fim, a zona de cisalhamento terciária (D) se refere ao contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça. Mesmo em ferramentas que ainda não apresentam desgaste significativo, esse contato pode ocorrer devido à necessidade de uma deformação mínima na região para viabilizar a formação do cavaco. Em condições de ângulo de folga reduzido ou com presença de desgaste de flanco, essa zona se torna ainda mais relevante na geração de calor

(Santos, 2007). O calor gerado nessa interface pode provocar elevação significativa da temperatura na superfície de folga e, em casos extremos, contribuir para o colapso da ferramenta.

Posto isto, cada uma dessas regiões contribui de maneira distinta para a dissipação de energia térmica no processo de torneamento, sendo a zona secundária a mais crítica em relação ao desgaste da ferramenta, e a primária, responsável pela deformação plástica inicial do material.

Estudos experimentais demonstram que a maior parte da energia mecânica envolvida no processo de usinagem é transformada em energia térmica, assim, pesquisas clássicas na área, como as realizadas por Pankine (1965) e Ferraresi (1970) *apud* Machado et al. (2015), indicam que essa conversão energética pode ultrapassar 90% do trabalho mecânico total aplicado.

A quantidade de calor gerada na zona primária pode ser estimada pela Equação 7, proposta por Ferraresi (1970).

$$W = Q = F_C \cdot v_c \quad (7)$$

Em que:

W – Energia consumida durante o corte (W)

Q – Quantidade de calor gerada (W)

F_C – Componente principal da força de corte (N)

v_c – Velocidade de corte (m/s)

Essa relação demonstra que o calor é diretamente proporcional à força e à velocidade de corte, que eleva significativamente a taxa de deformação plástica e o atrito, gerando mais calor (Shaw, 2005). O aumento de outros parâmetros como o avanço e profundidade de usinagem aumentam a área de contato e a força de corte, elevando a energia térmica dissipada, conforme mencionado por Trent e Wright (2000).

Segundo Shaw (2005), o calor gerado durante a usinagem tem implicações diretas no desempenho do processo. Temperaturas excessivas podem levar ao amaciamento térmico do material da ferramenta, aceleração do desgaste por craterização e modificação das propriedades superficiais da peça usinada. Além disso, a distribuição não uniforme do calor pode induzir gradientes térmicos que causam tensões residuais, afetando tanto a vida da ferramenta quanto a integridade da peça.

2.5.2. Distribuição da temperatura na zona de corte

O calor gerado na zona de corte é dissipado principalmente pelo cavaco, seguido pela peça, pela ferramenta e, quando utilizado, pelo fluido de corte. Uma fração menor é transferida para o ambiente. A distribuição desse calor depende das condições de corte, dos materiais envolvidos e da presença de refrigeração.

Conforme demonstrado por Machado et al. (2015), embora a fração de calor absorvida pela ferramenta seja relativamente pequena comparada à dissipada pelo cavaco, o aumento de temperatura resultante pode atingir valores extremamente elevados, da ordem de 1.100°C. Essas condições térmicas severas prejudicam significativamente o desempenho da ferramenta, provocando a perda de resistência mecânica por amaciamento térmico, formação de crateras na superfície de saída e alteração das propriedades do material de corte.

Esses efeitos são particularmente críticos na zona de contato ferramenta–cavaco, região que concentra os maiores esforços térmicos e mecânicos e, conseqüentemente, constitui o principal foco de estudos sobre desgaste e vida útil de ferramentas.

Segundo Barrios (2018), o calor gerado no processo de usinagem é diretamente proporcional ao aumento da velocidade de corte, avanço e profundidade da usinagem. A distribuição desse calor entre cavaco, peça e ferramenta pode variar conforme as propriedades térmicas dos materiais envolvidos, como calor específico e condutividade. Barrios (2018) menciona que, enquanto Shaw (1997) estima que 90% do calor vai para o cavaco e apenas 5% para a ferramenta, Takeuchi, Sakamoto e Sata (1982) sugerem que entre 10% e 30% do calor pode ser absorvido pela ferramenta, conforme citado por Putz et al. (2017).

Para reunir as divergências observadas na literatura quanto à distribuição do calor gerado no processo de usinagem, Barrios (2018) organizou essas informações em uma tabela comparativa. A Tabela 2 apresenta uma adaptação dessa compilação, considerando apenas as condições específicas do processo de torneamento.

Por se tratar de um levantamento baseado em múltiplas referências, observa-se uma ampla faixa de variação nos percentuais, refletindo as diferentes metodologias experimentais e parâmetros operacionais considerados nos estudos originais.

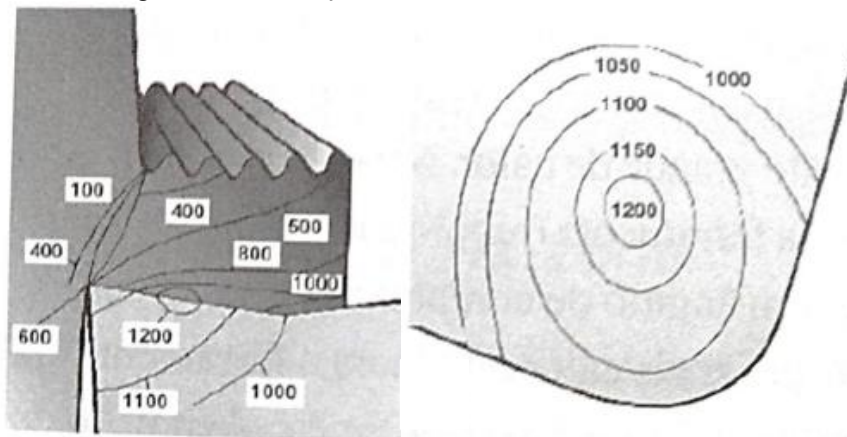
Tabela 2 – Distribuição percentual do calor no torneamento

	Torneamento
Ferramenta	2,1 – 18,0%
Peça	1,1 – 20,0%
Cavaco	74,6 – 96,3%

Fonte: Adaptado de Barrios (2018) *apud* Putz et al. (2017).

Em relação ao perfil de distribuição de temperatura na ferramenta, a Figura 7 apresenta os campos térmicos típicos de um inserto de corte de metal duro, conforme ilustrado por Diniz et al. (2008), *apud* Caputo (2016). Observa-se que as máximas temperaturas se concentram na região de contato entre a peça e a ferramenta.

Figura 7 – Distribuição de calor na ferramenta de metal duro



Fonte: Diniz et al. (2014) *apud* Caputo (2016)

Observa-se na Figura 7 uma distribuição assimétrica, desenvolvendo-se temperaturas na zona de contato cavaco-ferramenta entre 1000 °C e 1200 °C.

Assim, Patrick (2016) ressalta que, embora a ferramenta absorva apenas uma pequena parcela do calor gerado durante a usinagem, a concentração térmica nas regiões de contato (ferramenta-peça e cavaco-ferramenta) é crítica. Como essas áreas são restritas e permanecem constantes durante o processo, as temperaturas podem ser extremamente elevadas, acelerando significativamente os mecanismos de desgaste.

2.6. Mecanismos de falha e vida útil da ferramenta

A vida útil da ferramenta de corte é diretamente influenciada pelas condições térmicas da zona de corte, sendo a temperatura um dos principais fatores que determinam os mecanismos de desgaste e o tempo até a falha da ferramenta. A compreensão dessa relação tem motivado, ao longo das décadas, o desenvolvimento de modelos empíricos e analíticos para a previsão da vida útil.

Entre os modelos clássicos, Caputo (2016) destaca a Equação 10, proposta por Schallbroch e Schaumann (1937), que relaciona a temperatura da ferramenta à sua vida útil.

$$K = \theta^n \cdot T \quad (10)$$

Onde:

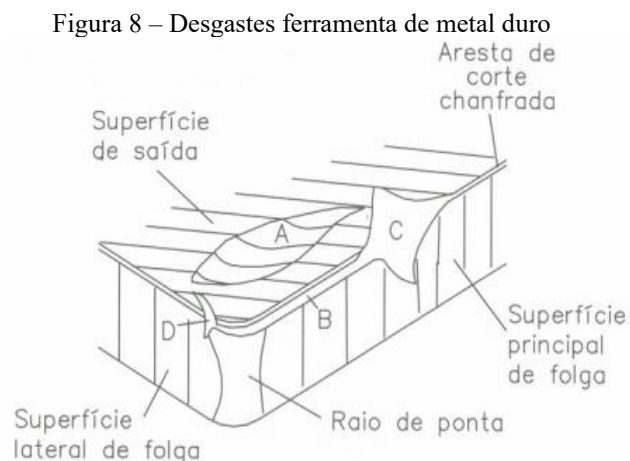
K, n – Parâmetros constantes dependentes do material da ferramenta e das condições de corte.

θ – temperatura na interface da ferramenta ($^{\circ}\text{C}$),

T – Vida da ferramenta (min)

Caputo (2016) ainda menciona que essa expressão foi originalmente desenvolvida para ferramentas de aço rápido e posteriormente validada para ferramentas de metal duro nos estudos de Machado et al. (2015). Essa equação evidencia a influência direta da elevação da temperatura na redução da vida útil da ferramenta: à medida que a temperatura aumenta, o tempo de vida da ferramenta diminui de forma significativa, especialmente em condições de corte severas.

A correlação entre temperatura e vida útil da ferramenta está diretamente relacionada aos mecanismos de desgaste observados durante o processo de usinagem. Em condições normais de corte, os desgastes exibidos na Figura 8 tendem a prevalecer, conforme demonstrado por Machado e Silva (2004) *apud* Hui (2007).



Fonte: Hui (2007)

O desgaste por craterização, caracterizado pela formação de uma cratera na superfície de saída da ferramenta (área A), é um dos principais mecanismos de degradação em insertos de corte. Segundo Hui (2007), esse tipo de desgaste está fortemente associado à pressão de corte e às altas temperaturas geradas durante a usinagem. Em temperaturas elevadas, especialmente acima de $800\text{ }^{\circ}\text{C}$, pode ocorrer o fenômeno de difusão atômica, no qual elementos químicos do material da ferramenta migram para o material da peça/cavaco, promovendo a remoção progressiva de massa. Portanto, trata-se de um processo complexo, envolvendo mecanismos como difusão e abrasão.

Já o desgaste de flanco (área B) ocorre na superfície de folga da ferramenta, devido ao atrito constante entre a ferramenta e a peça usinada. Esse tipo de desgaste ocorre comumente devido à abrasão, onde partículas duras removem material da ferramenta. Por fim, o desgaste de entalhe (áreas C e D) surge nas extremidades da ferramenta de corte, geralmente provocado por mudanças na dureza da peça (como camadas endurecidas) ou devido à oxidação localizada. Temperaturas elevadas favorecem reações químicas que contribuem para a formação desse tipo de desgaste.

Além desses, a deformação plástica também pode ocorrer nas ferramentas sob altas pressões e temperaturas, especialmente em ferramentas com menor resistência térmica. Nessas condições, a aresta de corte pode sofrer colapso mecânico, alterando sua geometria e comprometendo a estabilidade do corte.

O aumento da temperatura, portanto, atua como um agente catalisador desses mecanismos, intensificando reações químicas (oxidação e difusão), enfraquecendo as propriedades mecânicas da ferramenta e acelerando seu desgaste.

2.7. Aplicação do Método de Elementos Finitos

O MEF tem se destacado como uma poderosa ferramenta de simulação numérica aplicada à usinagem, permitindo analisar os complexos fenômenos térmicos, mecânicos e estruturais que ocorrem na zona de corte. Ele se trata de uma técnica numérica utilizada para obter soluções aproximadas de problemas de campos contínuos, dividindo o domínio em subdomínios, chamados elementos finitos (Zienkiewicz et al., 2005). Sua utilização tornou-se especialmente relevante frente às dificuldades experimentais de medir com precisão variáveis como temperatura, tensão e desgaste em regiões de contato severo entre ferramentas, cavaco e peça.

Conforme mencionado, durante a usinagem, uma quantidade significativa de calor é gerada devido à deformação plástica do material e ao atrito entre a ferramenta e o cavaco. O MEF permite modelar essa geração de calor e prever sua distribuição na interface de corte, identificando zonas críticas de temperatura na ferramenta. Essas simulações são fundamentais para compreender os efeitos térmicos que contribuem para os mecanismos de desgaste mencionados.

Além da modelagem térmica, a metodologia permite avaliar o comportamento mecânico da ferramenta sob esforços de corte. As simulações estruturais identificam regiões com elevadas tensões mecânicas, além de permitir a análise termomecânica acoplada, onde as propriedades

do material variam com a temperatura, auxiliando a prever falhas como colapso da aresta de corte, trincas térmicas e deformações permanentes.

Essa metodologia pode ser dividida em três etapas: pré-processamento, processamento e pós-processamento. No pré-processamento, define-se a geometria, propriedades dos materiais, condições de contorno e a malha do modelo, sendo esta etapa essencial para garantir resultados precisos, especialmente em regiões críticas.

O processamento é a fase de cálculo, onde o software (como o NX Nastran) resolve as equações do modelo, obtendo variáveis como tensões, deformações ou temperaturas. Em seguida, no pós-processamento, os resultados são visualizados e analisados por meio de gráficos e dados quantitativos, permitindo validar o modelo, identificar áreas críticas e orientar decisões de projeto.

Diversos estudos utilizaram o método de elementos finitos para analisar o processo de usinagem e, em especial, a geração de calor e tensões na zona de corte. Hui (2007) investigou a distribuição de temperatura, forças e deformações na zona de corte durante o torneamento com metal duro do aço AISI 4340, usando o MEF com o software ABAQUS. O autor comparou quatro modelos diferentes, considerando variações de parâmetros e estratégias de malha para simular a formação de cavacos e validar os resultados por meio de medições experimentais com termopares e dinamômetro piezoelétrico. Os resultados obtidos validaram experimentalmente as previsões numéricas e permitiram identificar regiões críticas de temperatura e tensão, orientando melhorias na seleção de parâmetros de corte.

Por sua vez, Al-Zkeri et al. (2009) utilizaram o MEF para investigar os efeitos de diferentes raios de aresta de uma ferramenta de metal duro revestido na formação de cavacos, forças de corte e tensões atuantes na ferramenta durante o corte ortogonal de uma liga de aço. e chegaram à conclusão de que o método pode ajudar significativamente na otimização das ferramentas de corte por meio da previsão das tensões e temperaturas.

Aliyegbenoma e Ozakpolor (2021) também utilizaram o MEF para comparar os resultados simulados com testes experimentais de usinagem a seco de uma barra de aço macio com ferramenta de metal duro. A abordagem envolveu a modelagem 3D do processo, análise da distribuição de tensões de von Mises e avaliação da força de corte. Assim, após a realização dos testes, os autores constataram que os resultados simulados apresentaram boa concordância com os valores experimentais, concluindo que o MEF via ANSYS é uma ferramenta robusta para prever tensões de Von Mises em ferramentas de corte.

