

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

LEONARDO SILVA SILVEIRA

**ESTUDO DO GRADIENTE TÉRMICO DURANTE O PROCESSO DE  
RETIFICAÇÃO DE UM INSERTO DE METAL DURO**

SÃO CARLOS  
2024

LEONARDO SILVA SILVEIRA

**ESTUDO DO GRADIENTE TÉRMICO DURANTE O PROCESSO DE  
RETIFICAÇÃO DE UM INSERTO DE METAL DURO**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao DEMec -  
Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade  
Federal de São Carlos, para obtenção do título de Bacharel  
em Engenharia Mecânica.

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

SÃO CARLOS  
2024

## **AGRADECIMENTOS**

Gostaria de expressar minha profunda gratidão à minha família, que sempre me apoiou incondicionalmente durante essa jornada. Agradeço à minha namorada pelo carinho e incentivo nos momentos mais desafiadores. Aos meus colegas, que fizeram da faculdade uma experiência única.

Aos professores que compartilharam conhecimento e sabedoria ao longo desses anos, expresso meu sincero reconhecimento. Em especial, agradeço ao Dr. Carlos Eiji Hirata Ventura, meu orientador, por seu apoio essencial e por sempre se prontificar a me auxiliar durante o desenvolvimento deste trabalho, e ao Dr. Alexandre Tácito Malavolta, por sua valiosa contribuição na criação do modelo térmico.

*"O sucesso não é o final, o fracasso não é fatal: é a coragem para continuar que conta."*

Winston Churchill

## RESUMO

SILVA SILVEIRA, Leonardo. ESTUDO DO GRADIENTE TÉRMICO DURANTE O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO DE UM INSERTO DE METAL DURO. 2024. 67 f. Trabalho de Conclusão de Curso – Engenharia Mecânica, Universidade Federal de São Carlos. São Carlos, 2024.

A retificação trata-se de um processo de usinagem de alto valor agregado responsável por dar acabamento à peça e garantir uma integridade superficial adequada. Para atingir baixas rugosidades, normalmente utilizam-se altas velocidades de corte, as quais estão ligadas à produção de elevadas cargas térmicas. Essas cargas térmicas, oriundas do aquecimento durante o processo de retificação, são bastante problemáticas, pois geram tensões residuais de tração, além de facilitarem a criação de trincas e, em casos mais extremos, a queima do material. Neste trabalho, foi desenvolvido um modelo térmico utilizando o método dos elementos finitos com o objetivo de avaliar os campos de temperatura ao longo do processo de retificação de um inserto de metal duro para dois cenários críticos envolvendo a espessura de cavaco por grão. O estudo demonstrou que, em todos os pontos do inserto, houve aquecimento, com as menores temperaturas concentradas nas áreas mais distantes da face retificada e as maiores temperaturas próximas à face retificada e à face inferior. Além disso, a temperatura máxima não se distribuiu de maneira uniforme na face retificada, apresentando variações significativas. Foram registradas temperaturas que ultrapassaram o limiar crítico para frações de energia superiores a 20% na retificação com espessura mínima de cavaco por grão e superiores a 30% na retificação com espessura máxima de cavaco por grão. Por fim, observou-se que a evolução da temperatura segue um comportamento logarítmico devido à variação das propriedades térmicas do metal duro.

**Palavras-chave:** análise térmica, transferência de calor, elementos finitos

## ABSTRACT

SILVA SILVEIRA, Leonardo. Final Work Template. 2024. 67 f. Trabalho de Conclusão de Curso – Engenharia Mecânica, Universidade Federal de São Carlos. São Carlos, 2024.

Grinding is a high-value-added machining process responsible for providing surface finish and ensuring adequate surface integrity. To achieve low surface roughness, high cutting speeds are commonly used, which are linked to the generation of high thermal loads. These thermal loads, originating from the heating during the grinding process, are quite problematic as they generate tensile residual stresses, in addition to facilitating the creation of cracks and, in more extreme cases, material burning. In this work, a thermal model was developed using the finite element method to evaluate the temperature fields throughout the grinding process of a cemented carbide insert for two critical scenarios involving the chip thickness per grain. The study demonstrated that, at all points of the insert, there was heating, with the lowest temperatures concentrated in the areas farthest from the ground face and the highest temperatures close to the ground face and the bottom face. In addition, the maximum temperature was not uniformly distributed on the ground face, presenting significant variations. Temperatures were recorded that exceeded the critical limit for energy partition greater than 20% in grinding with minimum chip thickness per grain and greater than 30% in grinding with maximum chip thickness per grain. Finally, it was observed that the temperature evolution follows a logarithmic behavior due to the variation of the thermal properties of the cemented carbide.

**Keywords:** thermal analysis, heat transfer, finite elements

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Representação das formas de distribuição de calor . . . . .	20
Figura 2 – Temperaturas medidas x Temperaturas teóricas calculadas . . . . .	22
Figura 3 – Velocidade de corte x Fração de Energia . . . . .	23
Figura 4 – Avanço x Fração de Energia . . . . .	23
Figura 5 – Profundidade de usinagem x Fração de Energia . . . . .	24
Figura 6 – Dispositivo de Retificação . . . . .	27
Figura 7 – Esquemático do processo . . . . .	28
Figura 8 – Superfície retificada . . . . .	28
Figura 9 – Calor específico x Temperatura . . . . .	30
Figura 10 – Condutividade térmica x Temperatura . . . . .	30
Figura 11 – Bocal - Fluido de corte . . . . .	32
Figura 12 – Gráfico Densidade x Temperatura . . . . .	34
Figura 13 – Gráfico Calor Específico x Temperatura . . . . .	35
Figura 14 – Gráfico Condutividade Térmica x Temperatura . . . . .	35
Figura 15 – Gráfico Viscosidade Cinemática x Temperatura . . . . .	36
Figura 16 – $h_{ar}$ x $\Delta T$ . . . . .	38
Figura 17 – Conjunto . . . . .	39
Figura 18 – Acoplamentos térmicos . . . . .	40
Figura 19 – Convecções forçadas . . . . .	41
Figura 20 – Convecções naturais . . . . .	42
Figura 21 – Forças específicas tangenciais x Volume retificado . . . . .	42
Figura 22 – Carga térmica . . . . .	48
Figura 23 – Gradiente térmico – q1.1 – $\psi = 10\%$ . . . . .	49
Figura 24 – Gradiente térmico – q1.2 – $\psi = 20\%$ . . . . .	50
Figura 25 – Gradiente térmico – q1.3 – $\psi = 30\%$ . . . . .	50
Figura 26 – Gradiente térmico – q1.4 – $\psi = 40\%$ . . . . .	51
Figura 27 – Gradiente térmico – q1.5 – $\psi = 50\%$ . . . . .	51
Figura 28 – Início da zona de contato entre o inserto e os cilindros de fixação . . . . .	52
Figura 29 – Temperatura máxima x $\psi$ . . . . .	53
Figura 30 – Gradiente térmico – q2.1 – $\psi = 10\%$ . . . . .	54
Figura 31 – Gradiente térmico – q2.2 – $\psi = 20\%$ . . . . .	55
Figura 32 – Gradiente térmico – q2.3 – $\psi = 30\%$ . . . . .	55
Figura 33 – Gradiente térmico – q2.4 – $\psi = 40\%$ . . . . .	56
Figura 34 – Gradiente térmico – q2.5 – $\psi = 50\%$ . . . . .	56
Figura 35 – Comparação gradiente térmico de q1.1 com q2.1 . . . . .	57
Figura 36 – Temperatura máxima x $\psi$ . . . . .	58

Figura 37 – Temperatura máxima - q1 x q2 . . . . .	59
Figura 38 – Temperatura máxima x Tempo . . . . .	59
Figura 39 – Temperatura máxima x Tempo . . . . .	60
Figura 40 – Pontos selecionados . . . . .	61
Figura 41 – Gradiente térmico transiente - espessura mínima de cavaco por grão . .	61
Figura 42 – Gradiente térmico transiente - espessura máxima de cavaco por grão .	62
Figura 43 – Comparação curvas de temperatura entre cenários . . . . .	63
Figura 44 – Gradiente térmico conjunto final - exemplo q2.1 . . . . .	64

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Condutividade térmica e calor específico do Metal Duro $F_{6.0}$ em função da temperatura . . . . .	31
Tabela 2 – Propriedades do fluido de corte. . . . .	33
Tabela 3 – Propriedades térmicas do óleo de motor (não usado) em função da temperatura . . . . .	34
Tabela 4 – Propriedades do fluido calculadas em função da temperatura . . . . .	37
Tabela 5 – Valores utilizados para o cálculo do número de Grashof . . . . .	38
Tabela 6 – Valores médios das propriedades do fluido . . . . .	41
Tabela 7 – Espessura mínima de cavaco por grão . . . . .	44
Tabela 8 – Espessura máxima de cavaco por grão . . . . .	45
Tabela 9 – Fração de Energia em diferentes tipos de retificação. . . . .	46
Tabela 10 – Cargas térmicas - Espessura mínima de cavaco por grão . . . . .	47
Tabela 11 – Cargas térmicas - Espessura máxima de cavaco por grão . . . . .	47

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

HEDG *High Efficiency Deep Grinding*

FEM *Finite Element Method*

## LISTA DE SÍMBOLOS

$\dot{V}$	Vazão volumétrica [L/min]
$V$	Velocidade de saída do fluido [m/s]
$d$	Diâmetro [mm]
$A_{tot}$	Área total [mm <sup>2</sup> ]
$A_{circ}$	Área de cada círculo [mm <sup>2</sup> ]
$L$	Comprimento da face retificada do inserto [mm]
$b$	Largura da face retificada do inserto [mm]
$A$	Área da face retificada do inserto [mm <sup>2</sup> ]
$l$	Comprimento de material removido [mm]
$t$	Tempo de processo [s]
$F_t$	Força tangencial específica [N/mm <sup>2</sup> ]
$F$	Força total [N]
$P_{tot}$	Potência total de corte [W]
$P_{cal}$	Potência calorífica [W]
$\psi$	Fração de energia [%]
$q$	Fluxo de calor [W/mm <sup>2</sup> ]
$V_c$	Velocidade de corte [m/s]
$V_{fa}$	Avanço [mm/min]
$c_p$	Calor específico [kJ/(kg·K)]
$k$	Condutividade térmica [W/(m·K)]
$\rho$	Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]
$\mu$	Viscosidade dinâmica [Pa·s]
$\nu$	Viscosidade cinemática [mm <sup>2</sup> /s]
$h_{ar}$	Coefficiente de convecção do ar [W/(m <sup>2</sup> ·K)]

$Gr$	Número de Grashof [-]
$Pr$	Número de Prandtl [-]
$\Delta T$	Diferença de temperatura [°C]
$\Delta T_{critico}$	Diferença de temperatura crítica [°C]
$g$	Aceleração gravitacional [m/s <sup>2</sup> ]
$\beta$	Coefficiente de expansão volumétrica [1/K]
$\alpha$	Coefficiente de expansão térmica [1/K]

## SUMÁRIO

<b>1 – INTRODUÇÃO</b>	<b>15</b>
1.1 Contextualização do tema	15
1.2 Formulação do problema e objetivos da pesquisa	17
<b>2 – FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA</b>	<b>18</b>
2.1 Retificação de inserto de metal duro	18
2.2 Aspectos térmicos na retificação	19
2.3 Método dos elementos finitos	25
<b>3 – MATERIAIS E MÉTODOS</b>	<b>27</b>
3.1 Software / solver	27
3.1.1 Elementos	27
3.2 Sistema simulado	27
3.2.1 Rebolo e dressador	29
3.2.2 Inserto de metal duro	29
3.2.3 Elementos de convecção	32
3.2.3.1 Fluido de corte	32
3.2.3.2 Ar	37
3.2.4 Elementos de condução	39
3.2.4.1 Cilindros	39
3.2.4.2 Elementos mássicos	39
3.3 FEM	39
3.4 Parâmetros	40
3.4.1 Condução térmica	40
3.4.2 Convecções térmicas	40
3.4.2.1 Convecção forçada	40
3.4.2.2 Convecção natural	41
3.4.3 Carga térmica	42
3.5 Forma de análise dos resultados	48
<b>4 – RESULTADOS E DISCUSSÃO</b>	<b>49</b>
4.1 Distribuição dos campos de temperatura ao final do processo	49
4.1.1 Espessura mínima de cavaco por grão	49
4.1.2 Espessura máxima de cavaco por grão	54
4.2 Evolução da temperatura ao longo do tempo	59
4.3 Gradiente térmico do conjunto final	63

<b>5 – CONCLUSÃO</b> . . . . .	<b>65</b>
<b>REFERÊNCIAS</b> . . . . .	<b>67</b>

# 1 INTRODUÇÃO

Neste tópico serão apresentados a contextualização do tema, os objetivos da pesquisa bem como conceitos iniciais relacionados ao processo de retificação de insertos de metal duro focando nos principais desafios térmicos enfrentados nesse tipo de usinagem.