Em 2021, Schraknepper et al. (2021) propuseram um modelo de elementos finitos bidimensional (2D FEM) para simular o corte ortogonal de ligas à base de níquel, considerando

desgaste progressivo da ferramenta e tensões residuais iniciais. O estudo avaliou a distribuição de tensões de von Mises, a influência da profundidade de corte e a evolução da temperatura na região da aresta. Observou-se que o desgaste gera concentração de tensões mais pronunciada na região próxima à aresta de corte, enquanto tensões residuais afetam significativamente os estados de tensão internos da ferramenta.

Por fim, Ali Ghasemi et al. (2024) abordaram em seu estudo a simulação por elementos finitos do corte ortogonal de peças “multimateriais” (Al, aço inoxidável e Ti) com ferramenta revestida, avaliando forças de corte, tensões, temperatura e formação de cavacos. Camadas de aço inoxidável aumentaram significativamente as tensões e temperaturas na ferramenta, chegando a 1448 K. A força de corte foi até 2,26 vezes maior em comparação à obtida no corte do alumínio puro. O aumento da espessura do revestimento reduziu tensões, mas elevou a temperatura na aresta de corte.

Apesar do amplo número de estudos abordando a influência da temperatura e os mecanismos de desgaste na vida útil das ferramentas de corte, observa-se uma lacuna na literatura quanto aos efeitos da variação no posicionamento da ferramenta sobre a distribuição de temperatura e tensões na zona de corte da ferramenta.

A maioria dos trabalhos considera a ferramenta em uma posição ideal, desconsiderando eventuais desalinhamentos ou inclinações que ocorrem na prática industrial. Nesse contexto, o presente estudo propõe, por meio do MEF, analisar como variações no posicionamento da ferramenta afetam o campo térmico e tensional, contribuindo para a compreensão dos impactos desse fator na ferramenta de corte.

Por fim, ressalta-se que, apesar de seus benefícios, o uso do MEF em simulações de usinagem ainda apresenta desafios. A correta definição das condições de contorno térmicas, o modelo constitutivo adequado para representar o comportamento do material em altas temperaturas e a modelagem do contato das superfícies são pontos críticos que influenciam diretamente a precisão dos resultados.

3. MATERIAIS E MÉTODOS

O desenvolvimento deste trabalho foi conduzido por meio de uma sequência estruturada de etapas, iniciando com a obtenção da área da seção de corte da ferramenta nas diferentes posições de altura de centro, seguida pela simulação térmica para a obtenção do gradiente de temperaturas, simulação estática com a aplicação das cargas térmicas e mecânicas, e finalizando com a análise dos resultados.

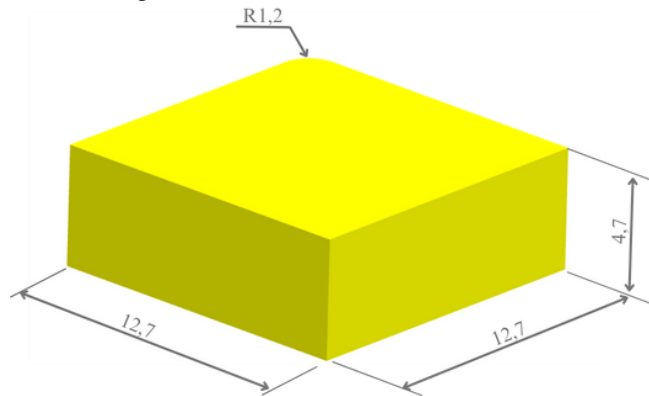
3.1. Área da seção de corte da ferramenta em diferentes posições

Neste tópico, será apresentado o procedimento adotado para determinar a área da seção de corte da ferramenta em diferentes posições de altura em relação ao centro da peça/máquina. A princípio, cabe destacar as simplificações adotadas para a obtenção dessa área de contato peça-ferramenta, que será utilizada nas análises. As seguintes premissas foram consideradas:

- O fenômeno de deformação no contato entre a peça e a ferramenta foi desconsiderado, assumindo-se um contato rígido entre o inserto e a peça idealizada, sem a formação de cavaco. Dessa forma, as propriedades mecânicas dos materiais, como elasticidade e plasticidade, não foram incluídas na modelagem desse contato.
- O processo foi simulado no ambiente de montagem do software Siemens NX 12, sem considerar os efeitos dinâmicos do processo de usinagem, como vibrações, variações de carga ao longo do tempo ou esforços de corte transientes.

A ferramenta considerada na análise foi um inserto de corte de metal duro do tipo neutro, sem revestimento, com formato quadrado e dimensões padronizadas: 12,7 mm de aresta, raio de ponta de 1,2 mm e espessura de 4,7 mm (Figura 9). Para reduzir o tempo de processamento nas simulações térmicas, foi considerada apenas uma das pontas do inserto com o raio de ponta, enquanto as demais arestas foram mantidas com geometria simplificada.

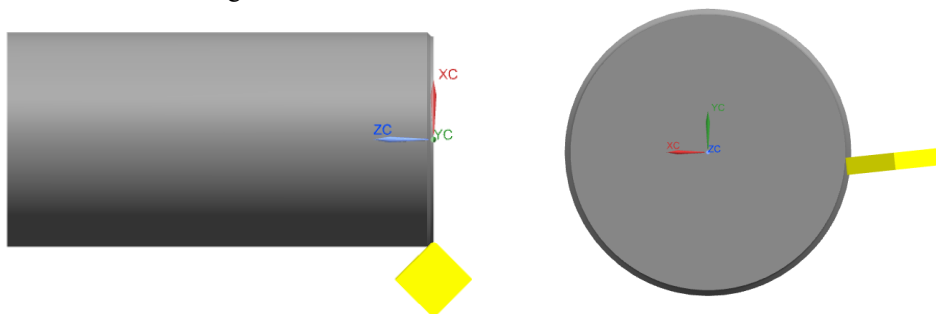
Figura 9 – Dimensões do inserto de corte



Fonte: Autora (2025)

A peça usinada foi modelada como um tarugo cilíndrico, com diâmetro de 50 mm, tendo seu centro geométrico adotado como referência para o posicionamento da ponta da ferramenta. Para simular as condições de torneamento em corte longitudinal, o inserto foi posicionado com um ângulo de posição de 45° , um ângulo de saída de -6° e um ângulo de folga de $+6^\circ$ (Figura 10).

Figura 10 – Posicionamento da ferramenta de corte

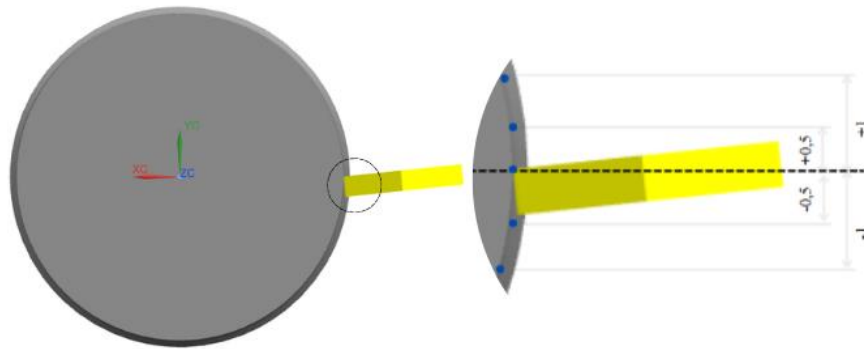


Fonte: Autora (2025)

Com base nessa configuração inicial, foram analisadas cinco posições distintas da ponta do inserto em relação ao eixo Y do centro da peça. A posição central (neutra), com *offset* igual a 0 mm, foi utilizada como referência para as demais. Adicionalmente, foram considerados deslocamentos de 0,5 mm e 1 mm no sentido positivo do eixo Y e espelhados no sentido negativo do mesmo eixo.

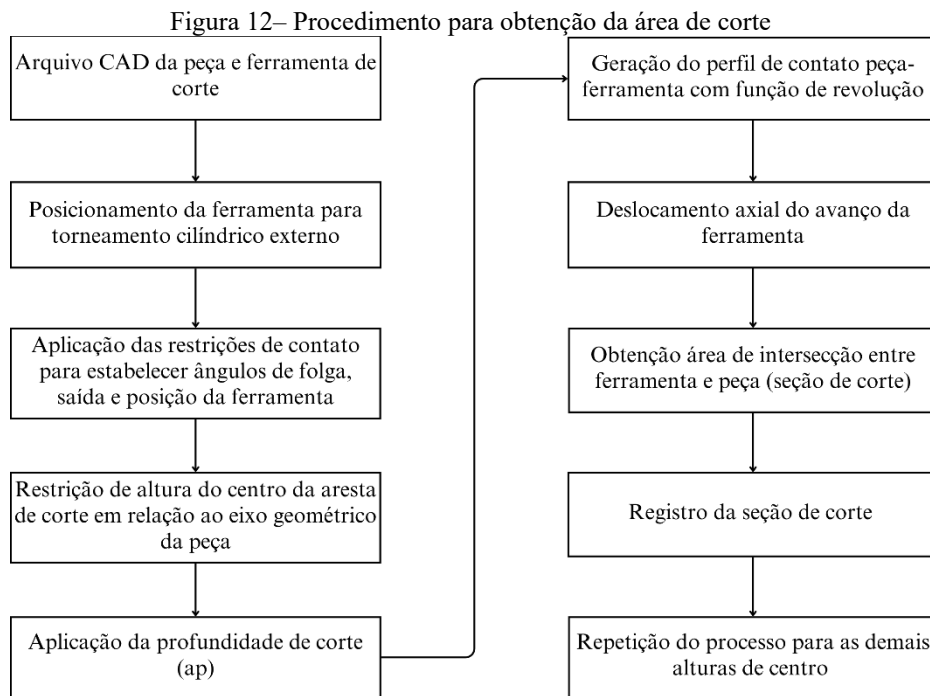
A Figura 11 representa uma ilustração esquemática do arranjo, destacando o posicionamento central da ferramenta e o sistema de coordenadas utilizado. Cabe destacar que todas as posições analisadas mantêm a mesma orientação angular, variando apenas o deslocamento na direção do eixo Y.

Figura 11 – Representação esquemática dos deslocamentos do inserto.



Fonte: Autora (2025)

Com base nessas condições, o inserto foi posicionado radialmente e avançado axialmente sobre a peça para a obtenção da área da seção de corte. Para proporcionar maior clareza e organização ao processo, foi definido o fluxo metodológico apresentado na Figura 12.

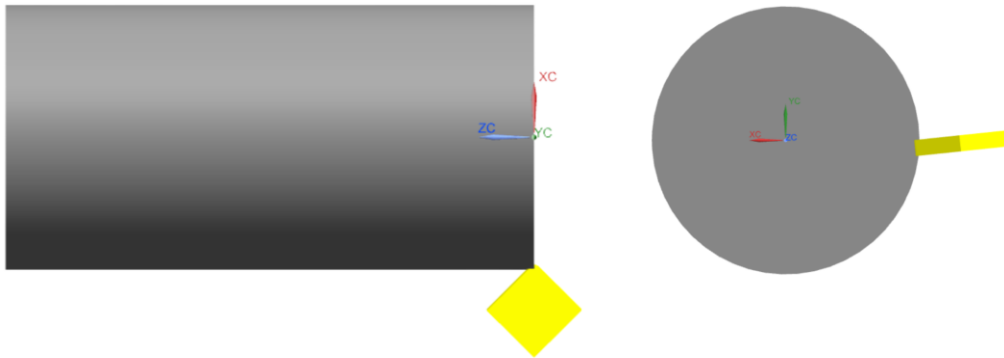


Fonte: Autora (2025)

Após a obtenção das geometrias da peça e do inserto, configurou-se do modelo no ambiente de montagem. Para isso, a ponta do inserto foi posicionada no centro geométrico da peça cilíndrica, estabelecendo-se o contato para o corte.

Nessa etapa, os ângulos de posição, saída e folga da ferramenta foram definidos com base nas restrições de contato impostas pelo software. Com a ferramenta devidamente posicionada e referenciada, aplicou-se uma profundidade de corte de 1 mm. O resultado obtido é ilustrado na Figura 13.

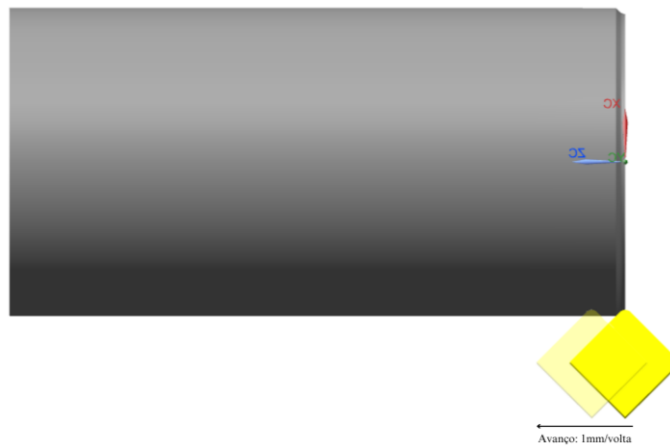
Figura 13– Procedimento para obtenção da área de corte



Fonte: Autora (2025)

Em seguida, utilizou-se a função de revolução para gerar o perfil de contato da ferramenta com a superfície usinada. Para simular o avanço da ferramenta em uma volta completa, o inserto foi deslocado em 0,1 mm por volta, resultando na obtenção da seção de corte (Figura 14).

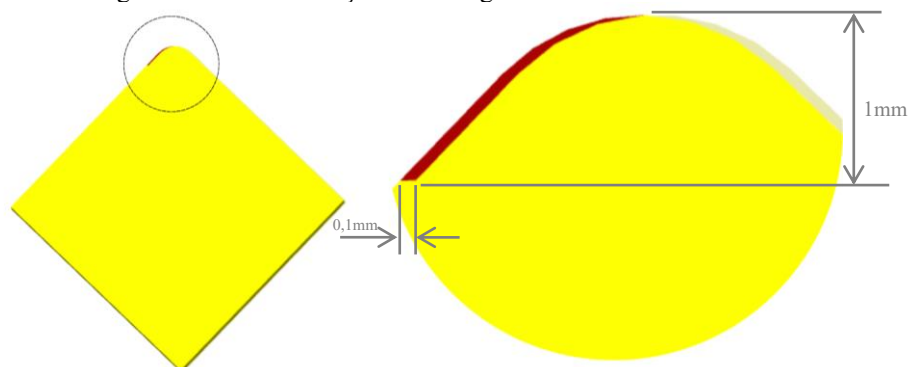
Figura 14 – Perfil de revolução e avanço da ferramenta



Fonte: Autora (2025)

O perfil gerado, ilustrado na Figura 15, corresponde à interseção da peça com a ferramenta, ou seja, a área da seção de corte, que fornecerá subsídios para a avaliação do comportamento termomecânico proposto neste estudo.

Figura 15 – Perfil de seção de corte gerado na ferramenta



Fonte: Autora (2025)

A partir dessa etapa, o procedimento foi repetido para diferentes posicionamentos da ferramenta em relação à peça, simulando distintas regiões de contato. Para cada nova posição, repetiu-se o processo de deslocamento radial, geração do perfil por meio da função de revolução e deslocamento axial. As áreas de corte obtidas para cada configuração foram armazenadas e foram utilizadas como entrada nas simulações térmicas e termomecânicas realizadas por meio do MEF.

Vale ressaltar que, ao considerar o comportamento elasto-plástico dos materiais envolvidos no contato entre peça e ferramenta, a área da seção de corte tenderia a ser maior do que a obtida neste estudo. Isso se deve ao fato de que, na prática, a peça usinada sofre deformações plásticas significativas na zona de corte, ampliando a região de contato efetivo com a aresta da ferramenta. A ausência da modelagem desse efeito implica na subestimação da área real, já que o modelo adotado neste trabalho assume contato rígido e idealizado

Assim, a inclusão do comportamento elasto-plástico permitiria uma representação mais fiel da interação ferramenta-peça, especialmente em materiais dúcteis, nos quais a deformação plástica contribui de forma relevante para o aumento da espessura do cavaco e, conseqüentemente, da área de contato. Portanto, a consideração dessa não linearidade constitutiva se apresenta como uma possibilidade para estudos futuros, visando ampliar a precisão da análise termomecânica no processo de usinagem.

3.2. Relações constitutivas

3.2.1. Problema térmico

O problema térmico, ilustrado na Figura 16, pode ser descrito pela Equação 11, de difusão térmica tridimensional transiente.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho c(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad (11)$$

Em que:

x, y e z – Coordenadas cartesianas;

ρ – Massa específica do material;

c – Calor específico;

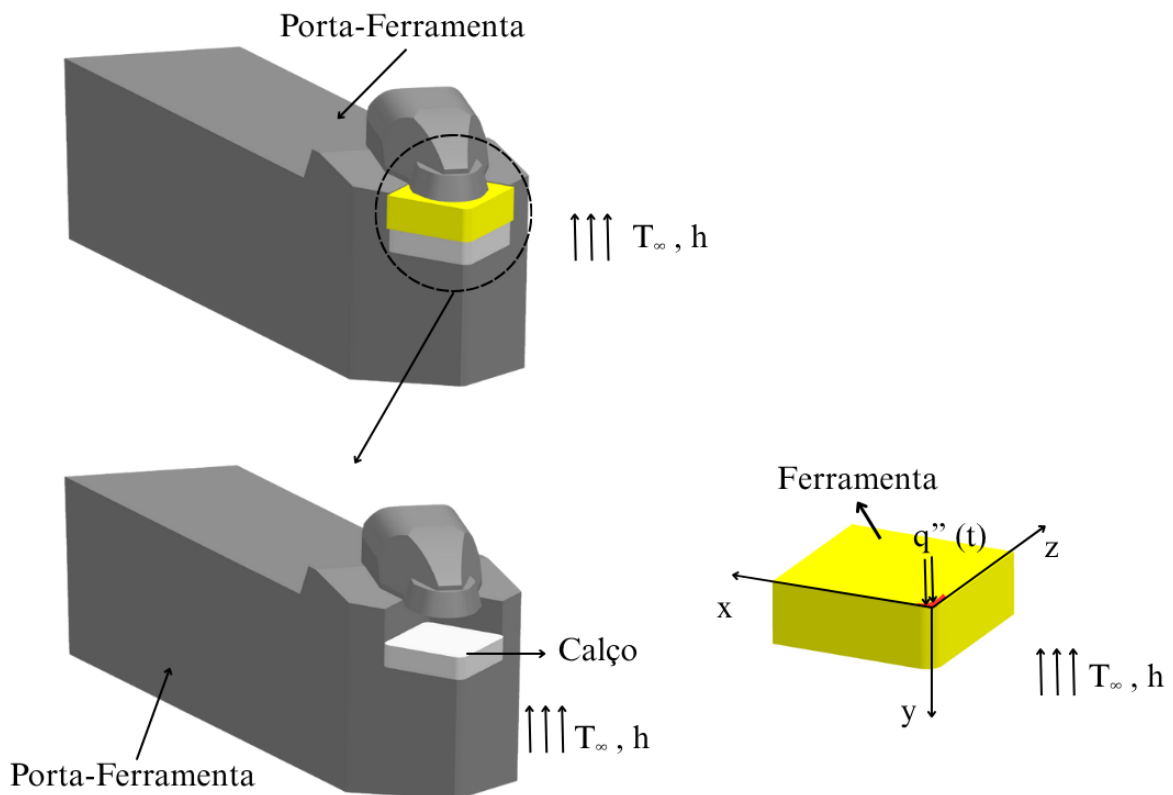
k – Condutividade térmica;

T – Temperatura na região considerada;

t – Tempo

A mesma abordagem foi utilizada no estudo de Carvalho (2005), que serviu como base metodológica para o desenvolvimento deste trabalho.

Figura 16 – Esquemático do modelo térmico do conjunto ferramenta, calço e porta ferramenta.



Fonte: Autora (2025)

O sistema parte de uma distribuição térmica uniforme em todo o domínio de análise (ferramenta, calço e porta ferramenta), definida pela condição inicial colocada na Equação 12.

$$T_{(x,y,z,t=0)} = T_{inicial} \quad (12)$$

Semelhante a abordagem de Coelho et. al (2020), para modelar a troca térmica com o ambiente, foram aplicadas condições de contorno de convecção, definidas pela Equação 13.

$$-k(T) \cdot \frac{\delta T}{\delta \eta} = h \cdot (T - T_{\infty}) \quad (13)$$

Em que:

$\frac{\delta T}{\delta \eta}$ – Gradiente de temperatura na direção normal à superfície;

h – Coeficiente de transferência térmica por convecção;

T_{∞} – Temperatura de equilíbrio do ambiente

Na interface de contato entre a ferramenta e a peça usinada, aplica-se uma condição de fluxo térmico (q'') descrita pela Equação 14.

$$-k(T) \cdot \frac{\delta T}{\delta y}(x, 0, z, t) = q'' \quad (14)$$

Para a solução das equações governantes do problema térmico, foi utilizada uma simulação numérica por meio do módulo *Simcenter Thermal/Flow*, integrado ao software Siemens NX 12. Essa ferramenta computacional permite resolver equações de conservação de energia e balanço térmico em geometrias tridimensionais complexas, considerando propriedades térmicas dependentes da temperatura e condições de contorno realistas. O modelo possibilita a análise detalhada dos mecanismos de transferência de calor por condução, convecção e contato térmico, fornecendo uma representação fiel do comportamento térmico do sistema analisado.

3.2.2. Problema termomecânico

O modelo termomecânico considera o acoplamento entre os campos térmico e estrutural, avaliando como a variação de temperatura influencia a resposta mecânica do material. Essa abordagem permite determinar as tensões termomecânicas resultantes da combinação das cargas externas com os gradientes térmicos.

A relação constitutiva é descrita pela lei de Hooke generalizada, que incorpora as deformações térmicas, expressa pela Equação 15.

$$\sigma = E \cdot (\varepsilon_{mec} - \alpha \cdot \Delta T) \quad (15)$$

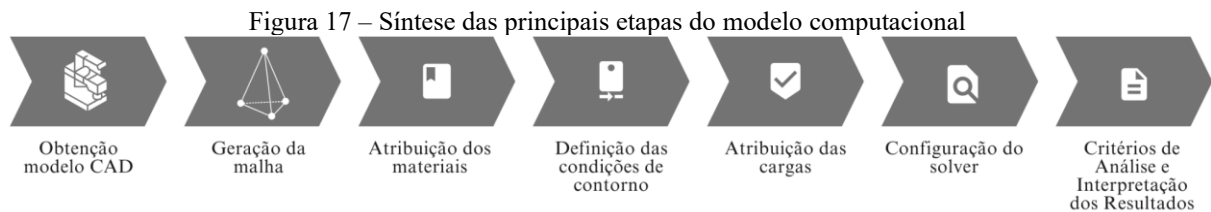
Sendo σ o tensor de tensões termomecânicas, E o tensor de elasticidade, ε_{mec} a deformação mecânica total, α o coeficiente de expansão térmica linear e ΔT a variação da temperatura em relação à condição inicial.

Com base no modelo termomecânico apresentado, o próximo passo consiste na implementação computacional do problema, onde são detalhados o modelo CAD utilizado, a

discretização por malha, as propriedades dos materiais adotados, as condições de contorno e cargas aplicadas, bem como os parâmetros do solver utilizados para a realização das simulações numéricas.

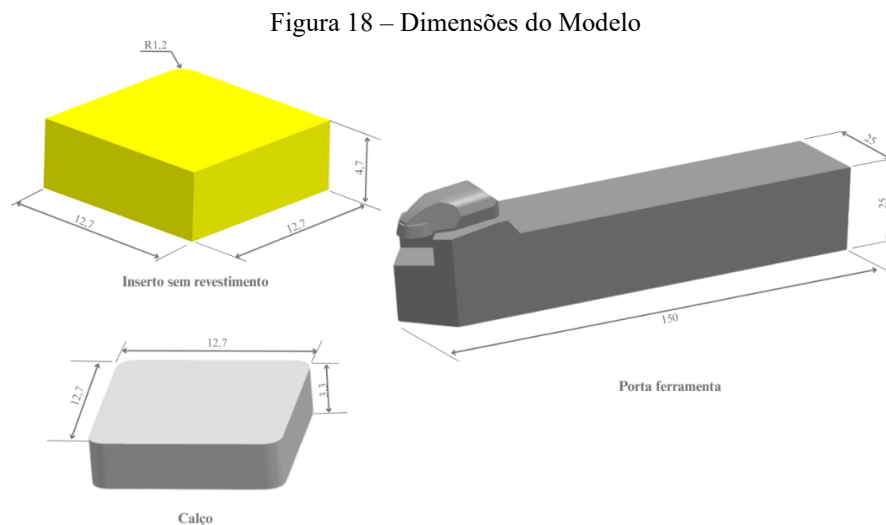
3.3. Modelo computacional

Para a solução dos campos térmicos e problema termomecânico estrutural, foi desenvolvida uma modelagem numérica baseada no método de elementos finitos com formulação implícita. As etapas principais seguidas na modelagem computacional estão representadas no fluxograma da Figura 17, sendo fundamentais para a construção e análise do modelo, desde a criação da geometria até a definição dos critérios adotados na avaliação dos resultados.



Fonte: Autora (2025)

A discretização do domínio de cálculo considerou as dimensões reais do conjunto analisado, conforme ilustrado na figura 18.

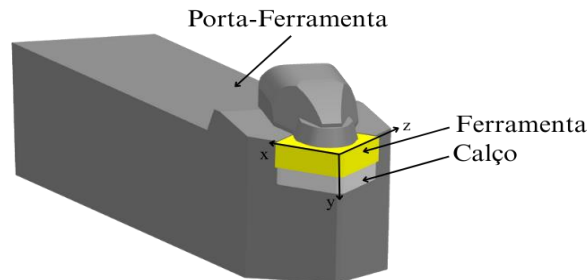


Fonte: Autora (2025)

O modelo foi construído no ambiente do software NX, representando o conjunto formado pela ferramenta de corte (inserto), calço e porta ferramenta (Figura 19). Este conjunto foi submetido inicialmente à análise térmica, com aplicação da carga térmica, e, em seguida, à

análise estrutural termomecânica, considerando os efeitos da variação da temperatura associadas aos esforços mecânicos.

Figura 19 – Conjunto porta ferramenta, calço e ferramenta de corte



Fonte: Autora (2025)

Conforme mencionado, com o objetivo de reduzir o custo computacional e tornar o modelo mais eficiente, foram adotadas simplificações geométricas que não comprometem a precisão dos resultados. Para o inserto, por exemplo, foi modelado apenas um raio de ponta, omitindo os demais elementos da ferramenta para simplificação da geometria e otimização do tempo de processamento.

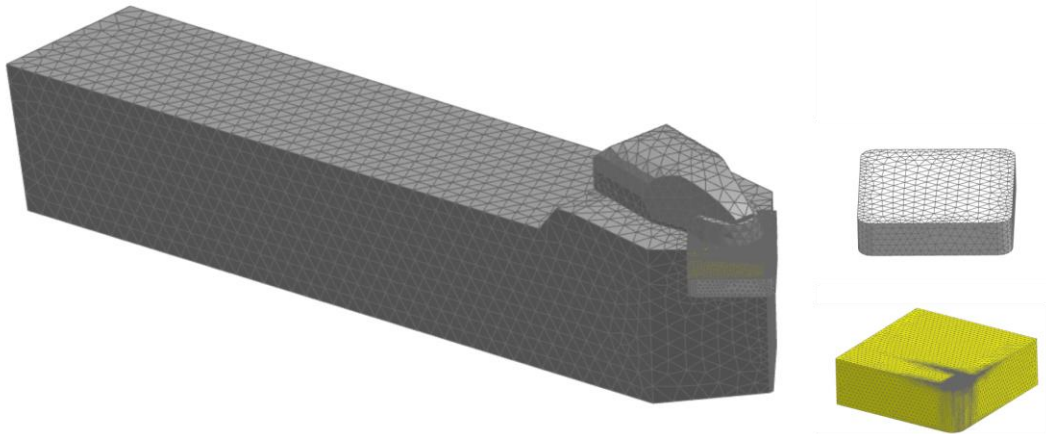
Já os modelos CAD do porta-ferramenta (CSDNN 2525M 12-4) e do calço foram extraídos do banco de dados oficial do fornecedor Sandvik, assegurando a fidelidade dimensional desses componentes.

Por fim, todas as geometrias foram idealizadas, desconsiderando possíveis imperfeições de fabricação e tolerâncias dimensionais. Essa abordagem permitiu representar um sistema físico idealizado, eliminando variáveis secundárias que poderiam interferir de forma indesejada nos resultados térmicos e estruturais das simulações.

3.3.1. Discretização do conjunto

A discretização do conjunto composto pela ferramenta, calço e porta-ferramenta foi realizada utilizando elementos finitos tridimensionais. Para a geração da malha, foram adotados elementos tetraédricos de quatro nós (CTETRA4), adequados para representar com flexibilidade as geometrias complexas envolvidas, conforme pode ser observado na Figura 20.