## 1.1 Contextualização do tema

A indústria mecânica tem sido marcada por avanços tecnológicos significativos nas últimas décadas, em especial nos processos de usinagem ao demandar por ferramentas mais precisas, eficientes e duráveis. Nesse contexto, os insertos de metal duro ganham destaque por sua capacidade de melhorar a produtividade e a qualidade dos processos de usinagem, especialmente ao lidar com materiais de alta dureza. Segundo Machado et al. (2011), o uso de insertos de metal duro se expandiu substancialmente, tornando-se um componente essencial em aplicações que exigem alta performance e longevidade das ferramentas.

Composto por uma matriz de carboneto de tungstênio (WC), que representa de 70% a 95% do volume, e cobalto (Co), variando entre 5% e 30%, o metal duro é amplamente reconhecido por suas propriedades superiores em comparação a outros materiais utilizados em ferramentas de corte (UPADHYAYA, 1998). Os insertos de metal duro se destacam por sua elevada dureza e estabilidade sob altas temperaturas, proporcionando maior durabilidade ao fio de corte e reduzindo a necessidade de reafiação frequente. Esse desempenho é atribuído, em grande parte, à microestrutura homogênea resultante da sinterização, que preserva as propriedades mecânicas durante operações prolongadas, otimizando a eficiência operacional e diminuindo os custos.

A produção do metal duro envolve várias etapas críticas. Após a mistura dos pós de carboneto de tungstênio (WC) e cobalto (Co), o material é compactado sob alta pressão e, em seguida, sinterizado a temperaturas elevadas. Durante a sinterização, o cobalto fundido promove a coesão das partículas de carboneto de tungstênio, reduzindo a porosidade e formando, assim, uma microestrutura densa e homogênea. Após a sinterização, é necessária uma última etapa de acabamento a fim de conferir as características dimensionais requisitadas. Para isso, normalmente utiliza-se o processo de retificação por conta das propriedades mecânicas da pastilha sinterizada (MALKIN, 2008).

A retificação trata-se de um processo de usinagem de alto valor agregado uma vez que apresenta um elevado consumo de energia específica para remoção de um pequeno volume de material e desempenha um papel fundamental ao conferir às peças acabamentos finos além de tolerâncias dimensionais e geométricas rigorosas. O processo de retificação

como última etapa, também consegue promover uma melhora na integridade superficial da peça ao suavizar irregularidades e redistribuir tensões residuais. Esse refinamento na superfície da peça, deixando-a mais uniforme e com menor rugosidade, resulta em uma resistência maior a falhas como trincas ou fraturas, aumentando a vida útil e o desempenho em aplicações exigentes (MALKIN; GUO, 2007).

Para o caso dos insertos de metal duro, o rebolo diamantado é a ferramenta preferida para o processo de retificação devido à sua capacidade de suportar elevadas forças de corte e temperaturas extremas. O uso de rebolos com grãos abrasivos de diamante, classificados como superabrasivos, permite a remoção eficiente de material, garantindo um acabamento de alta qualidade e prolongando a vida útil da ferramenta (KOPAC; KRAJNIK, 2006).

Entretanto, é importante notar que a retificação também pode ocasionar impactos negativos se os parâmetros de processo não forem adequadamente controlados. Quando não há esse controle, a retificação pode induzir problemas como a formação de trincas, a introdução de tensões residuais indesejadas, alterações na microestrutura e modificações na textura superficial (SHAW, 1996). Esses efeitos podem comprometer a funcionalidade e a durabilidade das peças, tornando essencial a otimização dos parâmetros de retificação para minimizar os danos e garantir a qualidade do produto final.

Um desses impactos negativos trata-se da carga térmica a qual, num processo de retificação, é tipicamente muito elevada e pode acarretar em problemas sérios na integridade superficial da peça devido às altas velocidades de corte utilizadas para alcançar rugosidades muito baixas. Normalmente, os problemas ligados à carga térmica estão atrelados à geração de tensões residuais de tração, à facilitação da criação de trincas e, em casos mais extremos, à queima do material. Frente a isso, o fluido de corte exerce uma função crucial durante os processos de retificação, pois ajuda na dissipação do calor, na lubrificação na zona de contato e na remoção de cavacos. Tais efeitos, segundo Biermann et al. (2014), contribuem diretamente para o aumento da vida útil do rebolo superabrasivo.

Em síntese, a retificação de insertos de metal duro se destaca pela capacidade de melhorar a eficiência e a durabilidade, especialmente em aplicações que exigem alta resistência ao desgaste e à degradação térmica. No entanto, o controle adequado dos parâmetros durante o processo de retificação é crucial para evitar efeitos negativos que podem comprometer a integridade do material. Diante da complexidade envolvida, um estudo detalhado dos fenômenos térmicos torna-se essencial para garantir a qualidade e a longevidade das peças usinadas.

## 1.2 Formulação do problema e objetivos da pesquisa

Considerando a relevância dos insertos de metal duro na indústria mecânica, as dificuldades inerentes ao processo de retificação e, especialmente, os desafios impostos pelas elevadas cargas térmicas, fica evidente a importância de estimar os campos de temperatura durante o processo de retificação de um inserto de metal duro a fim de prever possíveis situações negativas, bem como investigar a influência de parâmetros do processo nesse quesito. Para isso, estudam-se dois casos extremos de retificação plana transversal de mergulho com um rebolo diamantado do tipo copo, apresentados no trabalho *Caracterização do Desgaste do Rebolo na Retificação de Insertos de Metal Duro* (RODRIGUES, 2021): o primeiro, envolvendo uma retificação com espessura mínima de cavaco, na qual o avanço é baixo e a velocidade de corte é alta; e o segundo, com espessura máxima de cavaco, onde o avanço é elevado e a velocidade de corte, reduzida.

Para avaliar os efeitos térmicos do processo, foi utilizada uma abordagem por elementos finitos para criar um modelo capaz de simular a distribuição de temperatura ao longo do inserto. Além disso, a zona de retificação foi modelada como uma fonte de calor que se espalha ao longo da peça, considerando um modelo retangular ou uniforme, já que a zona de retificação abrange toda a face do inserto.

Um fator crítico para a análise é a fração de energia gerada durante a retificação, ou seja, a parcela de energia convertida em calor e transferida para a peça na zona de retificação. A estimativa coerente dessa fração é fundamental para prever o comportamento térmico da peça durante o processo.

É, portanto, objetivo principal desta pesquisa a determinação do gradiente térmico ao longo do inserto durante o processo de retificação, considerando os dois casos extremos apresentados para uma faixa de frações de energia. Como objetivo específico, busca-se estudar o gradiente térmico transiente, analisando as variações de temperatura ao longo do tempo a fim de avaliar a distribuição de calor e o comportamento térmico da peça.

## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

### 2.1 Retificação de inserto de metal duro

A retificação é um processo de usinagem por abrasão utilizado para melhorar o acabamento superficial de uma peça e atingir tolerâncias geométricas rigorosas, pois permite alcançar rugosidades muito baixas. Assim como qualquer outro processo abrasivo, é caracterizada pela utilização de uma ferramenta de geometria não definida, que, no caso da retificação, consiste em grãos aderidos a um rebolo e que são responsáveis pela remoção do material. De acordo com Silva (2023), o processo de retificação também pode ser entendido como a atuação sucessiva de indentadores que riscam a superfície da peça, sendo dividido em três etapas sequenciais iniciando com o atrito com a superfície, seguido pela deformação plástica e elástica do material a ser removido, e finaliza com o cisalhamento ou formação efetiva de cavaco.

Para o caso da retificação da superfície de folga de insertos de metal duro utilizando uma retificação plana transversal de mergulho, utiliza-se um rebolo diamantado do tipo copo e ligante resinoide que movimenta-se perpendicularmente à superfície da peça de maneira controlada permitindo a remoção de pequenas quantidades de material com alta precisão.

O metal duro, composto por uma matriz de carboneto de tungstênio (WC) e Cobalto (Co), apresenta valores de dureza que variam entre 700 e 2250 HV (GARCIAL et al., 2019) e é resistente ao desgaste apresentando um módulo de elasticidade alto que varia entre 400 e 640 GPa além de um comportamento dúctil-frágil quando solicitado (WIRTZ et al., 2017). Essas características tornam a sua retificação um processo desafiador, exigindo o uso de rebolos de alta qualidade, compostos por grãos abrasivos de elevada dureza, além de parâmetros de corte otimizados para garantir a eficiência do processo (MALKIN; GUO, 2007). A fragilidade do metal duro, por sua vez, torna o processo sensível à geração de tensões residuais e à formação de microfraturas, que podem comprometer a vida útil da ferramenta (SHAW, 1996).

O controle preciso dos parâmetros de corte é crucial para otimizar a retificação de insertos de metal duro e garantir a qualidade dimensional e superficial do produto final. Variáveis como a velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem são interdependentes e influenciam diretamente fatores como a taxa de remoção de material, geração de calor e o desgaste do rebolo. Segundo Köhler (2018), uma combinação inadequada desses parâmetros pode levar ao surgimento de quebras, microfraturas e queimas na superfície do inserto, comprometendo sua vida útil e desempenho.

A escolha dos parâmetros de corte deve ser feita levando em consideração as características do material, a geometria tanto do inserto quanto do rebolo, bem como as tolerâncias dimensionais e as rugosidades superficiais desejadas. Estudos realizados por Lubis, Darmawan e Ericson (2019), mostram que a velocidade de corte influencia significativamente a rugosidade superficial e a geração de calor, enquanto o avanço está diretamente relacionado à taxa de remoção de material. A profundidade de usinagem, por sua vez, afeta a carga aplicada ao rebolo e a probabilidade de ocorrerem quebras.

A otimização dos parâmetros de corte é um processo iterativo que exige a análise de diversos fatores e, muitas vezes, o uso de ferramentas de simulação e otimização. A aplicação de modelos matemáticos e técnicas de otimização multiobjetivo permite determinar a combinação de parâmetros que proporciona o melhor desempenho do processo, minimizando os custos de produção e maximizando a qualidade do produto final.

## 2.2 Aspectos térmicos na retificação

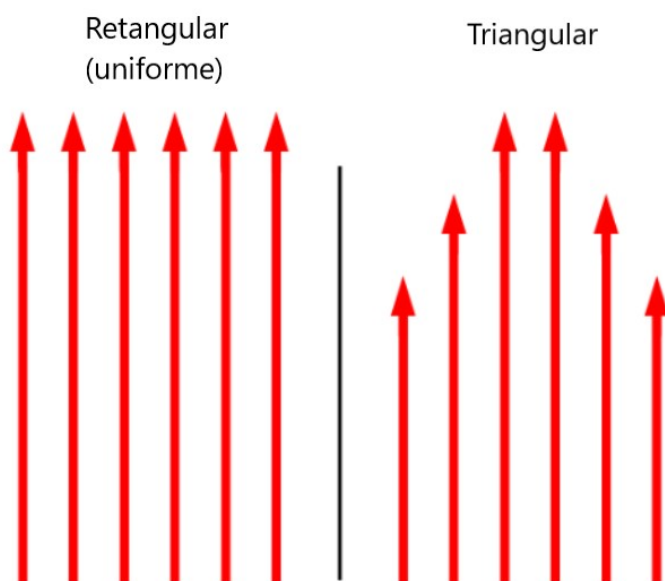
Os processos abrasivos apresentam energias específicas significativamente maiores do que os processos de usinagem com ferramentas de geometria definida, o que torna esses processos, de maneira geral, menos eficientes, exigindo maior energia para remover quantidades menores de material. De acordo com Malkin e Guo (2007), o processo de retificação exige um alto gasto de energia por unidade de volume de material removido e que praticamente toda essa energia é dissipada em forma de calor. Tal fator, que está associado as altas velocidades de corte, resulta em temperaturas muito elevadas as quais, caso não sejam controladas, podem acarretar em problemas sérios.

Os principais danos térmicos são a geração de tensões residuais de tração, a qual facilita a criação de trincas, o revenimento da camada superficial, gerando um amolecimento excessivo, a transformação de fase metalúrgica, a redução da resistência à fadiga e, em casos mais extremos, a queima do material (TORRANCE, 1978). Esses danos ocorrem devido à elevação da temperatura durante o processo de retificação, que afeta diretamente as propriedades mecânicas e estruturais do material (MALKIN; GUO, 2007). Tensões residuais de tração são induzidas pelo rápido resfriamento que segue a elevação de temperatura, criando potenciais focos de nucleação para trincas. Além disso, o excesso de calor promove o revenimento da camada superficial, diminuindo sua dureza e resistência ao desgaste. Temperaturas elevadas também podem causar transformações de fase, alterando a microestrutura do material e comprometendo sua resistência à fadiga (TORRANCE, 1978). Em casos extremos, a queima do material ocorre, resultando comprometendo as propriedades mecânicas. Ademais, Malkin e Guo (2007) mostram que o dano térmico é um dos principais fatores que afetam a qualidade e vida útil da peça, além de limitar a produtividade da retificação.

O fundamento essencial para entender as temperaturas presentes num processo de retificação trata-se da fração de energia, ou seja, a parcela de energia transformada em calor e transferida à peça na zona de retificação. Diversos estudos foram conduzidos a fim de encontrar faixas razoáveis de distribuição de energia para utilizar em modelos térmicos e equações analíticas com o intuito de prever as temperaturas presentes nesse processo de acabamento.

Malkin e Guo (2007), estudaram os efeitos térmicos em retificações planas e *creep feed* com rebolos convencionais de óxido de alumínio e rebolos vitrificados e eletrodepositados de CBN além de uma retificação do tipo *High Efficiency Deep Grinding* (HEDG) com um rebole de CBN. Para determinar as frações de energia transferidas para a peça, foi utilizado um método detalhado e bem fundamentado. Inicialmente, o problema térmico foi abordado considerando que toda a energia mecânica gerada no contato entre o rebole e a peça é convertida em calor. Para isso, a zona de retificação foi modelada como uma "fonte de calor móvel" (*moving heat source*), uma vez que o rebole, ao se movimentar e rotacionar, gera e transfere calor continuamente para a peça de trabalho. Nesse contexto, o estudo utilizou duas abordagens diferentes para a distribuição do calor gerado. A primeira foi uma distribuição uniforme, onde o calor é distribuído de maneira homogênea ao longo da superfície de contato entre o rebole e a peça. A segunda tratou-se de uma distribuição triangular, onde o calor é mais concentrado no centro da zona de contato, diminuindo gradualmente nas extremidades. Tais formas de distribuição de calor foram denotadas na figura 1.

Figura 1 – Representação das formas de distribuição de calor

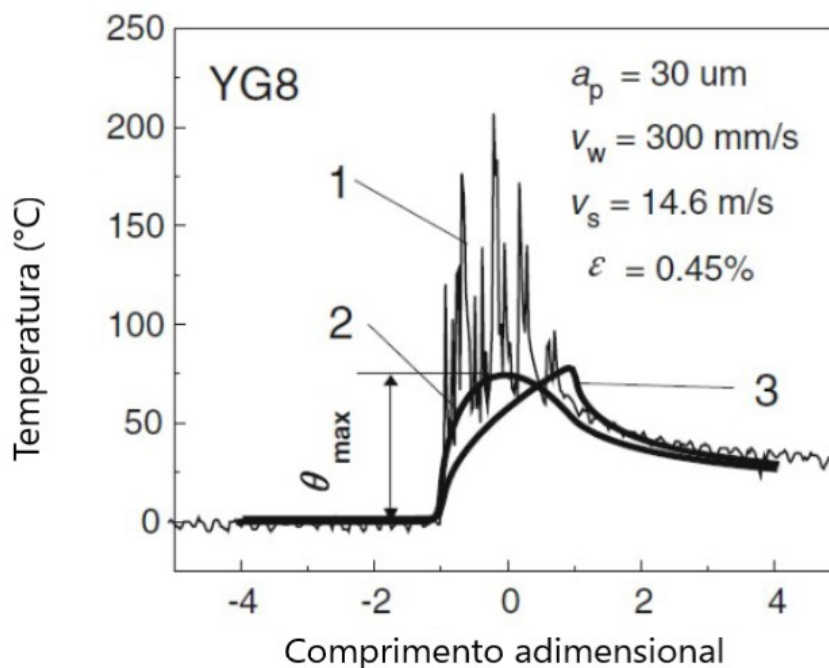


Fonte: Autor

A abordagem utilizando uma forma triangular de distribuição de calor refletiu de maneira mais fiel a natureza do calor gerado durante a retificação para os casos estudados. Com essas distribuições estabelecidas, o artigo aplicou a teoria da "fonte de calor inversa" (*inverse heat source*), utilizando medições de temperatura ao longo da peça para calcular a fração de calor que foi efetivamente transferida. A teoria da fonte de calor inversa permite estimar essa fração ao comparar as temperaturas obtidas experimentalmente com as previsões teóricas baseadas nos modelos de distribuição de calor. Para realizar esses cálculos, o estudo considerou que o calor gerado era proporcional ao trabalho mecânico realizado na zona de retificação. Além disso, foram utilizadas constantes térmicas dos materiais envolvidos, como a condutividade térmica e a capacidade calorífica da peça e do rebolo. Essas considerações foram necessárias para viabilizar os cálculos teóricos. Ademais, a determinação precisa de fatores como a velocidade do rebolo, o tempo de contato e as propriedades térmicas da peça e do fluido de corte permitiram estimar a quantidade de energia gerada no processo de retificação e, posteriormente, a parcela dessa energia que é transformada em calor e absorvida pela peça. Por fim, a metodologia envolveu resolver equações de transferência de calor para diferentes condições de contato, comparando os resultados obtidos com dados experimentais ou teóricos, a fim de ajustar e calibrar o modelo. Para as retificações planas com rebolos vitrificados de Óxido de Alumínio, as frações de energia tipicamente variam entre 60% e 85%, já com rebolos superabrasivos de CBN as frações de energia encontradas são menores que 20% devido à alta condutividade térmica do CBN, que facilita a condução de calor para o rebolo. Para a retificação *creep feed*, caracterizada por baixas velocidades no processo e grandes profundidades de corte, as frações de energia foram muito menores: entre 3% e 7% para rebolos de Óxidos de Alumínio e entre 4% e 8% para ambos os tipos de rebolos de CBN. Já na retificação HEDG com rebolo de CBN, a fração de energia ficou em 15% com um óleo solúvel a base de água e 26% com um óleo integral.

Zhan e Xu (2012), por sua vez, analisaram os efeitos térmicos em uma retificação a seco e plana de um inserto de metal duro utilizando um rebolo de diamante brasado, na qual os grãos de diamante são fixados em um substrato metálico por meio de uma liga de brasagem. De forma similar, começam o estudo determinando a forma distribuição de calor, se retangular (uniforme) ou triangular. Para isso, compararam os resultados experimentais com os resultados teóricos calculados como pode ser visto na figura 2.

Figura 2 – Temperaturas medidas x Temperaturas teóricas calculadas



Fonte: Adaptado de Zhan e Xu (2012)

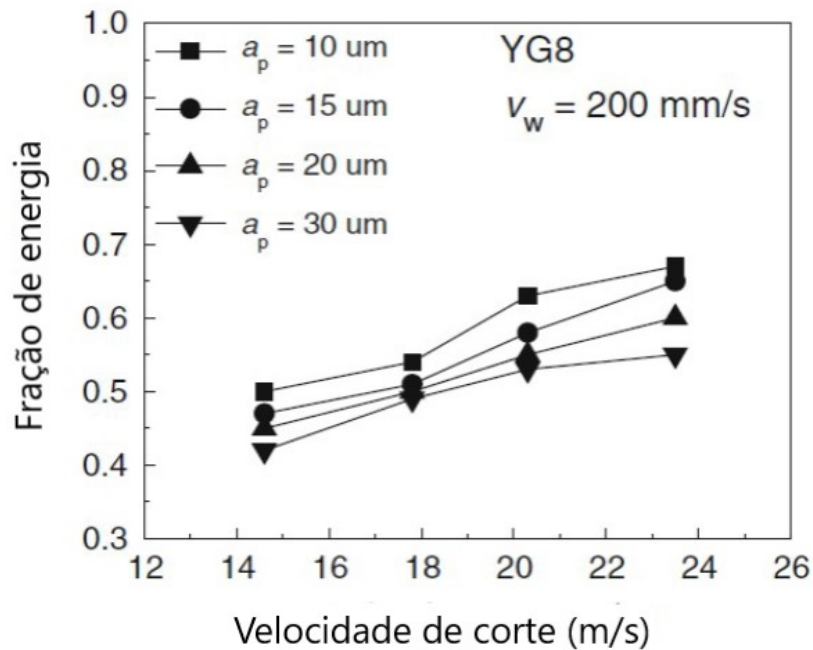
Pode ser visto que as temperaturas calculadas considerando uma distribuição triangular de calor (curva 2) são mais realistas ao comparar com as temperaturas medidas (curva 1) do que as temperaturas calculadas considerando uma distribuição retangular de calor (curva 3). Após isso, foi possível estimar as frações de energia utilizando a técnica de correspondência de temperatura (*temperature matching technique*), que consiste em encontrar a fração de energia para a qual a resposta térmica calculada analiticamente se ajusta da maneira mais precisa possível a resposta térmica medida. A partir desse estudo, foram encontradas frações de energia que variaram entre 35% e 70% considerando todas as condições de usinagem aplicadas sem a utilização de fluido de corte.