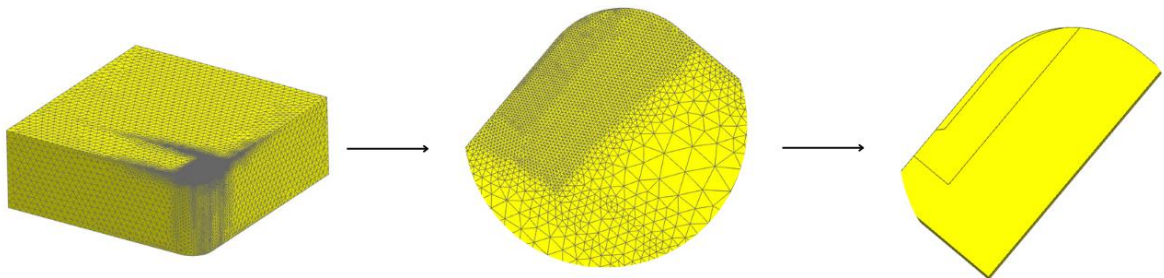
Figura 20 – Discretização do conjunto



Fonte: Autora (2025)

A geração da malha buscou equilibrar a precisão dos resultados com o tempo de processamento computacional. Para isso, foi aplicado um refinamento manual em regiões críticas, com destaque para a ponta do inserto, onde se esperam maiores gradientes térmicos e concentrações de tensão, como mostrado na Figura 21. Nas demais regiões, caracterizadas por menores variações de temperatura e tensão, foram utilizados elementos de maior dimensão, reduzindo o custo computacional sem comprometer a qualidade dos resultados.

Figura 21 – Refinamento malha na região de interesse



Fonte: Autora (2025)

As principais características da discretização adotada estão resumidas na Tabela 3.

Tabela 3 – Características da malha gerada para cada componente

Componente	Tipo de elemento	Quantidade de elementos	Quantidade de nós
Porta-ferramenta	CTETRA4	44.372	8.730
Calço	CTETRA4	8.665	2.037
Inserto (região crítica)	CTETRA4	70.301	13.688

Fonte: Autora (2025)

A escolha do elemento tetraédrico de quatro nós (CTETRA4) se deu por sua capacidade de se adaptar eficientemente a geometrias complexas, como as presentes no conjunto simulado, e por não demandar elevado esforço computacional, o que o torna adequado para análises com tempo de processamento limitado.

A qualidade da malha foi avaliada por meio das ferramentas disponíveis no próprio software NX, que permitem verificar a presença de distorções e estimar o erro associado aos elementos. No entanto, destaca-se que não foi realizada uma análise de convergência dos resultados, o que poderia assegurar de forma mais robusta a independência dos resultados em relação ao tamanho dos elementos. Assim, a verificação da convergência da malha é indicada como uma sugestão relevante para trabalhos futuros, sobretudo para investigações que exigem maior precisão nos gradientes de tensão e temperatura.

3.4. Propriedades dos materiais

3.4.1. Inserto de metal duro

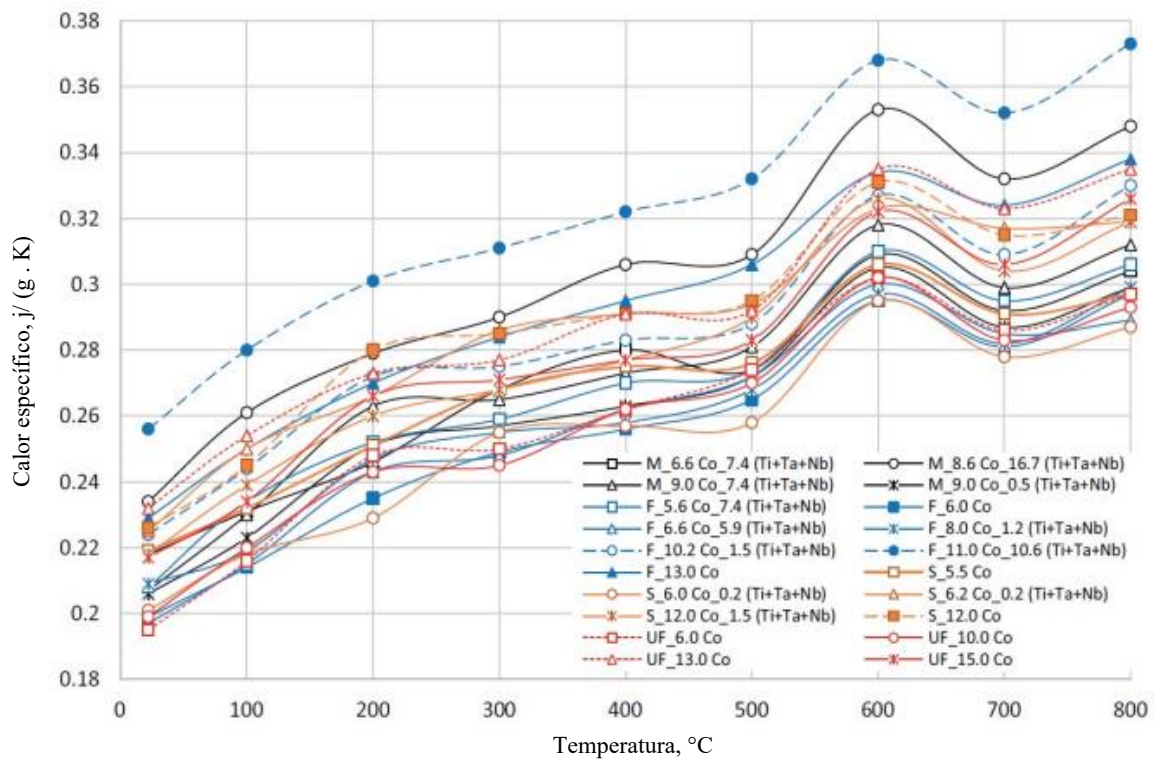
Para o processo de torneamento do aço SAE 1045, foi utilizado um inserto de metal duro sem revestimento, pertencente à classe ISO P10, conforme definido pela norma ABNT NBR ISO 513:2013, que classifica e orienta a aplicação de classes de metais duros na usinagem. Trata-se de um inserto de granulometria fina a média (1–3 μm), indicado para operações em materiais ferrosos de média usinabilidade. Conforme apresentado por Pinto (2021), o fabricante Sandvik informa que a classe utilizada neste estudo é composta por aproximadamente 55% de carboneto de tungstênio (WC), 36% de carbonetos mistos [(Ti,Ta)C] e 9% de cobalto (Co).

Para a definição das propriedades para a simulação térmicas, como condutividade térmica, calor específico e densidade, foi adotada a mesma abordagem utilizada por Silveira

(2024), baseada na extrapolação dos dados apresentados nos gráficos de Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023), os quais disponibilizaram propriedades térmicas de diferentes composições de metal duro até a temperatura de 800 °C.

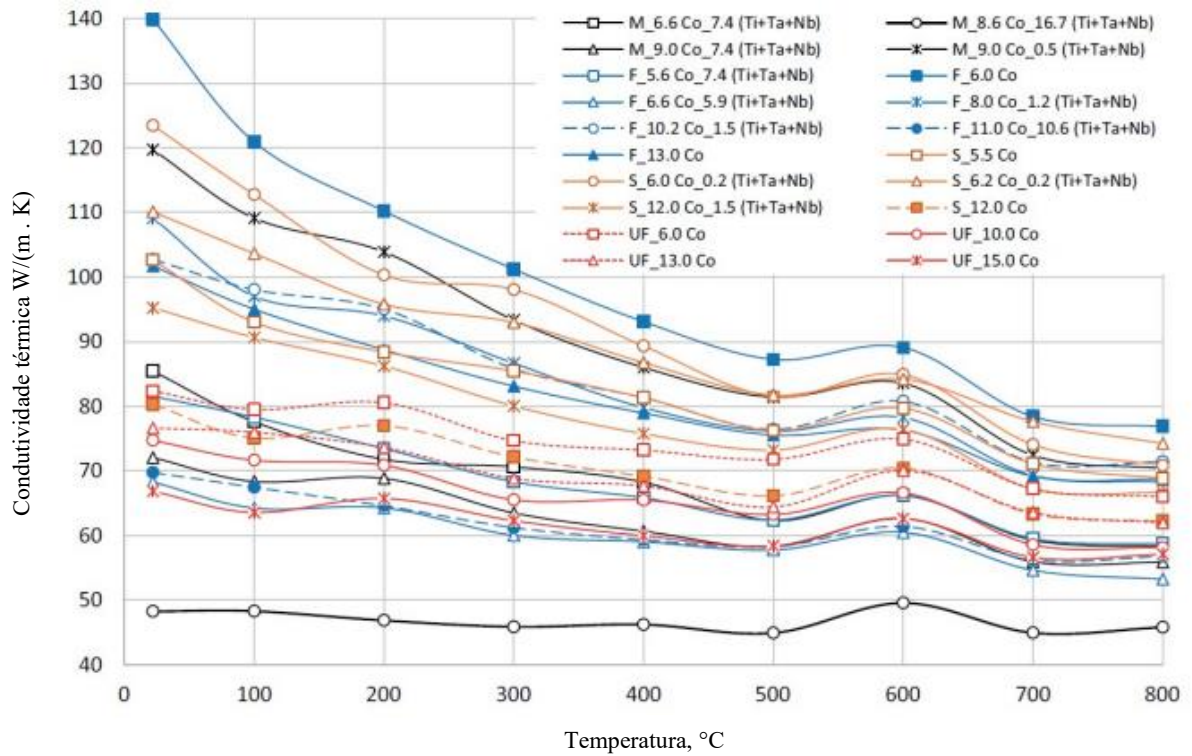
Dentre os materiais avaliados, foi selecionado o F.8 Co 1.2 (Ti+Ta+Nb), por apresentar composição química e percentual de ligante (Co) semelhantes aos da classe ISO P10. Essa escolha se justifica pela semelhança térmica com o inserto estudado, sendo o F.8 classificado como metal duro de microestrutura fina, adequado para representar o comportamento do material em simulação térmica.

Figura 22 – Calor específico em função da temperatura



Fonte: Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023) *apud* Silveira (2024)

Figura 23 – Condutividade em função da temperatura



Fonte: Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023) *apud* Silveira (2024)

A extrapolação das propriedades de calor específico (Figura 22) e condutividade térmica (Figura 23) até 1400°C foi realizada com base no comportamento observado nos dados experimentais de Kazymyrovych e Kryzhanivskyy, considerando uma tendência contínua, conforme prática comum em estudos de propriedades térmicas de materiais. Dessa forma, os valores apresentados na Tabela 4 foram adotados como dados de entrada de condutividade térmica e calor específico para o material do inserto na simulação.

Tabela 4 – Dados extrapolados das propriedades térmicas

Temperatura [°C]	Condutividade térmica [W/m.K]	Calor específico [J/kg.K]
0	110	233
100	98	243
200	95	252
300	88	262
400	81	272
500	78	281
600	75	291
700	72	301
800	72	310
900	72	320
1000	72	330
1100	72	339
1200	72	349
1300	72	358
1400	72	368
1500	72	378

Fonte: Autora (2025)

A densidade do material (ρ) em condições ambientes é de aproximadamente 14 g/cm³. Esse parâmetro pode sofrer alterações em função da temperatura (T), sendo tal relação descrita pela Equação 16.

$$\rho(T) = \frac{\rho_0}{1 + \alpha(T - T_0)} \quad (16)$$

Onde:

ρ_0 – densidade do metal duro a temperatura ambiente (14 g/cm³);

α – coeficiente de expansão térmica linear do WC–Co ($7,2 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, conforme Klocke e König, 2009);

T_0 – Temperatura ambiente de referência (20°C).

Embora a equação sugira uma dependência da densidade com a temperatura, o baixo valor do coeficiente de expansão térmica ($7,2 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$) faz com que o termo $\alpha \cdot (T - T_0)$ seja

desprezível mesmo em temperaturas típicas de usinagem (500–1000°C), semelhante à abordagem de Silveira (2024). Exemplificadamente, para uma temperatura de 1000°C, $T_0 = 20^\circ\text{C}$ e $\alpha = 7,2 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, o denominador da equação torna-se $1 + 0,00732 \approx 1$, resultando em $\rho(T) \approx \rho_0$.

Esse comportamento justifica a consideração da densidade como constante nas condições térmicas analisadas, simplificando as análises termomecânicas sem comprometer a confiabilidade da simulação, nem acarretar perda significativa de precisão.

Além da densidade e do coeficiente de expansão térmica, a simulação considerou outras propriedades mecânicas relevantes para a análise termomecânica do inserto. O módulo de Young foi adotado como 520 GPa, conforme Callister (2014), e o coeficiente de Poisson como 0,22, segundo Incropera (2011). Esses parâmetros são fundamentais para a avaliação do comportamento elástico do material sob variações térmicas.

3.4.2. Porta-ferramenta e calço

Considerando as exigências de rigidez, resistência ao desgaste e estabilidade dimensional que tanto o porta-ferramenta quanto o calço devem atender durante o processo de usinagem, adotaram-se nestes casos propriedades típicas de aços-liga, como o AISI 4140 e 4340, conforme apresentado na Tabela 5. As propriedades térmicas são referenciadas com base na pesquisa de Ghani et al. (2007).

Tabela 5 – Propriedades porta ferramenta	
Propriedades (100°C)	Valor
Condutividade térmica [W/m.K]	50,7
Densidade [kg/m ³]	7844
Calor específico [J/kg.K]	470,4
Módulo de Young [GPa]	200
Coeficiente de Poisson	0,3

Fonte: Autora (2025)

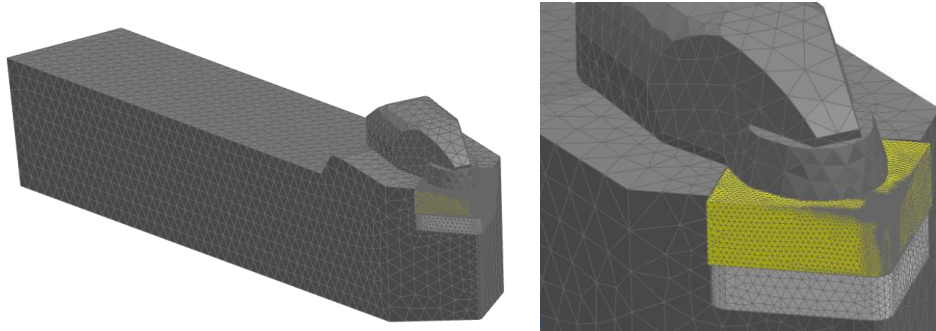
Destaca-se que, neste estudo, o calço foi modelado com o mesmo material do porta-ferramenta, uma vez que ambos atuam estruturalmente em conjunto, transmitindo cargas mecânicas e térmicas. Assim, adotou-se como hipótese que ambos os elementos são fabricados

com o mesmo material, para garantir uniformidade de desempenho mecânico e térmico no sistema de fixação da ferramenta.

3.5. Simulação por elementos finitos

A Figura 24 apresenta o conjunto composto por porta-ferramenta, calço e ferramenta de corte, todos discretizados para aplicação do Método dos Elementos Finitos.

Figura 24 – Conjunto discretizado para aplicação do MEF



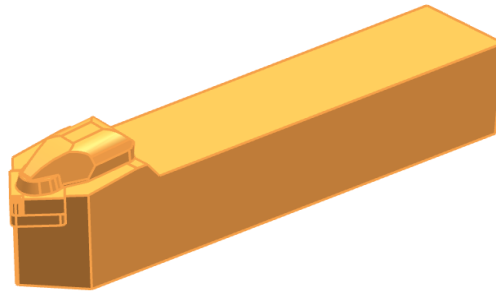
Fonte: Autora (2025)

3.5.1. Parâmetros da simulação térmica

3.5.1.1. Convecção térmica

Na simulação térmica, foi considerada a troca de calor por convecção das superfícies expostas ao ar ambiente. A temperatura inicial foi fixada em 20 °C, de forma uniforme em todo o conjunto. As faces expostas ao ambiente foram submetidas à troca convectiva com o ar, utilizando-se um coeficiente de convecção constante de 25 W/m²·K, baseando-se em parâmetros típicos de convecção natural em exposição ao ar. A Figura 25 ilustra as superfícies selecionadas para esta condição de contorno, incluindo todas a superfície do inserto.