Outros estudos foram conduzidos a fim de se encontrar as frações de energia para processos de retificação. Zhu et al. (1995) encontraram uma faixa de fração de energia entre 16% e 24% para a retificação úmida de cerâmica de nitreto de silício com rebolo de diamante, enquanto, na retificação a seco, essa fração atingiu 59%, sugerindo que o fluido de corte desempenha um papel significativo na redução da fração de energia. Em outro caso, Chen et al. (2009) relataram que, na retificação em alta velocidade de cerâmica de nitreto de silício com um rebolo de diamante brasado, as frações de energia variaram de 40% a 60% para a retificação a seco.

Outrossim, no trabalho de Zhan e Xu (2012), foram avaliadas as influências de alguns parâmetros de usinagem na fração de energia na retificação de insertos de metal duro.

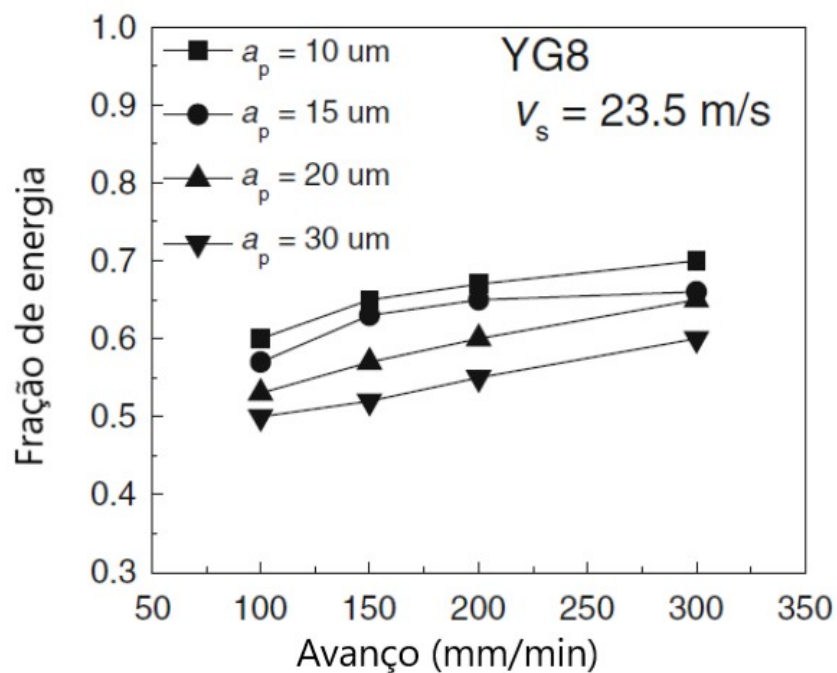
Foi constatado que tanto o aumento da velocidade de corte quanto do avanço resultam num aumento na distribuição de energia como denotado nas figuras 3 e 4, respectivamente. Já o aumento na profundidade de usinagem ocasionou uma redução na fração de energia como mostrado na figura 5.

Figura 3 – Velocidade de corte x Fração de Energia



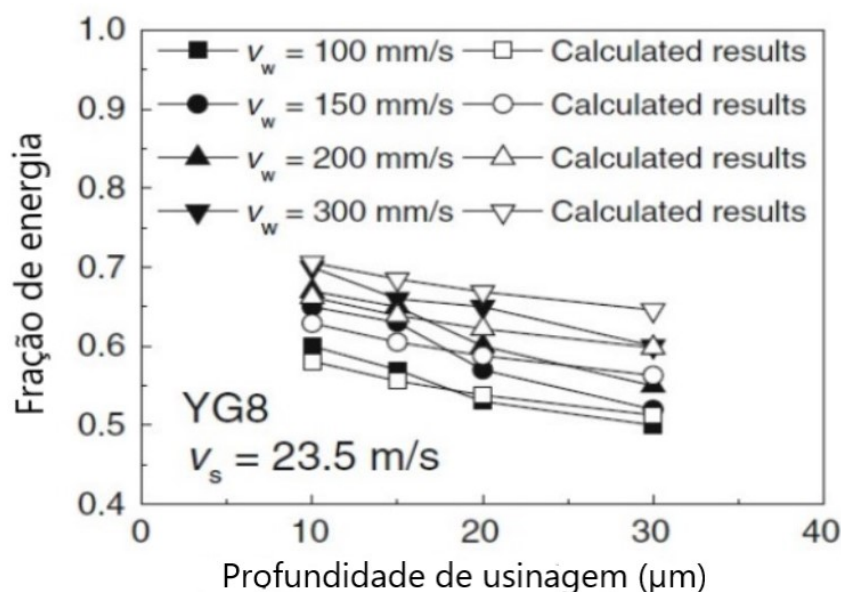
Fonte: Adaptado de Zhan e Xu (2012)

Figura 4 – Avanço x Fração de Energia



Fonte: Adaptado de Zhan e Xu (2012)

Figura 5 – Profundidade de usinagem x Fração de Energia



Fonte: Adaptado de Zhan e Xu (2012)

Ao avaliar as influências dos parâmetros de usinagem na temperatura máxima, foi visto que a profundidade de usinagem influencia diretamente a temperatura na retificação, pois o aumento dessa profundidade eleva a taxa de remoção de material, resultando em um maior consumo de energia por unidade de volume removido, o que resulta num aumento significativo na temperatura. A velocidade de corte, por sua vez, afeta a espessura máxima do cavaco não deformado. À medida que a velocidade do rebolo aumenta, a espessura do cavaco diminui, o que implica em uma maior remoção de material no modo dúctil, exigindo mais energia e, conseqüentemente, elevando as temperaturas geradas. Por fim, o avanço da peça tem uma influência menor na temperatura, pois o aumento da taxa de avanço reduz o tempo de contato da fonte de calor com a superfície, limitando a transferência de calor para a peça e resultando em uma menor elevação da temperatura na zona de retificação (ZHAN; XU, 2012).

Temperaturas críticas para o metal duro variam de acordo com a composição do material e as condições de operação. Estudos indicam que temperaturas superiores a  $700^\circ\text{C}$  podem causar oxidação severa e deterioração microestrutural, reduzindo significativamente a dureza e a resistência ao desgaste do inserto (MALKIN; GUO, 2007). Além disso, o aumento da temperatura pode induzir a formação de trincas térmicas, resultantes da incompatibilidade entre os coeficientes de expansão térmica dos grãos de carboneto de tungstênio e da fase ligante de cobalto. Essa diferença de expansão térmica gera tensões internas durante o aquecimento e o resfriamento, que podem culminar na delaminação entre os grãos de carboneto e a matriz, comprometendo a integridade estrutural do inserto (LAGERQUIST, 1975).

Acima de 500°C, pode-se observar uma diminuição na tenacidade, enquanto temperaturas superiores a 800°C promovem a sinterização parcial da matriz de cobalto, levando ao amolecimento do inserto e, eventualmente, à falha prematura (TORRANCE, 1978). Por isso, é essencial que as temperaturas na zona de retificação sejam mantidas abaixo desse limiar crítico para preservar as propriedades mecânicas e a precisão dimensional da peça.

Ademais, o desgaste do rebolo pode ser intensificado em condições de altas temperaturas. Luo et al. (1997), ao analisar o desgaste de um rebolo de diamante com ligante resinoide na retificação de topo de insertos de metal duro, observaram que temperaturas acima de 650°C deterioram rapidamente o ligante resinoide, comprometendo a retenção dos grãos de diamante. Aliado a isso, a oxidação das partículas de diamante resulta na perda de resistência ao impacto e dureza, prejudicando o desempenho do rebolo e a qualidade superficial da peça. Assim, o desgaste simultâneo do ligante e do abrasivo reforça a necessidade de manter o processo dentro de um intervalo de temperatura seguro para garantir a integridade tanto da ferramenta quanto da peça.

Nesse sentido, o fluido de corte desempenha um papel crucial na retificação, atuando tanto no resfriamento quanto na lubrificação. A função de resfriamento dissipa o calor gerado no contato entre o rebolo e a peça, evitando que o material ultrapasse temperaturas críticas e preservando as propriedades do inserto e a qualidade da peça. A lubrificação, por sua vez, reduz o atrito e minimiza o desgaste do rebolo, melhorando o desempenho do processo e a vida útil da ferramenta (OLIVEIRA; ALVES, 2006). Estudos mostram que a combinação dessas funções é essencial para maximizar a eficiência da retificação (STEPHENSON; JIN, 2003).

### 2.3 Método dos elementos finitos

Método dos Elementos Finitos ou "*Finite Element Method*" (FEM) é uma técnica numérica utilizada para resolver problemas de engenharia e física por meio da discretização de um domínio contínuo em sub-regiões menores, chamadas elementos finitos. A ideia central é transformar um problema complexo, representado por equações diferenciais parciais, em um conjunto de equações mais simples. Cada elemento é interligado em nós, onde se resolvem variáveis como temperatura ou tensões. Ao aplicar leis de conservação e condições de contorno, o FEM gera uma solução aproximada com alta precisão para problemas estruturais, térmicos e de fluídos (ZIENKIEWICZ; TAYLOR; ZHU, 2005).

No contexto da simulação de processos de retificação utilizando o FEM, diferentes tipos de elementos finitos são usados para representar com precisão o comportamento térmico e mecânico. A escolha entre elementos bidimensionais, como os triangulares ou quadrilaterais, e tridimensionais, como os hexaédricos e tetraédricos, depende do modelo

específico e da natureza do problema, podendo ambos capturar com eficiência a distribuição de temperatura e outros fenômenos relevantes. Além disso, elementos especiais, como os de interface térmica ou de contato, podem ser utilizados para modelar a interação entre o rebolo e a peça, considerando efeitos como desgaste e dissipação de calor. Esses elementos são particularmente úteis em processos de alta precisão, como na retificação de insertos de metal duro, onde a alta concentração de calor pode resultar em falhas superficiais ou microtrincas (NGUYEN; BUTLER, 2005).

Diversos estudos utilizando o FEM foram desenvolvidos para estudar o processo de retificação de insertos de metal duro. Pode-se citar o de Dehmer et al. (2023), que combinaram três métodos: o Método de Dinâmica Molecular (*Molecular Dynamics Method (MD)*), o Método dos Elementos Finitos (*Finite Element Method (FEM)*) e o Método de Hidrodinâmica de Partículas Suavizadas (*Smoothed Particle Hydrodynamics (SPH) Method*) para realizar a análise de um processo de retificação de um inserto de metal duro, a fim de garantir maior precisão na simulação do processo de riscamento por um único grão. O objetivo do estudo foi prever o comportamento mecânico do material, e as simulações apresentaram uma boa correspondência qualitativa com os dados experimentais, apesar de as forças simuladas terem sido inferiores às forças reais.

No entanto, poucos estudos que utilizam o FEM foram desenvolvidos para avaliar os aspectos térmicos do processo de retificação de insertos de metal duro, o que sugere a necessidade de mais investigações nesse campo utilizando essa abordagem específica.