Figura 25 – Superfícies sob convecção



Fonte: Autora (2025)

Optou-se também pela adoção de um valor fixo para o coeficiente de convecção ao invés de uma variação em função da temperatura, com base em resultados de simulações

anteriores disponíveis na literatura. Barrios (2018), por exemplo, ao investigar a influência da convecção natural durante a usinagem por fresamento, observou que a variação do coeficiente de troca convectiva do ar dentro da faixa de 1 a 30 W/m²·K impacta de forma limitada a temperatura máxima da peça, resultando em alterações de até 0,15%.

Com base nessa análise, assume-se que o mesmo comportamento se aplica à operação de torneamento, em que os efeitos da condução térmica na interface ferramenta, calço e porta-ferramenta têm papel predominante na distribuição térmica.

3.5.1.2. Condução térmica

Para representar a condução térmica entre as partes do sistema (ferramenta, calço e porta-ferramenta), adotou-se a mesma abordagem descrita por Carvalho (2005), na qual foi considerada a presença de uma resistência térmica de contato entre as superfícies. A resistência térmica de contato, nesse contexto, refere-se à barreira de condução de calor causada por irregularidades microscópicas entre as superfícies em contato, que dificultam a transmissão eficiente de calor devido à presença de micro vazios ou camadas intermediárias de ar.

No modelo adotado por Carvalho (2005), foi considerada uma fina camada de ar entre as superfícies de contato, com espessura de 10 µm, premissa igualmente assumida neste estudo. Essa espessura foi definida pelo referido autor com base na análise da rugosidade e da distância média entre as superfícies em contato (Figura 26). A condutividade térmica utilizada para o ar foi de $26,3 \cdot 10^{-3} \text{ W/mK}$, conforme as propriedades do ar a 300K, apresentadas por Incropera (2011).

Figura 26 – Foto do conjunto ferramenta



Resistência térmica de contato

Fonte: Adaptado de Carvalho (2005)

A partir desses valores, a resistência térmica de contato (R_c) foi calculada por meio das Equações 14 e 15.

$$R_c = \frac{d}{k} \quad (14)$$

$$h_c = \frac{1}{R_c} \quad (15)$$

Onde:

R_c – a resistência térmica de contato, expressa em $\frac{m^2K}{W}$

d – Espessura da camada de ar existente entre as superfícies em contato, em metros

k – Condutividade térmica do material intermediário (camada de ar), em $\frac{W}{mK}$

h_c – Coeficiente de transferência de calor por condução, expresso em $\frac{W}{m^2K}$

Resultando em $h = 2632 \frac{W}{m^2K}$, que foi então aplicado como condição de contorno de acoplamento térmico nas zonas de contato entre as partes do conjunto simulado.

3.5.1.3. Carga térmica

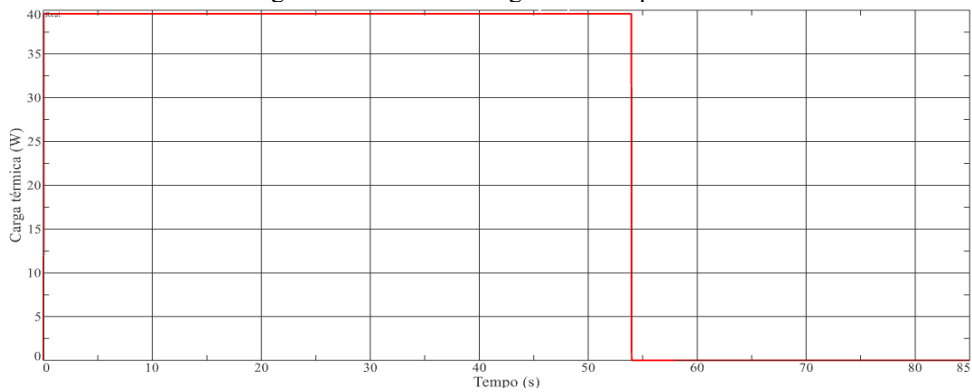
A carga térmica incidente sobre a ferramenta durante o processo de usinagem foi determinada com base no cálculo da força de corte apresentado, utilizando um valor fixo da pressão específica de corte para o aço AISI 1045, obtido a partir da Tabela 1. A força de corte foi estimada para todas as posições da ferramenta, mantendo-se constante o valor de K_s , enquanto a área de contato peça-ferramenta foi ajustada conforme a geometria em cada posição simulada.

A partir do cálculo da força de corte, a potência de corte total foi então calculada e a carga térmica efetivamente transmitida à ferramenta foi estimada considerando uma partição de 2,1% dessa potência, conforme estabelecido na Tabela 2, sendo aplicada de forma distribuída na área da seção de corte obtida para cada uma das posições da ferramenta.

Posto isto, a carga térmica foi modelada com base em um perfil de potência variável ao longo do tempo, com o objetivo de representar a evolução do contato térmico entre a ferramenta e a peça. A aplicação teve início após a primeira revolução completa da peça, marcando o começo efetivo da interação de usinagem.

A duração total da aplicação térmica foi de aproximadamente 54 segundos, correspondente ao tempo para a usinagem completa de um tarugo de 200 mm de comprimento, considerando os parâmetros de corte definidos ($v_c = 350$ m/min e $f = 0,1$ mm/volta). Para fins de simulação, foi considerado um tempo total de 85 segundos, abrangendo os períodos antes e depois do corte efetivo. Assim, o perfil de carga térmica aplicado segue uma forma trapezoidal, conforme ilustrado na Figura 27 e representado no ambiente de simulação na Figura 28.

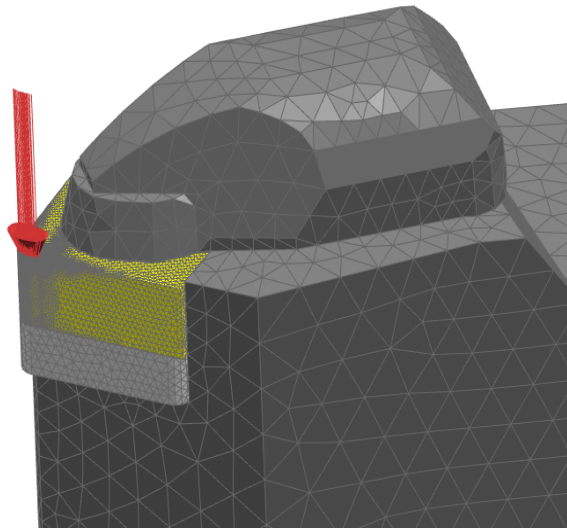
Figura 27 – Perfil de carga térmica aplicada



Fonte: Autora (2025)

A distribuição da carga térmica foi considerada apenas na região efetiva de contato entre a ferramenta e a peça, respeitando a geometria da área de corte, como uma condição de fluxo de calor superficial e distribuída ao longo da superfície ativa do inserto, permitindo simular o comportamento térmico local e a dissipação de calor no corpo da ferramenta de forma precisa.

Figura 28 – Fluxo térmico aplicada na área de corte



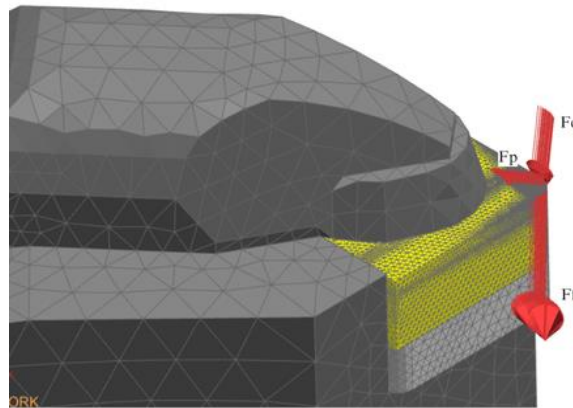
Fonte: Autora (2025)

3.6. Parâmetros para simulação termomecânica

3.6.1. Carregamentos

Primeiramente, foram aplicadas as cargas mecânicas correspondentes à força de corte (F_c), na direção tangencial à superfície usinada, à força de avanço (F_f), na direção axial, e passiva (F_p), na direção radial, de forma superficial e distribuída ao longo da área de corte, conforme pode ser observado na Figura 29.

Figura 29 – Componentes das forças mecânicas

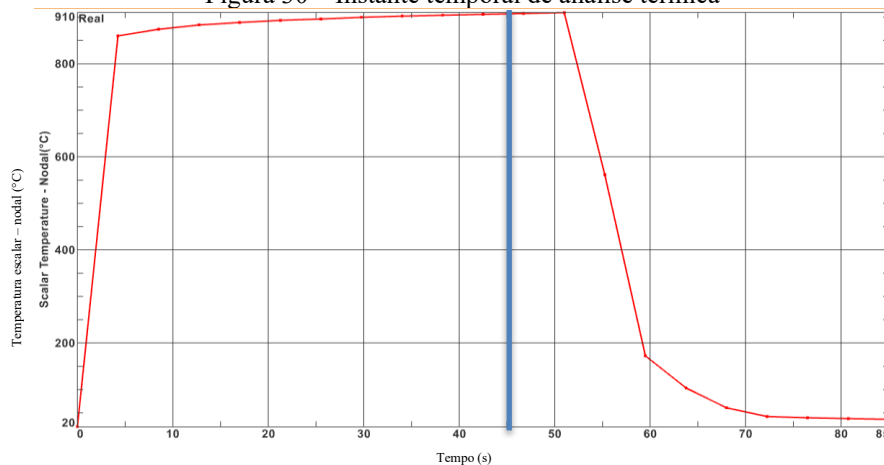


Fonte: Autora (2025)

Em segundo lugar, além dos carregamentos mecânicos, foi aplicado o carregamento térmico proveniente da simulação térmica transiente. No entanto, para otimizar o custo computacional da simulação termo mecânica, adotou-se a estratégia de considerar um instante específico do processo, correspondente ao tempo de 45 s, no qual o sistema já se encontra em um regime térmico estacionário. Assim, ao invés de importar toda a evolução térmica ao longo do tempo, utilizou-se uma “fotografia térmica” da distribuição de temperatura no conjunto, capturada no momento em que a temperatura se aproxima de seu valor máximo e estabiliza com variações inferiores a 2%.

A Figura 30 ilustra a evolução da temperatura, utilizando como exemplificação o resultado gerado na posição neutra do inserto, ao longo do tempo de usinagem, evidenciando a formação de um platô térmico, característico do regime permanente de corte.

Figura 30 – Instante temporal de análise térmica



Fonte: Autora (2025)

O mesmo critério temporal foi utilizado para as demais posições de altura de centro da ferramenta ($\pm 0,5$ mm e $\pm 1,0$ mm), assegurando uniformidade e consistência entre as diferentes análises.

3.6.2. Restrições de liberdade

Para garantir a estabilidade do modelo e simular adequadamente as condições de fixação do inserto durante o processo de usinagem, foram aplicadas restrições nos graus de liberdade nas faces do corpo do porta-ferramenta.

Essas faces foram completamente restringidas nos eixos x, y e z, impedindo quaisquer deslocamentos ou rotações. Essa condição de contorno simula o efeito de uma fixação rígida, como ocorre na prática com conjuntos de porta-ferramenta e inserto fixados na máquina.

3.7. Configuração dos *solvers*

Conforme mencionado, o processo de simulação foi dividido em duas etapas principais:

- Análise térmica transiente: conduzida no módulo *Thermal/Flow* utilizando o *solver Thermal* do *NX Siemens*, com o objetivo de calcular a distribuição de temperatura ao longo do tempo.
- Mapeamento térmico: realizado com o *solver Mapping*, também no módulo *Thermal/Flow*, permitindo a transferência do campo térmico obtido para a análise estrutural subsequente.
- Análise térmico-elástica: executada no módulo *Structural* com o *solver NX Nastran*, utilizando o tipo de solução *Multi-step Nonlinear*, adequado para simulações termomecânicas com grandes deformações e contato não linear.

3.8. Critério de análise dos resultados

O presente estudo adota uma abordagem numérica para avaliar o comportamento termomecânico do conjunto porta-ferramenta, calço e inserto de corte, com ênfase na distribuição dos esforços mecânicos e gradientes térmicos sobre o inserto de metal duro. A modelagem considera a aplicação das forças de usinagem e das cargas térmicas provenientes da potência de corte, sem incluir explicitamente a interação por contato e atrito entre peça usinada e ferramenta.

Essa simplificação foi intencional, uma vez que o objetivo central do trabalho é analisar os efeitos combinados das cargas mecânicas e térmicas no inserto e não simular integralmente o fenômeno tribológico do contato peça-ferramenta, concentrando-se em uma etapa anterior à fratura do inserto. Neste contexto, a avaliação de campos de tensões mecânicas torna-se relevante não para a previsão de ruptura, mas para a identificação de zonas críticas sujeitas a altas solicitações, que favorecem os mecanismos de desgaste progressivo da ferramenta.

Dado que a simulação realizada considera um estado estacionário representativo de regime permanente de corte e não abrange a modelagem explícita da fratura nem a plasticidade local do cavaco, optou-se por adotar o critério da tensão cisalhante máxima, também conhecido como critério de Tresca e Von Mises, de forma complementar, como ferramenta de análise comparativa das tensões.

O critério de Tresca estabelece que, para materiais dúcteis, o início da deformação plástica ocorre quando a maior tensão cisalhante atinge metade da tensão de escoamento do material, conforme a Equação 16.

$$\tau_{max} = \frac{\sigma_{escoamento}}{2} \quad (16)$$

Ainda que o material analisado não apresente escoamento plástico claramente definido, este limite foi utilizado aqui não como predição de falha, mas como referência conservadora para indicar regiões onde a intensidade das tensões cisalhantes pode favorecer processos de dano progressivo, como nucleação de micro trincas térmicas, fadiga térmica ou abrasão acelerada. Tais fenômenos são amplamente reconhecidos como precursores do desgaste severo em ferramentas de corte cerâmicas e de metal duro.

A referência adotada para a tensão de escoamento do material baseou-se em valores médios reportados na literatura para ligas WC-Co de alta dureza, na ordem de 2.683 MPa, conforme utilizado por Zhang et al. (2005), resultando em um limite comparativo da ordem de 1.300 MPa para τ_{max} .

Por sua vez, o critério de von Mises foi utilizado com caráter metodológico e indicativo, sem a pretensão de prever ruptura nem de substituir critérios específicos voltados à fratura frágil, como o critério de Rankine. Sua aplicação visa, unicamente, identificar de forma objetiva regiões com maior potencial de desgaste, contribuindo para o mapeamento das zonas críticas da ferramenta ao longo do processo de usinagem. Estudos anteriores, como os de Maranhão e Davim (2013) e Cemal et al. (2005), demonstram que, mesmo em materiais cerâmicos, o critério de von Mises pode ser útil na identificação de regiões com elevada concentração de tensões, especialmente em análises termomecânicas acopladas.

Apesar das simplificações assumidas, a metodologia adotada é tecnicamente válida para os objetivos deste trabalho, permitindo correlação entre os efeitos termomecânicos e a vida útil do inserto. No entanto, para o aprimoramento dos resultados, recomenda-se que estudos futuros incorporem a modelagem detalhada do contato peça-ferramenta, viabilizando a aplicação de critérios de falha mais aderentes à fratura frágil, como Mohr-Coulomb ou Rankine. Tais

avanços permitirão análises mais realistas dos mecanismos de fratura e desgaste, complementando os resultados aqui apresentados.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1. Análise das seções de corte obtidas nos diferentes posicionamentos

A caracterização geométrica das seções de corte em cada posicionamento de altura da ponta do inserto em relação ao centro da peça usinada constitui a base para compreender a distribuição de cargas térmicas e mecânicas durante o processo de usinagem. Nesta seção, são apresentados e discutidos os perfis obtidos para as cinco configurações analisadas.

Os resultados analíticos das seções de corte, obtidos na modelagem CAD, conforme procedimento descrito na Seção 3.1, são apresentados na Tabela 6 e demonstram plena conformidade com as equações analíticas para cálculo da área de seção transversal de corte apresentadas na revisão bibliográfica.

Tabela 6 – Resultados área da seção de corte

Altura de centro	Área da seção corte simulada [mm ²]
+1 mm (acima do centro geométrico)	0,10014
+0,5 mm (acima do centro geométrico)	0,10029
0 (alinhado ao centro geométrico)	0,10047
-0,5 mm (abaixo do centro geométrico)	0,10070
-1 mm (abaixo do centro geométrico)	0,10097

Fonte: Autora (2025)

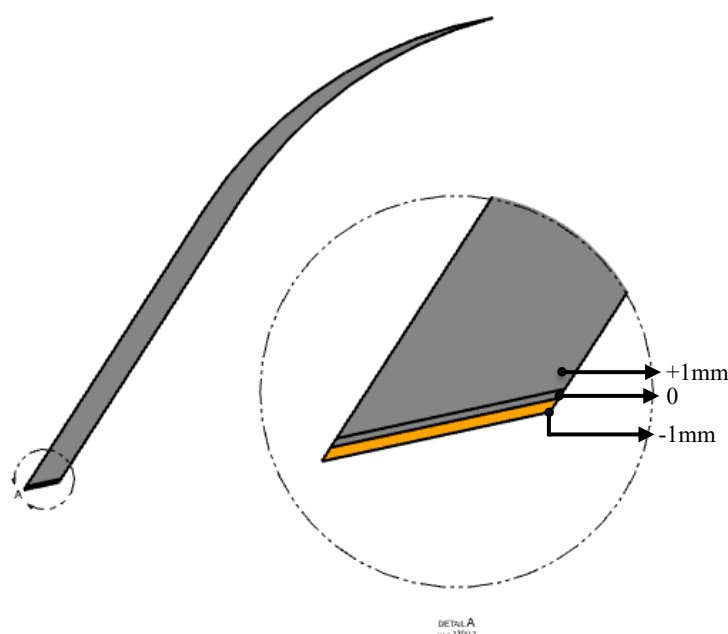
Na análise comparativa das áreas obtidas, tomando como referência a posição neutra, observam-se variações percentuais inferiores a 1%, porém com um padrão claramente definido. Quando o inserto é deslocado positivamente, acima do eixo geométrico da peça usinada, constata-se uma redução progressiva da área de corte, atingindo uma variação de até 0,33% na posição mais alta. Por outro lado, o comportamento inverso pode ser observado no posicionamento abaixo do centro geométrico, no qual se verifica um aumento sistemático da área, alcançando uma variação 0,50% maior na posição mais baixa.

Mesmo com a manutenção dos ângulos de saída e de folga em relação ao porta-ferramenta, o deslocamento vertical da ferramenta altera significativamente as condições reais de usinagem. Isso se deve ao fato de que o ponto de contato entre a ferramenta e a peça se

desloca, o que pode modificar a localização do centro de aplicação das forças de corte, a distribuição térmica e mecânica na aresta de corte e, possivelmente, a trajetória e escoamento do cavaco pela face de saída. Esses efeitos, com exceção da modelagem do escoamento do cavaco, foram considerados na modelagem, mantendo-se fixos os ângulos da geometria de corte para isolar o impacto da variação posicional.

A análise da Figura 31 permite visualizar as diferenças na geometria de corte entre a posição neutra e os extremos das alturas de centro.

Figura 31 – Área da seção de corte



Fonte: Autora (2025)

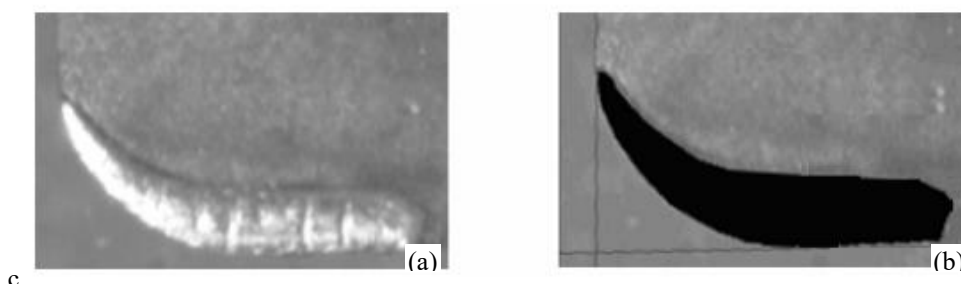
Observa-se que na posição abaixo do centro (-1mm), ocorre um leve aumento no comprimento de corte, evidenciado pela cor amarela. O aumento da área de corte está diretamente relacionado com a maior participação do raio de ponta no processo e com a mudança no ponto de contato primário.

Por outro lado, na posição acima do centro (+1 mm), evidenciada pela linha superior, verifica-se uma redução visível na área de contato. Nesta configuração, o posicionamento elevado da ferramenta limita a participação efetiva do raio de ponta, resultando em um contato mais superficial com a peça e explicando a diminuição de 0,33% registrada.

Cabe ainda destacar que o perfil da área de corte obtido neste estudo apresenta semelhança com os resultados experimentais de Carvalho et al. (2006), conforme ilustrado na Figura 32. Naquele trabalho, os autores determinaram a geometria da seção de corte por meio

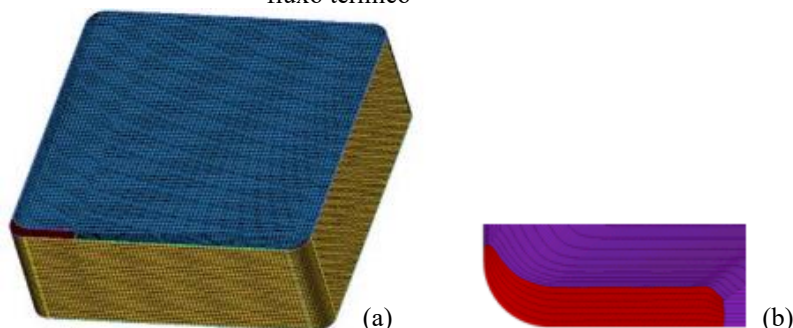
da análise de imagens captadas por câmera de vídeo (Figura 32a), com posterior processamento digital em software especializado (Figura 32b). Pode observar também consistência entre a área de contato simulada neste estudo e a área utilizada na análise térmica conduzida posteriormente por Carvalho et al. (2009), representada na Figura 33.

Figura 32 – Área de contato experimental
a) obtida por meio da câmera de vídeo e b) imagem após tratamento digital



Fonte: Carvalho et al. (2006)

Figura 33 – a) Área de contato para análise térmica na ferramenta de corte e b) detalhe da área submetida ao fluxo térmico



Fonte: Carvalho et al. (2009)

Uma vez determinada a geometria da seção de corte para cada posição do inserto, os resultados obtidos serviram como entrada para a etapa subsequente de simulação térmica e termomecânica.

4.2. Análise das forças de corte e fluxo térmico

Com base nas áreas obtidas para cada posição da ferramenta, foram estimadas as forças atuantes no processo de corte. A pressão específica de corte foi mantida constante em todas as simulações, permitindo uma comparação direta entre os diferentes casos analisados. As componentes de avanço e passiva foram calculadas a partir das proporções empíricas estabelecidas por Machado et al. (2015), também previamente discutidas na revisão da literatura. Os valores obtidos para cada condição de posicionamento da ferramenta estão apresentados na Tabela 7.

Tabela 7 – Resultados das forças de usinagem e fluxo térmico

Posição	Força de corte [N]	Força de avanço [N]	Força passiva [N]	Fluxo térmico [W]
+1 mm (acima do centro geométrico)	322,14	161,07	80,54	39,46
+0,5 mm (acima do centro geométrico)	322,60	161,30	80,65	39,52
0 (alinhado ao centro geométrico)	323,20	161,60	80,80	39,41
-0,5 mm (abaixo do centro geométrico)	323,93	161,97	80,98	39,68
-1 mm (abaixo do centro geométrico)	324,81	161,40	81,20	39,79

Fonte: Autora (2025)

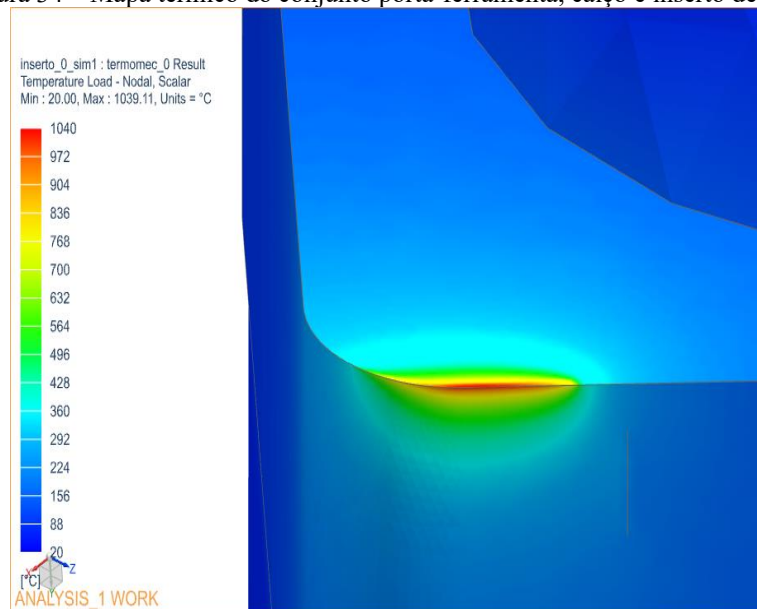
Observa-se que, à medida que a ferramenta é posicionada abaixo do centro geométrico da peça, há um aumento gradual nas forças e na potência requerida pelo processo. O comportamento oposto ocorre quando a ferramenta é elevada, com valores ligeiramente inferiores. Ainda que as variações sejam pequenas (inferiores a 1%), elas seguem uma tendência clara, compatível com as alterações geométricas da área de corte discutidas anteriormente.

4.3. Simulações de elementos finitos

4.3.1. Distribuição dos campos de temperatura

O campo de temperatura do conjunto ferramenta, calço e porta-ferramenta é apresentado na Figura 34, referente ao instante do regime permanente mencionado anteriormente. Na figura, é mostrado o campo de temperatura correspondente à posição neutra do inserto, uma vez que as demais posições apresentam distribuições térmicas semelhantes. Essa abordagem permite uma visualização geral e representativa dos gradientes térmicos presentes no conjunto para posterior análise comparativa entre as diferentes posições, com foco na área de contato da ferramenta de corte.

Figura 34 – Mapa térmico do conjunto porta-ferramenta, calço e inserto de corte

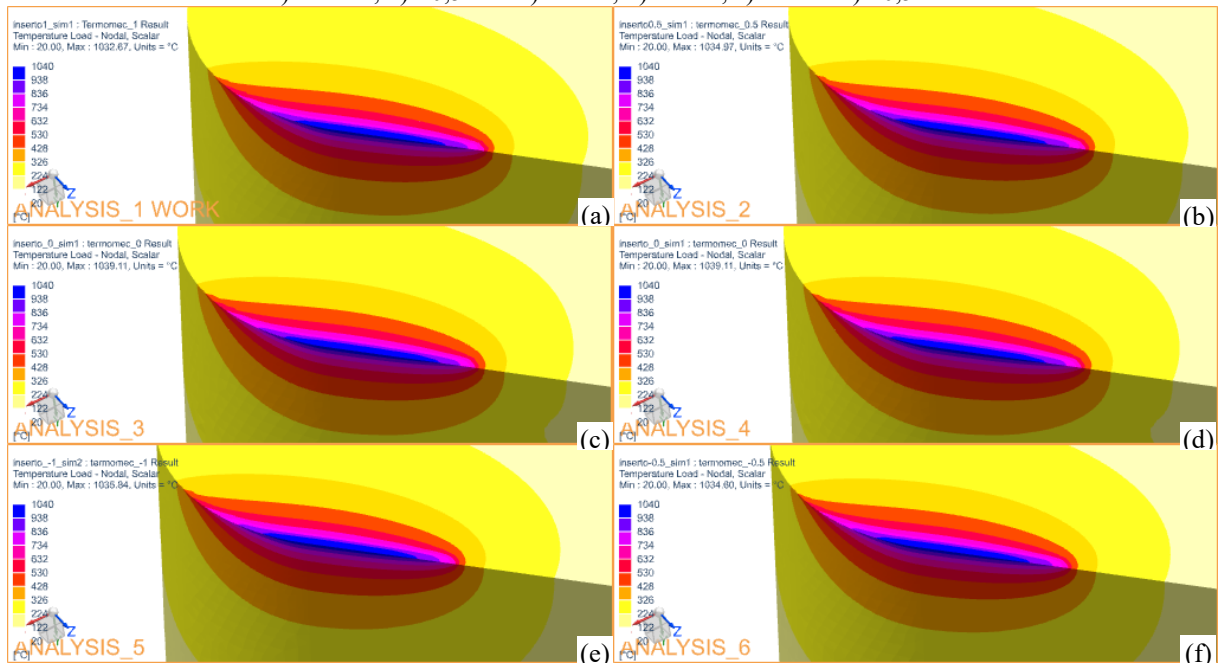


Fonte: Autora (2025)

Observa-se no mapa térmico, a presença de um gradiente térmico acentuado na ferramenta de corte, destacando-se uma variação em torno de 543 °C entre a região de contato e suas proximidades, além de uma variação expressiva ao longo da espessura do inserto, onde a diferença de temperatura ultrapassa 700 °C a partir da região de corte. Conforme mencionado por Carvalho (2005), o elevado gradiente térmico durante a usinagem é um dos fatores que mais contribuem para o aumento do desgaste e a redução da vida útil da ferramenta de corte.