Apesar das inúmeras vantagens do FEM, a obtenção de modelos extremamente precisos ainda é muito complicada por conta da dificuldade em obter condições de contorno precisas, como o coeficiente de convecção e a parcela de energia convertida em calor e transferida à peça durante o processo de retificação. A obtenção desses dados, especialmente em situações de contato dinâmico entre o rebolo e a peça, pode ser desafiadora. A ausência de dados experimentais confiáveis pode comprometer a precisão das simulações, exigindo calibrações contínuas baseadas em medições experimentais.

Neste trabalho, o FEM é aplicado para estudar o gradiente térmico no inserto de metal duro em duas situações, além de analisar o gradiente térmico transiente. A modelagem térmica permite entender os efeitos da distribuição de temperatura durante o processo de retificação, contribuindo para a otimização dos parâmetros de processo e a redução de riscos relacionados a problemas de origem térmica.

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1 Software / solver

Foi utilizado o software NX da Siemens para realizar as simulações térmicas pelo método dos elementos finitos. Além disso, diversos *solvers* podem ser integrados e utilizados através desse software como o Nastran, Ansys, Abaqus, LS Dyna, entre outros. Entretanto, dados os objetivos da pesquisa, foi optado pela utilização do *Simcenter Thermal/Flow Solver* por conta de sua vasta gama de recursos para simulações térmicas detalhadas.

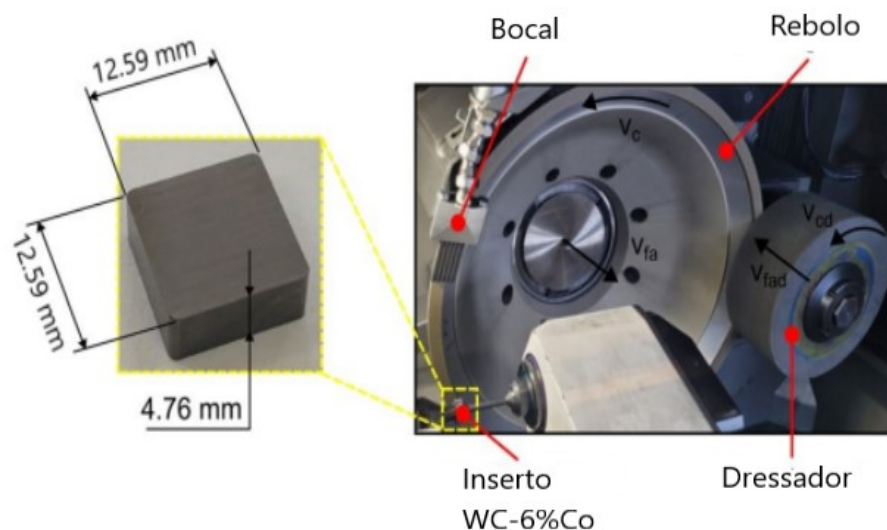
##### 3.1.1 Elementos

Para calcular as temperaturas nos diversos pontos dos componentes que compõem o sistema de retificação estudado, foram utilizados 62718 elementos tetraédricos de 0,5mm com 4 nós cada sendo o número total de nós de 13287, além de 2 elementos de massa concentrada.

#### 3.2 Sistema simulado

O sistema a ser simulado trata-se de uma retificação plana transversal de mergulho de um inserto de metal duro com um reboło diamantado do tipo copo o qual conta com um dressador de óxido de alumínio. Tal sistema é representado na figura 6

Figura 6 – Dispositivo de Retificação

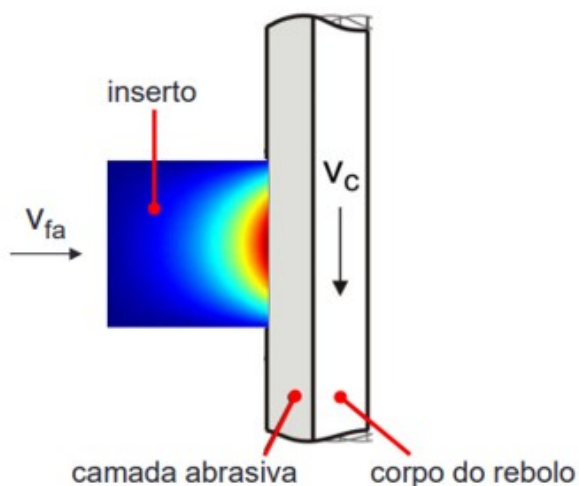


Fonte: Adaptado de Carreira, Hassui e Ventura (2023)

O processo se inicia com a fixação do inserto de metal duro nos eixos de fixação e a verificação de concentricidade. Após isso, há o processo de dressagem do reboło por cerca

de 40 segundos. Finalmente, o rebolo avança contra o inserto de acordo com o esquemático representado na figura 7 para realizar a retificação da superfície de folga (figura 8). Durante todo o processo, fluido de corte em abundância é jogado na zona de retificação a partir do bocal mostrado na figura 6.

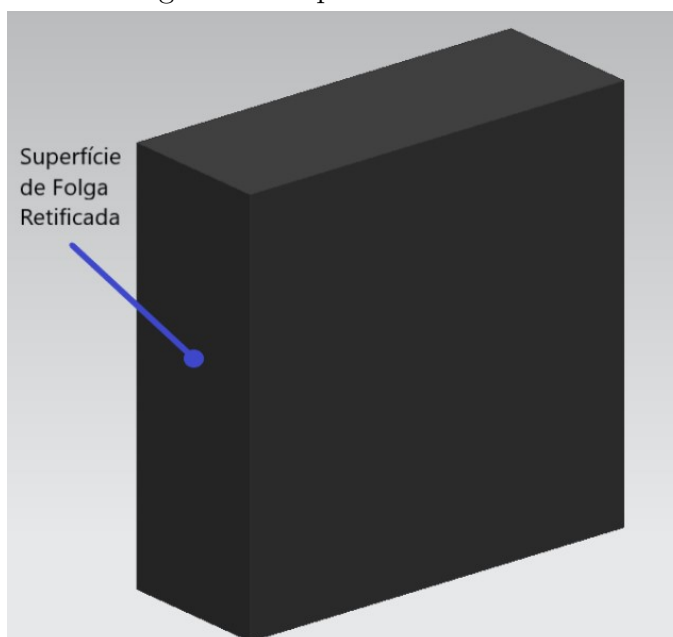
Figura 7 – Esquemático do processo



Fonte: Autor

Pode-se ver que a velocidade de corte ( $V_c$ ) é representada por um vetor na direção vertical e o avanço ( $V_{fa}$ ) ocorre de maneira perpendicular a essa direção fazendo com que somente a superfície de folga encoste no rebolo.

Figura 8 – Superfície retificada



Fonte: Autor

### 3.2.1 Rebolo e dressador

O rebolo utilizado no processo de retificação, especificado como B.K-2A2T-350-10-4-27-300-D46-C100, é fornecido pela Norton Winter. Ele tem um design em formato de copo, com diâmetro externo de 350 mm, e sua camada abrasiva mede cerca de 10 mm de largura por 5 mm de altura. A concentração de abrasivos é C100, correspondendo a 4,4 kt/cm<sup>3</sup>, composta por grãos de diamante de 46 μm (D46), unidos por um ligante resinoide. O corpo principal do rebolo é constituído de alumínio.

O rolo dressador, também em formato de copo, possui um diâmetro externo de 150 mm e um diâmetro interno de 125 mm. Ele utiliza grãos abrasivos de óxido de alumínio com granulação média de 180#, sendo adequado para a dressagem do rebolo D46. O processo de dressagem é essencial para renovar a superfície abrasiva, removendo tanto resíduos de material acumulado quanto os grãos de diamante que sofreram desgaste.

### 3.2.2 Inseto de metal duro

Os insertos utilizados no processo de retificação pertencem à classe ISO K10 de metal duro, conforme a norma ABNT ISO 513:2013. Constituídos por 92% a 96% de carboneto de tungstênio (WC) e de 4% a 8% de cobalto (Co), apresentam grãos com tamanho médio de  $1,28 \pm 0,12 \mu\text{m}$ , sendo classificados como de granulometria fina. Fabricados pela Sumitomo, possuem geometria quadrada no modelo SNMN1204, sem raio de ponta. Como apresentado na Figura 6, o inserto possui arestas 12.59 mm de comprimento por 12.59 mm de largura por 4.76 mm de espessura.

Para a simulação térmica, é necessário a densidade, a condutividade térmica e o calor específico do metal duro entre 4% e 8% de Cobalto. Foram utilizados os dados encontrados das propriedades referentes ao metal duro  $F_{6,0}$ , o qual possui uma concentração de 6% de Cobalto, para diversas temperaturas.

Todas as informações necessárias para a simulação foram obtidas através do artigo *Thermal properties of cemented carbides used for metal cutting* de Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023).

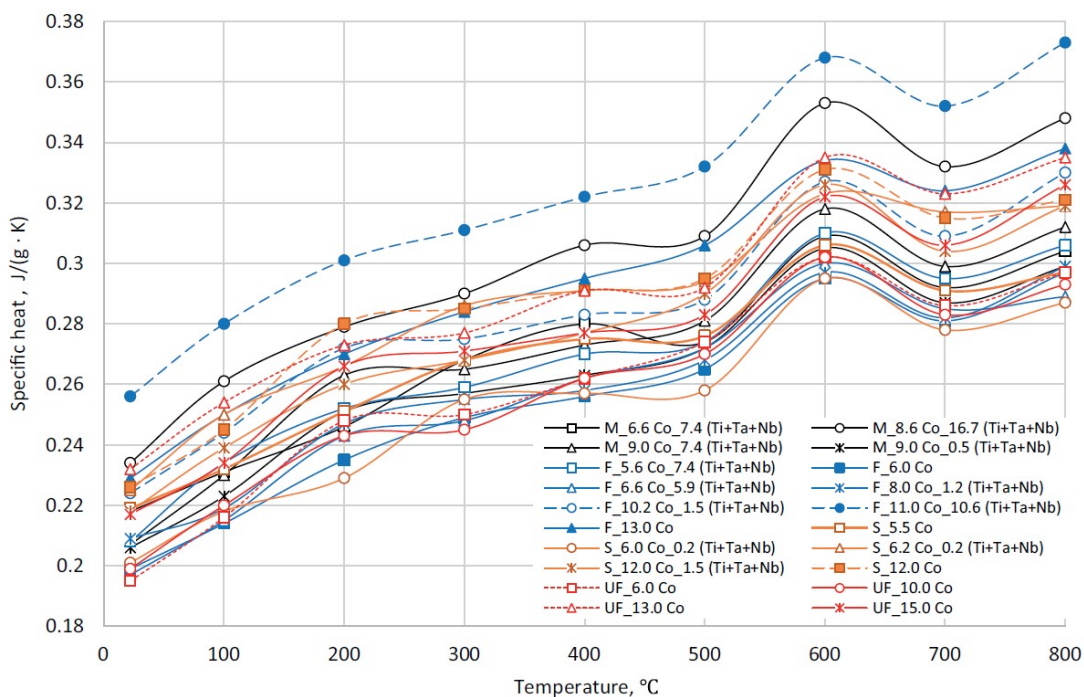
A densidade do metal duro é de 15 g/cm<sup>3</sup>. A variação da densidade com a temperatura, entretanto, pode ser descrita pela equação:

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

onde  $\alpha$  é o coeficiente de expansão térmica e  $\rho_0$  é a densidade inicial. De acordo com Wang, Webb e Bitler (2015), o coeficiente de expansão térmica do WC-Co é da ordem de  $4 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ , e portanto o denominador da fração é praticamente igual a 1 mesmo

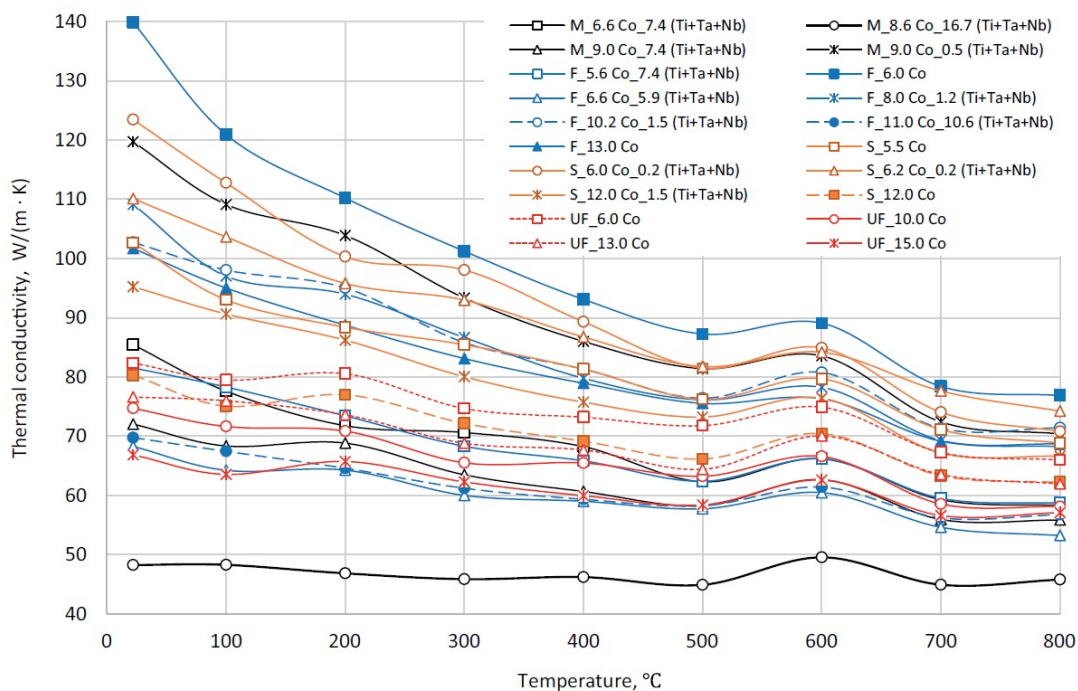
para temperaturas (T) muito elevadas, o que justifica considerar a densidade constante nas temperaturas usuais de retificação.

Figura 9 – Calor específico x Temperatura



Fonte: Adaptado de Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023)

Figura 10 – Condutividade térmica x Temperatura



Fonte: Adaptado de Kazymyrovych e Kryzhanivskyy (2023)

Embora os gráficos mostrem as propriedades térmicas dos diferentes tipos de metal duro até a temperatura de 800°C, pode-se inferir com base nas tendências que o calor específico deve continuar crescendo gradualmente (Figura 9) e a condutividade térmica deve permanecer constante (Figura 10) após 800°C. A partir dos gráficos, foi gerada a tabela abaixo com essas duas propriedades para temperaturas de até 1400°C considerando um inserto  $F_{6,0}$ .

Tabela 1 – Condutividade térmica e calor específico do Metal Duro  $F_{6,0}$  em função da temperatura

Temperatura [°C]	Condutividade Térmica [W/m.K]	Calor Específico [J/kg.K]
0	150	200
50	135	210
100	120	215
150	115	230
200	110	238
250	107	245
300	102	250
350	98	254
400	94	258
450	89	260
500	87	265
550	88	280
600	89	293
650	85	290
700	79	282
750	77	285
800	77	296
850	77	300
900	77	301
950	77	302
1000	77	303
1050	77	304
1100	77	305
1150	77	306
1200	77	307
1250	77	308
1300	77	309
1350	77	310
1400	77	311

### 3.2.3 Elementos de convecção

#### 3.2.3.1 Fluido de corte

O fluido utilizado durante o processo trata-se do Blasogrind HC5 da Blaser Swissslube, um fluido classificado como integral, uma vez que é empregado sem diluição. A foto do bocal por onde sai o fluido é mostrado em detalhes na figura 11:

Figura 11 – Bocal - Fluido de corte



Fonte: Autor

Considerando essa figura, vê-se que existem 6 furos de aproximadamente 3 mm de diâmetro cada. Sabe-se, também, que tal sistema apresenta uma vazão total ( $\dot{V}$ ) de 12,6 L/min. Pode-se, portanto, calcular a velocidade ( $V$ ) de saída do fluido fazendo:

#### **Cálculo da área total dos furos:**

A área de um único furo ( $A_{circ}$ ) é dada pela fórmula:

$$A_{circ} = \pi \left( \frac{d}{2} \right)^2 \quad (2)$$

Onde:  $d = 3 \text{ mm} = 3 \times 10^{-3} \text{ m}$

**Para a área total ( $A_{tot}$ ) dos 6 furos:**

$$A_{tot} = 6 \times A_{circ} = 6 \times \pi \left( \frac{d}{2} \right)^2 \quad (3)$$

**Conversão da vazão para m<sup>3</sup>/s:**

$$\dot{V} = 12.6 \text{ L/min} = 12.6 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{min} = \frac{12.6 \times 10^{-3}}{60} \text{ m}^3/\text{s}$$

**Cálculo da velocidade de saída ( $V$ ):**

$$V = \frac{\dot{V}}{A_{tot}} = \frac{\frac{12.6 \times 10^{-3}}{60}}{6 \times \pi \left( \frac{3 \times 10^{-3}}{2} \right)^2} \quad (4)$$

Substituindo os valores:

$$V \approx 4.95 \text{ m/s}$$

Para a simulação, é necessário conhecer a densidade ( $\rho$ ), calor específico ( $c_p$ ), a condutividade térmica ( $k$ ) e a viscosidade cinemática ( $\nu$ ) do fluido para uma faixa de temperaturas. Através do fabricante conseguiu-se as seguintes informações:

Tabela 2 – Propriedades do fluido de corte.

Densidade ( $\rho$ ) a 20°C	Calor específico ( $c_p$ ) a 27°C	Condutividade térmica ( $k$ ) a 20°C	Viscosidade cinemática ( $\nu$ ) a 40°C
850 kg/m <sup>3</sup>	1,9 kJ/(kg.K)	0,1 W/(m.K)	5 mm <sup>2</sup> /s

Fonte: Adaptado de Blaser Swisslube

Entretanto, sabe-se que as propriedades térmicas de um fluido variam com a temperatura. Como o ponto de fulgor do Blasogrind HC5 é de 150°C (informado pelo fabricante) e a temperatura inicial do fluido é a temperatura ambiente (considerada usualmente em 24°C), é razoável supor que a temperatura varia entre tais valores.

A fim de estimar um valor médio para todas as propriedades mencionadas dentro deste intervalo de temperaturas, assumiu-se que a variação das propriedades térmicas do Blasogrind HC5 em função da temperatura segue a mesma proporção de variação observada para as propriedades térmicas do óleo de motor (não usado). Conforme Incropera et al. (2011), foi extraída a tabela abaixo com todas as propriedades térmicas em função da temperatura.

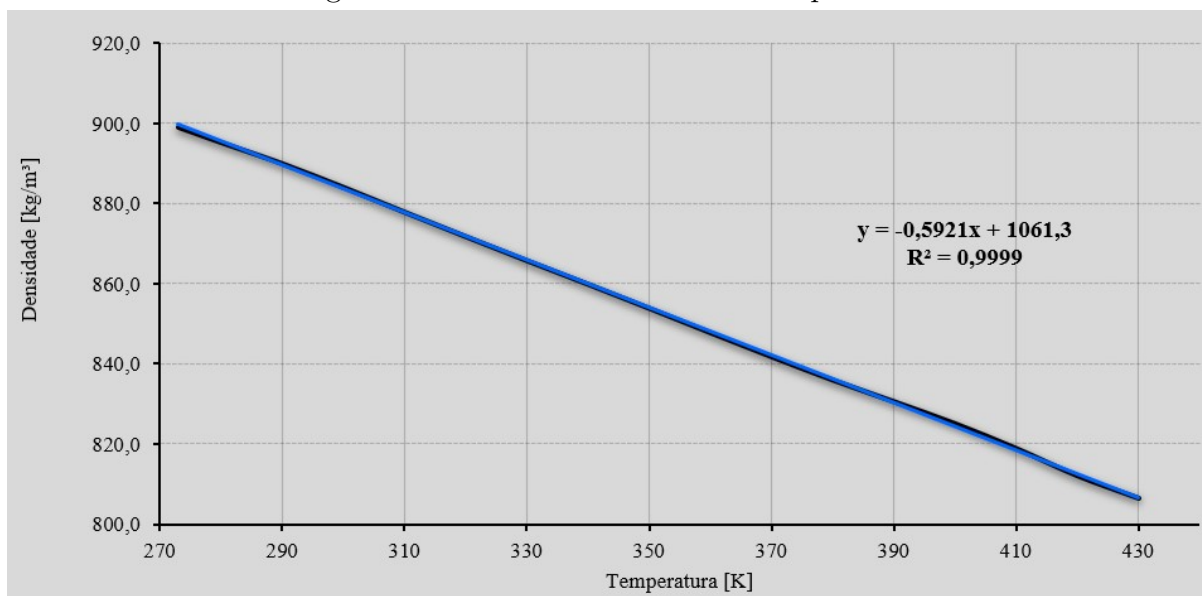
Tabela 3 – Propriedades térmicas do óleo de motor (não usado) em função da temperatura

Temperatura [K]	Temperatura [°C]	Densidade ( $\rho$ ) [kg/m <sup>3</sup> ]	Calor Específico ( $c_p$ ) [kJ/(kg.K)]	Condutividade ( $k$ ) [W/(m.K)]	Viscosidade ( $\nu$ ) [mm <sup>2</sup> /s]
273	0	899,1	1,80	0,147	4280,00
280	7	895,3	1,83	0,144	2430,00
290	17	890,0	1,87	0,145	1120,00
300	27	884,1	1,91	0,145	550,00
310	37	877,9	1,95	0,145	288,00
320	47	871,8	1,99	0,143	161,00
330	57	865,8	2,04	0,141	96,60
340	67	859,9	2,08	0,139	61,70
350	77	853,9	2,12	0,138	41,70
360	87	847,8	2,16	0,138	29,70
370	97	841,8	2,21	0,137	22,00
380	107	836,0	2,25	0,136	16,90
390	117	830,6	2,29	0,135	13,30
400	127	825,1	2,34	0,134	10,60
410	137	818,9	2,38	0,133	8,52
420	147	812,1	2,42	0,132	6,94
430	157	806,5	2,47	0,132	5,83

Fonte: Adaptado de Incropera et al. (2011)