Em seguida, a Figura 35 apresenta os mapas de distribuição de calor para as diferentes posições, possibilitando uma análise comparativa do campo térmico.

Figura 35 – Mapas de distribuição de temperatura no instante $t = 40$ s
a) +1 mm, b) +0,5 mm c) neutra, d) neutra, e) -1 mm f) -0,5 mm



Fonte: Autora (2025)

Em relação à distribuição geral de temperatura, observa-se que as regiões de maior valor, destacadas em azul e roxo, estão concentradas na zona de corte, na interface entre a ferramenta e o material usinado, variando levemente entre 1032 °C e 1039 °C, condizente com outros estudos, como o apresentado por Melo (1998), que, através de simulação numérica e análises experimentais em ferramentas cerâmicas, encontrou valores de temperatura superiores a 1540 °C na interface cavaco-ferramenta. À medida que se afasta dessa região, a temperatura diminui gradativamente, o que é evidenciado pela transição das cores para tons laranja e amarelo.

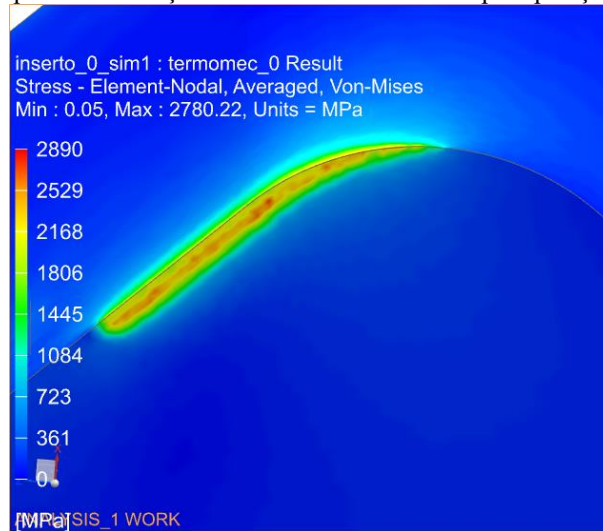
A distribuição térmica indica que, independentemente da variação posicional, as maiores temperaturas concentram-se na interface cavaco-ferramenta, com variação de até 0,6% entre as temperaturas máximas para as diferentes posições. Contudo, nas alturas abaixo do centro geométrico (negativas), nota-se levemente maior concentração térmica na região de corte, podendo este comportamento estar relacionado ao aumento gradual da área da seção de corte conforme a ferramenta se desloca para posições mais baixas, como mostrado na Tabela 7, que pode resultar em maior conversão de potência em calor, tornando uma região mais ampla termicamente crítica.

Enquanto os mapas de temperatura identificaram regiões de risco térmico, sua real implicação na falha da ferramenta só emerge quando correlacionada às tensões mecânicas.

4.3.2. Mapa de tensões da ferramenta nos diferentes posicionamentos

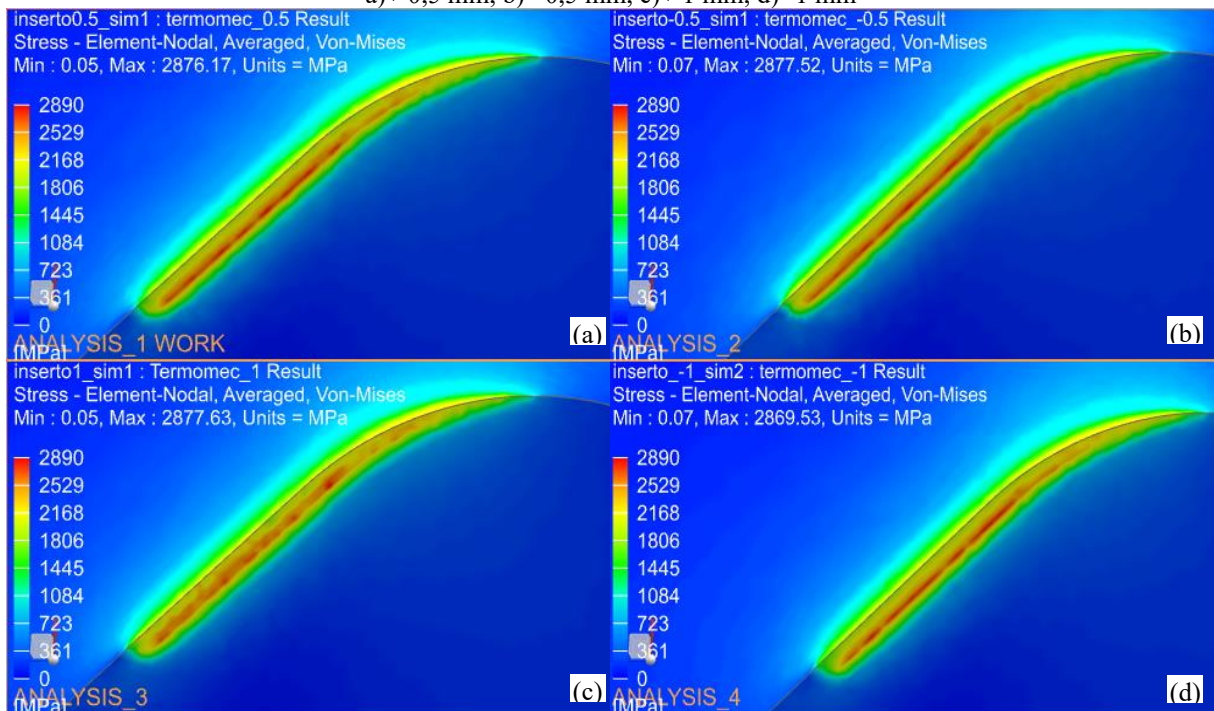
Para uma análise comparativa, os resultados dos mapas de tensão de Von Mises (Figura 36 e Figura 37) e tensão máxima de cisalhamento (Figura 38 e Figura 39) para os diferentes posicionamentos da ferramenta ($\pm 1,0$ mm e $\pm 0,5$ mm) são apresentados.

Figura 36 – Mapa de distribuição de tensões de Von Mises para posição neutra (0 mm)



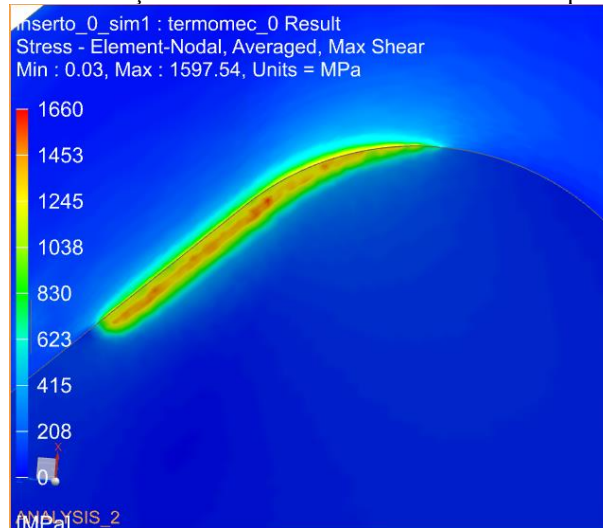
Fonte: Autora (2025)

Figura 37 – Mapa de distribuição de tensões de Von Mises para as posições a) +0,5 mm, b) -0,5 mm, c) +1 mm, d) -1 mm



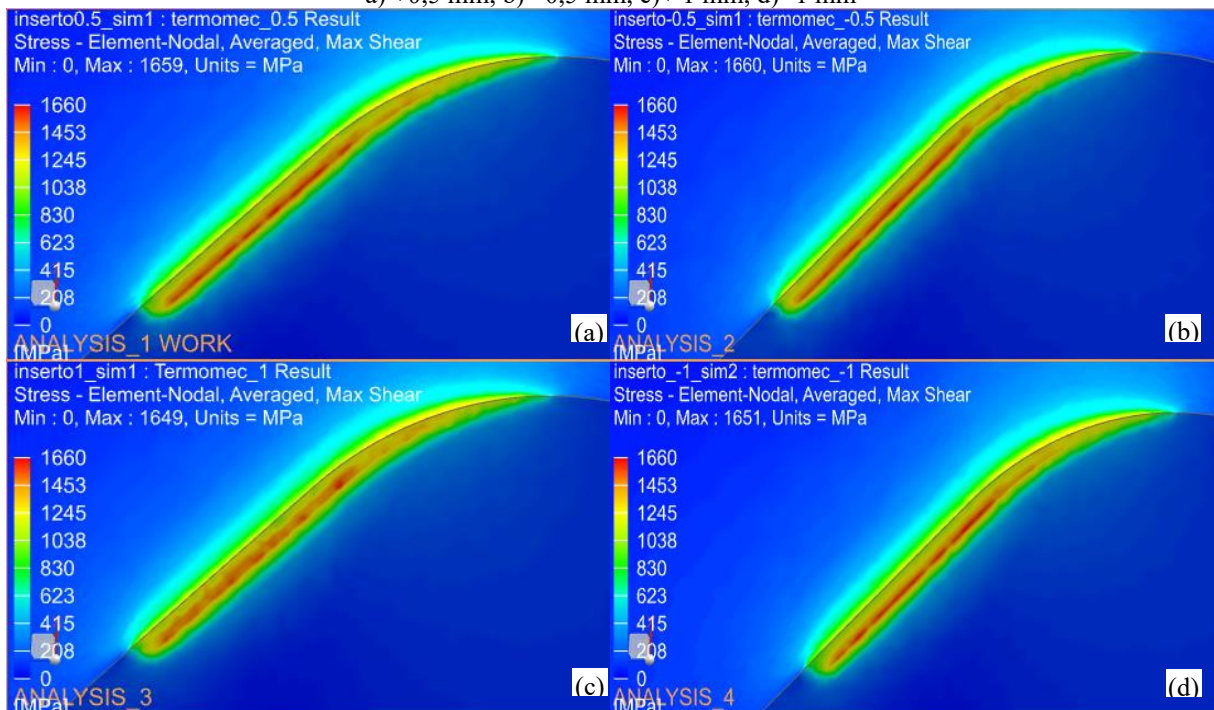
Fonte: Autora (2025)

Figura 38 – Mapa de distribuição de tensões de cisalhamento máximo posição neutra (0 mm)



Fonte: Autora (2025)

Figura 39 – Mapa de distribuição de tensões de cisalhamento máximo para as posições a) +0,5 mm, b) -0,5 mm, c) +1 mm, d) -1 mm



Fonte: Autora (2025)

Observa-se na Figura 36 e 37, referente ao mapa de tensões de Von Mises, que, embora as tensões máximas obtidas nas configurações sejam próximas, com valores entre 2.780 MPa e 2.890 MPa (diferença inferior a 4%), o aspecto mais relevante é a forma como essas tensões se distribuem ao longo da região de contato do inserto.

Na condição de referência (Figura 36), correspondente à posição neutra do inserto, observa-se uma distribuição mais homogênea das tensões ao longo da superfície de contato que se distribui minimamente para o flanco da ferramenta. Em contrapartida, quando o inserto é

posicionado acima do eixo geométrico da peça (Figura 37a e 37c), as regiões mais solicitadas tornam-se mais evidentes, embora com certa dispersão. Em contrapartida, verifica-se uma concentração pontual e intensa de tensões no posicionamento abaixo do centro geométrico (Figura 37b e 37d), o que pode sugerir maior risco de desgaste e consequente possível fratura localizada.

O mesmo comportamento é identificado no mapa de tensões de cisalhamento máximo (Figura 38 e 39). Com base no critério de Tresca, as regiões em tons de laranja e vermelho podem ser interpretadas como potencialmente críticas. Os valores máximos de tensão de cisalhamento observados foram 22% acima do valor admissível (1.300 MPa, conforme tópico 3.8) para a posição neutra, mas observados de forma dispersa em poucos casos pontuais e 27% acima do valor admissível para os extremos negativos e positivos, sendo que a condição com o inserto deslocado negativamente apresenta a maior extensão de regiões críticas, com maior concentração de tensões cisalhantes críticas.

A Tabela 8 apresenta um resumo dos valores máximos obtidos para temperatura, tensão de Von Mises e tensão máxima de cisalhamento (Tresca) para cada configuração de posicionamento da ferramenta. Esses dados complementam a análise visual das Figuras 36 a 39, permitindo uma comparação objetiva entre as diferentes condições simuladas.

Tabela 8 – Resumo dos valores máximos de tensão e temperatura nas diferentes posições da ferramenta

Posição	Temperatura Máxima [°C]	Tensão de Von Mises [MPa]	Tensão de Tresca [MPa]
+1 mm (acima do centro geométrico)	1032	2877	1649
+0,5 mm (acima do centro geométrico)	1034	2876	1659
0 (alinhado ao centro geométrico)	1039	2780	1597
-0,5 mm (abaixo do centro geométrico)	1034	2877	1660
-1 mm (abaixo do centro geométrico)	1035	2869	1651

Fonte: Autora (2025)

Por fim, um aspecto importante que vale destacar é a correlação entre a área de contato e a distribuição de tensões. O posicionamento abaixo do centro geométrico resulta em maior

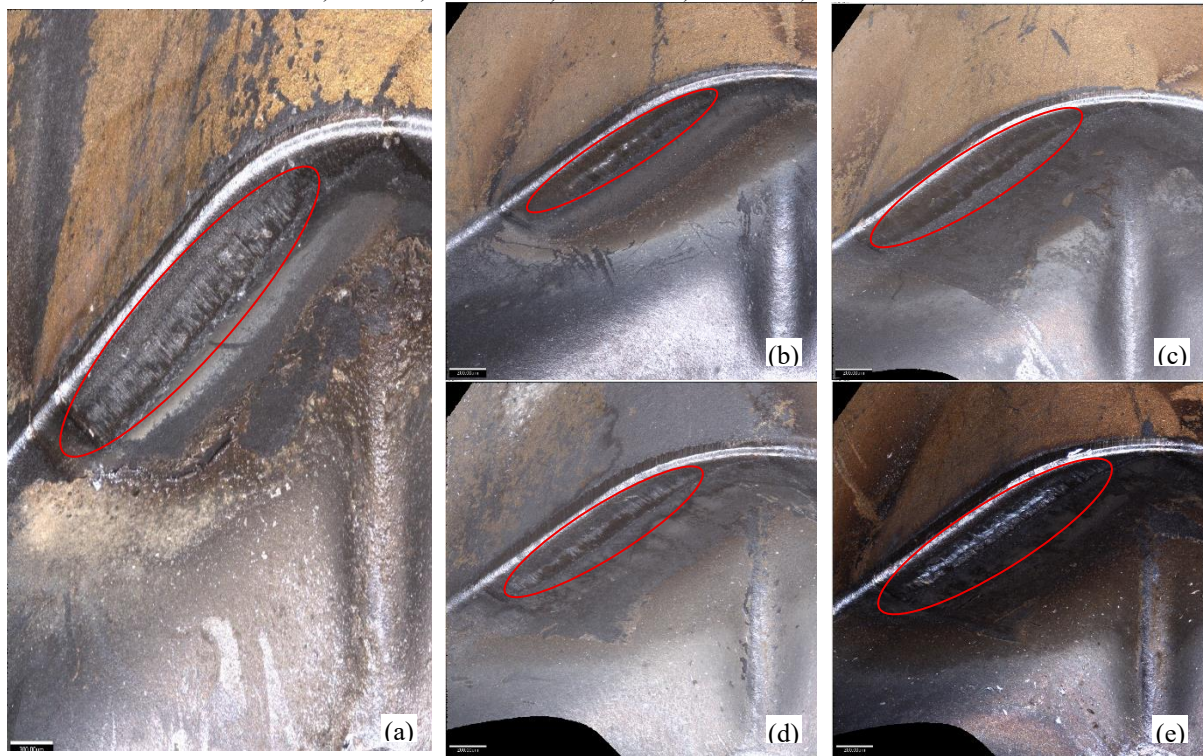
área de contato, o que teoricamente favorece a dissipação térmica. No entanto, esta vantagem é superada pelo significativo aumento na concentração de tensões mecânicas. Por outro lado, a posição acima do centro, com menor área de contato, apresenta uma distribuição mais homogênea das tensões, ainda que com possível comprometimento na dissipação térmica.