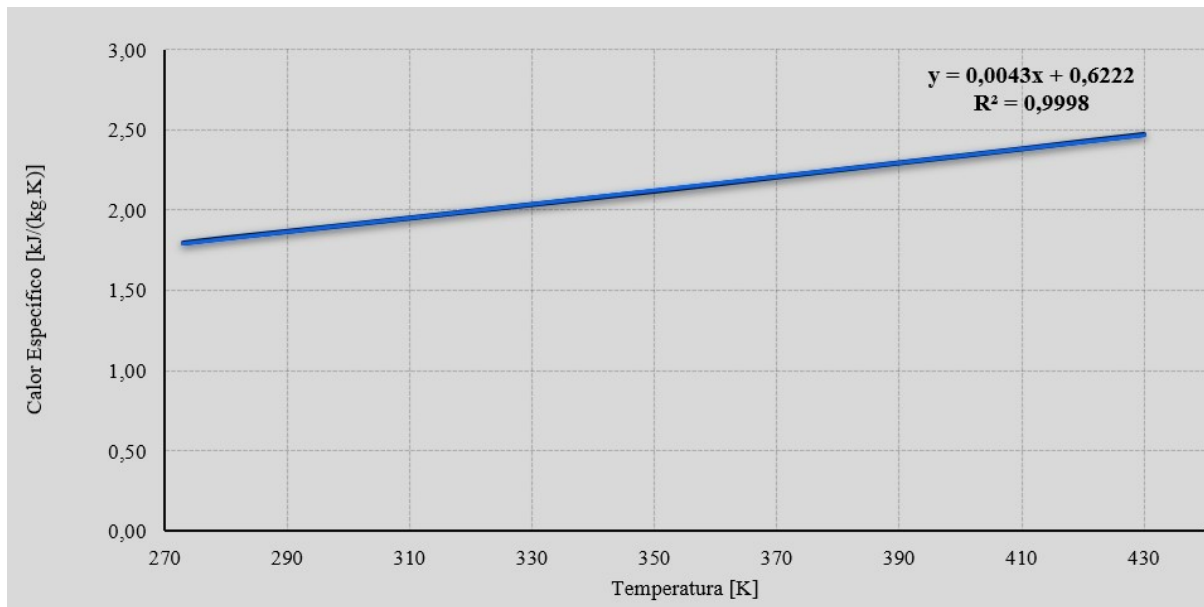
Com tais valores foram obtidos os gráficos abaixo:

Figura 12 – Gráfico Densidade x Temperatura



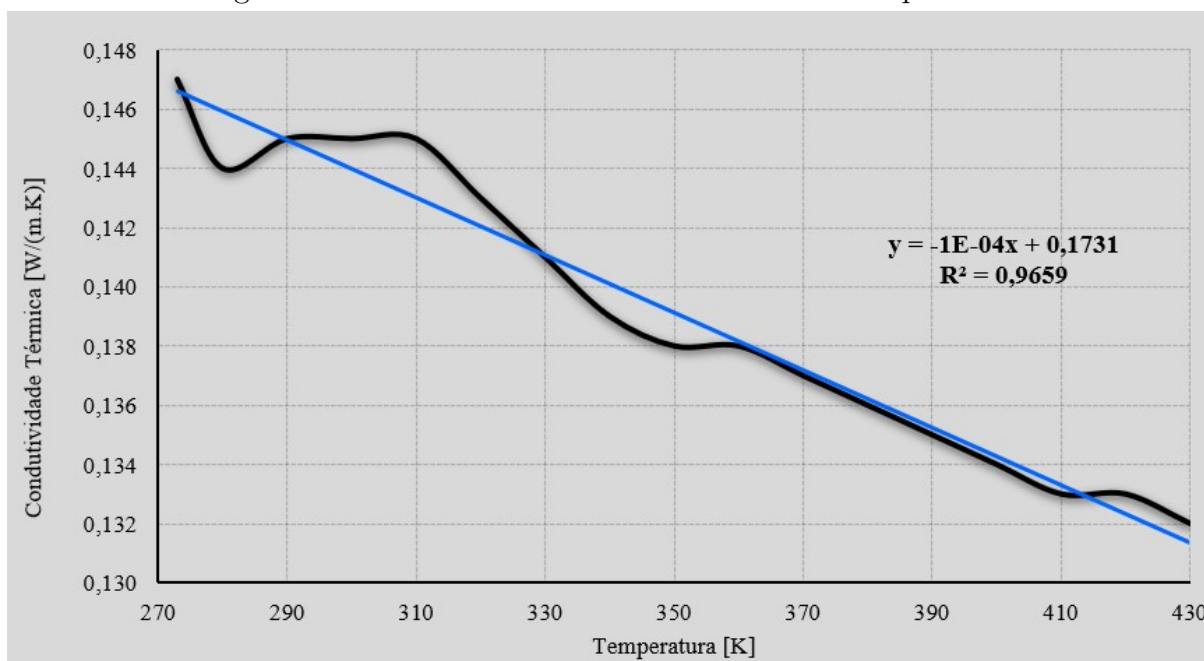
Fonte: Autor

Figura 13 – Gráfico Calor Específico x Temperatura



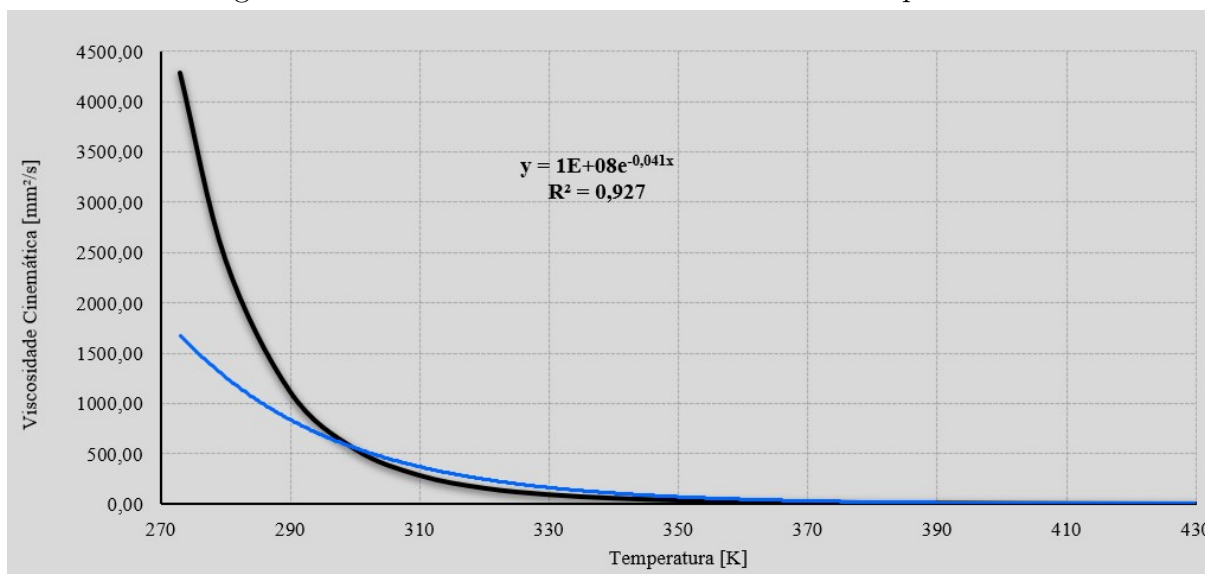
Fonte: Autor

Figura 14 – Gráfico Condutividade Térmica x Temperatura



Fonte: Autor

Figura 15 – Gráfico Viscosidade Cinemática x Temperatura



Fonte: Autor

Pode-se ver que para cada gráfico foi calculada uma equação da curva aproximada (azul) e um valor de  $R^2$ , o qual representa o quanto a curva azul é semelhante a curva real (preta). Com isso, foram obtidos os coeficientes angulares de -0,5921 para a densidade ( $\rho$ ), de 0,0043 para o calor específico ( $c_p$ ), de -0,0001 para a condutividade térmica ( $k$ ) e um grau de decaimento de -0,041 para a viscosidade cinemática ( $\nu$ ). É importante mencionar que, embora o  $R^2$  da curva de viscosidade (Figura 15) cinemática seja de apenas 0,927 considerando todo o gráfico, para o intervalo de interesse (de 300K a 420K, ou seja, de 27°C a 147°C) que engloba as temperaturas limites do fluido de corte, tem-se uma curva azul muito próxima a curva real.

Sabendo-se dos valores dispostos na tabela 3, conseguiu-se calcular as equações que caracterizam o comportamento das propriedades do Blasogrind HC5 numa faixa de temperaturas de 300K a 420K e construir a tabela 4. Foi também calculada a Viscosidade Dinâmica ( $\mu$ ) multiplicando a viscosidade cinemática (em m<sup>2</sup>/s) pela densidade.

Tabela 4 – Propriedades do fluido calculadas em função da temperatura

Temperatura [K]	Densidade ( $\rho$ ) [kg/m <sup>3</sup> ]	Calor Específico ( $c_p$ ) [kJ/(kg.K)]	Condutividade		Viscosidade	
			Térmica ( $k$ ) [W/(m.K)]		Cinemática ( $\nu$ ) [mm <sup>2</sup> /s]	Viscosidade Dinâmica ( $\mu$ ) [Pa.s]
	$\rho = -0,5921 \cdot T + 1023,49$	$c_p = 0,0043 \cdot T + 0,61$	$k = -1 \cdot 10^{-4} \cdot T + 0,13$		$\nu = 1,87 \cdot 10^6 \cdot e^{-0,041 \cdot T}$	$\mu = \nu \cdot \rho \cdot 10^{-6}$
300	845,860	1,900	0,100		8,512	0,007
310	839,939	1,943	0,099		5,649	0,005
320	834,018	1,986	0,098		3,749	0,003
330	828,097	2,029	0,097		2,488	0,002
340	822,176	2,072	0,096		1,651	0,001
350	816,255	2,115	0,095		1,096	0,001
360	810,334	2,158	0,094		0,727	0,001
370	804,413	2,201	0,093		0,483	0,000
380	798,492	2,244	0,092		0,320	0,000
390	792,571	2,287	0,091		0,213	0,000
400	786,650	2,330	0,090		0,141	0,000
410	780,729	2,373	0,089		0,094	0,000
420	774,808	2,416	0,088		0,062	0,000
<b>Valor Médio</b>	<b>810,334</b>	<b>2,158</b>	<b>0,094</b>		<b>1,937</b>	<b>0,002</b>

Através dos valores dispostos na tabela, conseguiu-se, então, calcular os valores médios de cada propriedade térmica.