As zonas críticas identificadas nas simulações coincidem com regiões de desgaste observadas na prática, comprovando que as falhas por desgaste governadas pela combinação de tensões mecânicas e térmicas. Isso é particularmente relevante para o posicionamento da ponta do inserto abaixo do centro, onde a maior área de contato, embora favorável à dissipação de calor, acaba acelerando o desgaste devido à extensão das áreas sob tensão crítica.

Por fim, embora o presente estudo tenha se concentrado apenas na modelagem numérica por elementos finitos, experimentos foram conduzidos em trabalhos paralelos, com o intuito de observar, de forma qualitativa, o comportamento do sistema sob investigação. Os resultados não foram divulgados formalmente, motivo pelo qual não foram detalhados ao longo deste trabalho. Apesar disso, a Figura 40 apresenta registros fotográficos da ferramenta obtidos após um tempo de corte aproximado de 2,5 min em ensaios de torneamento com os mesmos parâmetros de corte e geometria de ferramenta utilizados na simulação, mas com insertos revestidos por TiAlN+TiN e com quebra-cavacos. Tais registros evidenciam semelhanças relevantes com os resultados obtidos nas simulações (Figura 38 e 39), especialmente no que se refere:

- À posição das zonas críticas de tensão, ligeiramente deslocadas da aresta de corte;
- Ao formato e perfil do desgaste observado no experimento, comparável às regiões de tensão crítica indicadas na simulação;
- À correspondência do comportamento da ferramenta em diferentes posicionamentos em comparação ao centro geométrico de corte.

Figura 40 – Registro fotográfico obtido durante ensaios de torneamento (não publicado):
a) 0 mm b) +0,5 mm c) -0,5 mm, d) +1 mm, e) -1 mm



Observa-se que, tanto na simulação quanto nos experimentos, as regiões da ferramenta localizadas abaixo do centro geométrico apresentaram desgaste mais acentuado do que as localizadas em posição positiva, o que indica uma coerência do modelo numérico mesmo frente às simplificações adotadas. Como a análise detalhada da profundidade de desgaste ainda está em andamento, a abordagem apresentada neste momento tem caráter predominantemente visual e qualitativo, sem a inclusão de dados quantitativos.

Essa concordância, ainda que qualitativa, reforça a validade dos resultados simulados, mesmo considerando limitações e simplificações nas geométrais, propriedades dos materiais e condições de contorno térmico e mecânico.

5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho teve como objetivo analisar, por meio de simulações baseadas no Método dos Elementos Finitos (MEF), as tensões atuantes em um inserto de corte de metal duro submetido a diferentes posicionamentos verticais em relação ao centro geométrico da peça durante a operação de torneamento.

As simulações e análises realizadas permitiram observar que pequenas variações verticais na altura da ferramenta geram impactos relevantes nas tensões atuantes sobre a ferramenta de corte. Quando posicionada na posição usual, neutra, a ferramenta apresentou uma distribuição de tensões mais homogênea, favorecendo uma dissipação térmica menos concentrada e reduzindo os riscos de falhas estruturais localizadas. Em contrapartida, a elevação e o rebaixamento da ferramenta resultaram em concentrações de tensões, especialmente no posicionamento inferior da aresta de corte, evidenciando maior propensão a fraturas localizadas e à redução da vida útil do inserto.

Assim, do ponto de vista termomecânico, conclui-se que o posicionamento neutro oferece o comportamento mais favorável à durabilidade da ferramenta, sendo o deslocamento para cima uma alternativa menos agressiva do que o rebaixamento, caso pequenas variações de altura sejam inevitáveis no processo.

O trabalho contribui de forma objetiva para o entendimento do impacto do posicionamento da ferramenta na usinagem, oferecendo uma base técnica que pode auxiliar em decisões práticas no ambiente fabril, como o reaproveitamento estratégico de pastilhas de corte ou a calibração do porta-ferramenta. Além disso, reforça o valor do uso da simulação computacional como ferramenta preditiva para diagnósticos mais precisos e econômicos, especialmente em contextos industriais que buscam maior eficiência e redução de custos operacionais.

Contudo, é importante reconhecer as limitações deste estudo. A modelagem adotou simplificações geométricas, não contemplando elementos, como quebra-cavacos, que podem influenciar os resultados em aplicações reais. Além disso, o revestimento da ferramenta não foi considerado, o que pode comprometer uma avaliação completa do comportamento térmico e do estado de tensões. Ainda, as limitações inerentes ao próprio Método dos Elementos Finitos devem ser ressaltadas, tais como a dificuldade em representar fielmente as condições de contato entre peça e ferramenta, os efeitos do atrito, a geração e o escoamento do cavaco, e a ausência de um critério de falha específico para materiais frágeis, como os metais duros.

Para trabalhos futuros, recomenda-se o aprimoramento do modelo numérico com a inclusão de revestimentos e propriedades térmicas mais realistas, bem como a incorporação de modelos constitutivos que representem a dinâmica do contato e a geração de cavaco. A validação experimental dos resultados simulados também se mostra essencial para consolidar as observações e ampliar sua aplicabilidade prática.

Além disso, sugere-se a realização de análises mecânica e térmica de forma separada, com o objetivo de compreender de maneira mais aprofundada a influência individual de cada comportamento sobre o desempenho do inserto. O refinamento da malha, associado à aplicação de submodelos, pode contribuir para uma avaliação mais precisa em regiões críticas da ferramenta, permitindo investigar detalhadamente os efeitos localizados de concentração de tensões e gradientes térmicos.

Dessa forma, conclui-se que a variação da altura da ferramenta, ainda que sutil, tem influência direta sobre o desempenho mecânico e térmico do inserto. Ignorar esse fator pode comprometer a eficiência do processo de usinagem, aumentando o desgaste prematuro da ferramenta.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AL-ZKERI, I. et al. **Optimization of the cutting edge geometry of coated carbide tools in dry turning of steels using a finite element analysis.** *Machining Science and Technology*, v. 13, n. 1, p. 36–51, 2009. DOI: 10.1080/10910340902776051.

ALIYEGBENOMA, C.; OZAKPOLOR, M. **Expert modelling and prediction of Von Mises stresses in high speed steel cutting tool using FEM (ANSYS).** *Academic Platform Journal of Engineering and Science*, v. 9, n. 3, p. 397–403, 2021. DOI: 10.21541/apjes.741439. Acesso em: 17 jun. 2025.

AMORIM, Heraldo José de. **Estudo da relação entre velocidade de corte, desgaste de ferramenta, rugosidade e forças de usinagem em torneamento com ferramenta de metal duro.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2002. Disponível em: <https://lume.ufrgs.br/bitstream/handle/10183/3791/000343470.pdf?sequence=1&isAllowed=y>. Acesso em: 17 jun. 2025.

BARRIOS, André Nozomu Sadoyama. **Metodologia para estimativas de fluxo de calor na peça em operações de fresamento.** 2018. 234 f. Tese (Doutorado) – Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR, Curitiba, 2018. Disponível em: https://repositorio.utfpr.edu.br/jspui/bitstream/1/3147/1/CT_PPGEM_D_Barrios%2C%20Andr%C3%A9%20Nozomu%20Sadoyama_2018.pdf. Acesso em: 17 jun. 2025.

BIRD, Tim. **Easy Turning Tool Set Up.** Disponível em: <https://timbobtastic.com/hints-and-tips/easy-turning-tool-set-up/>. Acesso em: 17 jun. 2025.

Cemal et al. **Finite element analysis of cutting tools prior to fracture in hard turning operations.** *Materials and Design*, v. 26, p. 105–112, 2005. DOI: 10.1016/j.matdes.2004.05.018.

CALLISTER, W. D. **Materials Science and Engineering: An Introduction.** 9ª ed. Wiley, 2014.

CAPUTO, Patrick Croko. **Estudo comparativo entre a temperatura no torneamento convencional a seco por imagem termográfica e o modelo analítico de trigger e chao.** 2016. 69 f. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Juiz de Fora, Juiz de Fora, 2016.

CARVALHO, Solidônio Rodrigues de. **Determinação do campo de temperatura em ferramentas de corte durante um processo de usinagem por torneamento.** 2005. 151 f. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2005.

CARVALHO, Solidônio Rodrigues de et al. **Análise térmica em ferramenta de metal duro revestida.** 5. ed. Belo Horizonte: Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2009. 10 p.

COELHO, Rodrigo Dias Nunes et al. **Análise térmica de processos de usinagem variando os tipos de revestimentos da ferramenta de corte.** *Research, Society and Development*, v. 9, n. 1, e46911572, 2020. DOI: <https://doi.org/10.33448/rsd-v9i1.1572>.

COROMANT, Sandvik. **Torneamento**. Disponível em: <https://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/tools/silent-tools/what-is-silent-tools/application-guide-silent-tools/turning-appl-guide>. Acesso em: 17 jun. 2025.

DINIZ, Anselmo Eduardo et al. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 9. ed. São Paulo: Artliber, 2014. 261 p.

FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Blucher, 1970.

GHANI, Mohammad Usman et al. **An investigation of heat partition and tool wear in hard turning of H13 tool steel with CBN cutting tools**. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 39, p. 874–888, 2008. DOI: 10.1007/s00170-007-1282-7.

GHASEMI, Ali et al. **Orthogonal cutting of 3D printed multi-material workpiece: numerical investigation of machining forces, stress, and temperature distribution**. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 134, p. 4749–4769, 2024. DOI: 10.1007/s00170-024-14385-y.

GONÇALVES, Edison. **Fundamentos dos Processos de Usinagem**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo – Introdução à Manufatura Mecânica. Disponível em: <http://sites.poli.usp.br/d/pmr2202/default.asp>. Acesso em: 17 jun. 2025.

HUI, Huang Huai. **Simulação da formação de cavacos usando fem (finite element method) – temperatura e força**. 2007. 121 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007. Disponível em: <https://www.teses.usp.br/teses/disponiveis/18/18145/tde-11122007-162007/publico/huang.pdf>. Acesso em: 17 jun. 2025.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P. **Fundamentals of Heat and Mass Transfer**. 7ª ed. Wiley, 2011.

KLOCKE, F.; KÖNIG, W. **Manufacturing Processes 4 – Grinding, Honing, Lapping**. Berlin: Springer, 2009.

MA, Tinghui. **A height adjustable tool holder**. *Applied Mechanics and Materials*, v. 496–500, p. 873–876, 2014. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.496-500.873.

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: 17 jun. 2025.

MARANHÃO, C.; SILVA, L. R.; DAVIM, J. P. **Comportamento termo mecânico no micro torneamento ortogonal do aço AISI 1045 (Ck45 – DIN): simulação via elementos finitos e validação experimental**. *Ciência & Tecnologia dos Materiais*, v. 25, p. 57–66, 2013. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com>. Acesso em: 17 jun. 2025.

MELO, Anderson Clayton Alves de. **Estimação da temperatura de corte utilizando problemas inversos em condução de calor**. 1998. 133 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 1998.

NOVAES, Fellipe Biazi de; SOUZA, Rafael Agrizzi de. **Análise da formação do cavaco no torneamento do alumínio utilizando câmera de alta velocidade**. 2009. 85 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2009. Disponível em: https://mecanica.ufes.br/sites/engenhariamecanica.ufes.br/files/field/anexo/projeto_de_graduacao_biazi_agrizzi_versao_final_210909.pdf. Acesso em: 17 jun. 2025.

OLIVEIRA, João Vitor Lopes de et al. **Análise dos efeitos da temperatura e da vibração de ferramenta sobre peças usinadas**. 2023. 75 f. TCC (Graduação) – Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2023.

PEREIRA, Felipe Leonardo. **Desenvolvimento de um dispositivo para a medição da temperatura na ferramenta durante o processo de torneamento utilizando o método termopar ferramenta-peça**. 2022. 53 f. TCC (Graduação) – Instituto Federal de Santa Catarina, Jaraguá do Sul, 2022. Disponível em: https://repositorio.ifsc.edu.br/bitstream/handle/123456789/2549/TCC%20Felipe%20Pereira_VF_banca_Revisado.pdf?sequence=1&isAllowed=y. Acesso em: 17 jun. 2025.

PINTO, Wellington Aires. **Desenvolvimento e desempenho de ferramenta de corte em liga metálica multicomponente**. 2021. 93 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade de Sorocaba, Sorocaba, 2021.

RESENDE, André Alves de et al. **Influência do ângulo de folga e fluido de corte na usabilidade do aço ABNT 1045 utilizando o método faceamento rápido de Brandsma**. *Research, Society and Development*, v. 8, n. 10, e1449108381, 2019. DOI: 10.33448/rsd-v8i10.1449.

SANTOS, Sandro Cardoso; SALES, Wisley Falco. **Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais**. São Paulo: Artliber Editora Ltda, 2007.

SCHRAKNEPPER, Daniel et al. **Advanced calculation of the stress distribution in milling tools during cutting under consideration of residual stresses and tool wear**. In: *CIRP Conference on Modeling of Machining Operations*, 18., 2021. Proceedings [...]. [S.l.]: Elsevier, 2021. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2021.09.004>. Acesso em: 17 jun. 2025.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. 2. ed. Oxford: Oxford University Press, 2005.

SILVEIRA, Leonardo Silva. **Estudo do gradiente térmico durante o processo de retificação de um inserto de metal duro**. 2024. 69 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2024.

TRENT, Edward; WRIGHT, P. **Metal Cutting**. 4. ed., Estados Unidos da América: Butterworth–Heinemann, 2000.

ZIENKIEWICZ, O. C. et al. **The Finite Element Method: its basis and fundamentals**. 6. ed. Oxford: Butterworth–Heinemann, 2005.