### 3.2.3.2 Ar

Para garantir uma maior similaridade com a realidade, assumiu-se que as faces que não entram em contato direto com o fluido de corte também trocam calor com o ambiente por conta do ar. Para calcular o  $h_{\text{ar}}$  (coeficiente de convecção térmica do ar) para diferentes temperaturas, foi realizado o seguinte passo a passo:

#### 1 - Aferição se será turbulento ou laminar

Para determinar se o regime de convecção será laminar ou turbulento, é necessário calcular o produto entre os números de Grashof ( $Gr$ ) e Prandtl ( $Pr$ ). Segundo Incropera et al. (2011), o regime será considerado turbulento se o produto  $Gr \cdot Pr > 10^9$ .

$$Gr \cdot Pr = 10^9 \quad (5)$$

Sabendo que o número de Prandtl para o ar a 24°C é  $Pr = 0,707$ , então o número de Grashof deve ser:

$$Gr = \frac{10^9}{0,707}$$

Portanto,

$$Gr \approx 1,414 \times 10^9.$$

O número de Grashof ( $Gr$ ) pode ser expresso como:

$$Gr = \frac{g \cdot \beta \cdot \Delta T^3}{\nu^2} \quad (6)$$

Onde, de acordo com Incropera et al. (2011):

Tabela 5 – Valores utilizados para o cálculo do número de Grashof

Símbolo	Nome	Valor	[Unidade]
$g$	Aceleração gravitacional	9,81	[m/s <sup>2</sup> ]
$\beta$	Coefficiente de expansão volumétrica	0,00336	[K <sup>-1</sup> ]
$\nu$	Viscosidade cinemática	$15,89 \times 10^{-6}$	[m <sup>2</sup> /s]
$L$	Dimensão característica	0,01259	[m]

Dado que  $Gr = 1,414 \times 10^9$ , podemos determinar que o  $\Delta T_{\text{crítico}}$  (diferença de temperatura crítica) é:

$$\Delta T_{\text{crítico}} = 18236,89^\circ\text{C}$$

Sendo um valor muito maior do que a própria temperatura do sol, é evidente que o regime será laminar.

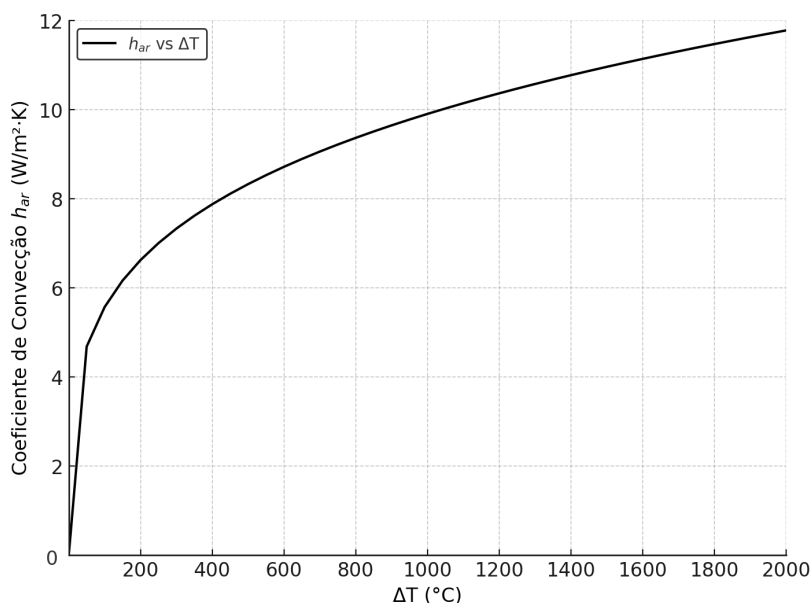
## 2 - Cálculo do $h_{\text{ar}}$ para diferentes $\Delta T$

De acordo com o Incropera et al. (2011), o coeficiente de convecção  $h_{\text{ar}}$  pode ser estimado pela seguinte equação para um regime laminar:

$$h_{\text{ar}} = 0,59 \cdot \left( \frac{\Delta T}{L} \right)^{1/4} \quad (7)$$

Onde  $L$  é o comprimento característico da superfície, sendo neste caso,  $L = 12,59$  mm.

Dessa forma, foi obtido o gráfico representado na figura 16 e todos os coeficientes de convecção até deltas de 2000 °C.

Figura 16 –  $h_{\text{ar}} \times \Delta T$ 

Fonte: Autor

### 3.2.4 Elementos de condução

#### 3.2.4.1 Cilindros

A fim de garantir a precisão da simulação térmica, deve-se levar em consideração a troca de calor por condução entre o inserto e os cilindros responsáveis pela fixação no momento da retificação. Por conta disso, 2 cilindros de 9 mm de diâmetro por 20 mm de comprimento foram adicionados ao modelo.

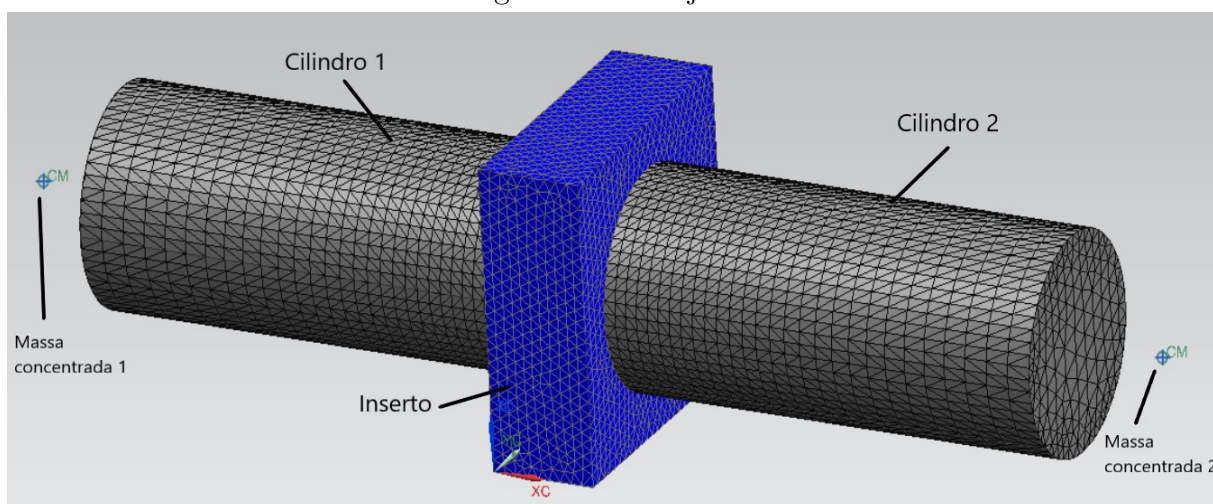
#### 3.2.4.2 Elementos mássicos

Para representar o fim dos eixos de fixação e, ao mesmo tempo, componentes adjacentes, foram utilizados 2 elementos nas extremidades de cada cilindro que absorvem calor, entretanto, por conta da elevada massa, não variam a temperatura e permanecem em 24°C (temperatura ambiente). Tais elementos são chamados de elementos mássicos ou massas concentradas. Foi atribuído, arbitrariamente, uma massa de 20kg para cada elemento.

### 3.3 FEM

O conjunto final é formado por cinco componentes sendo dois cilindros, duas massas concentradas e um inserto de metal duro representados já com a malha final na figura 17.

Figura 17 – Conjunto



Fonte: Autor

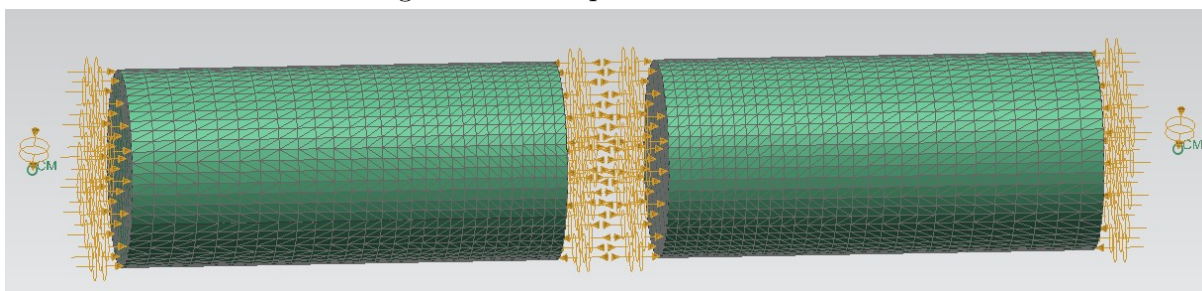
É importante ressaltar que, para garantir a precisão da simulação, foi assegurado que todos os nós estão devidamente conectados à malha, evitando qualquer nó isolado. Isso garante a integridade estrutural do modelo.

### 3.4 Parâmetros

#### 3.4.1 Condução térmica

Para simular a condução térmica, foram utilizados quatro acoplamentos térmicos (*thermal couplings*) no conjunto sendo dois para conectar os cilindros às massas concentradas e dois para conectar os cilindros ao inserto como pode ser observado na Figura 18 em que o inserto foi suprimido para facilitar a visualização.

Figura 18 – Acoplamentos térmicos



Fonte: Autor

Dada a altíssima força de 4000 N distribuída em uma área formada por um círculo de apenas 9 mm de diâmetro, pode-se inferir que a temperatura dos cilindros e do inserto deve ser exatamente a mesma na zona de contato e, portanto, a condução térmica deve ser altíssima. Para garantir que isso ocorra na simulação foi estipulada uma condutância de 1000 W/°C para todas os acoplamentos, incluindo entre os cilindros e as massas concentradas já que isso não resultou em nenhuma mudança para o resultado final ou transiente do modelo.

#### 3.4.2 Convecções térmicas

##### 3.4.2.1 Convecção forçada

Embora seja razoável supor que o fluido de corte deve se manter dentro de uma faixa de temperaturas limitada pela temperatura ambiente (24°C) e o ponto de fulgor (150°C), há uma dificuldade em compreender a temperatura exata do fluido para cada condição térmica assumida pela peça durante a retificação. Além disso, o software apresenta uma limitação no cálculo da temperatura do fluido, fazendo com que este se mantenha, na simulação, sempre a 24°C. Diante disso, optou-se por utilizar os valores médios das propriedades térmicas do fluido no modelo, visando garantir maior precisão.

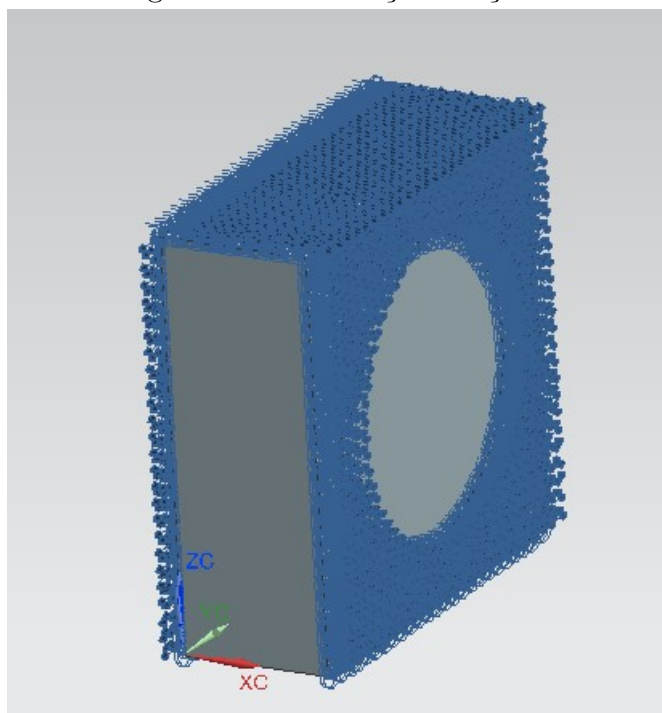
Para as convecções forçadas presentes nas faces laterais e superior do inserto (figura 19), foi criado um novo fluido na biblioteca do *NX Siemens* para representar o Blasgrind HC5 utilizando, portanto, os valores médios encontrados na seção anterior e resumidos na tabela 6. Após isso, utilizando a função "convecção forçada para o ambiente",

foram aplicadas as restrições considerando uma velocidade de 4,95 m/s (velocidade de saída do fluido) e um comprimento característico ( $L$ ) de 12,59 mm (comprimento da aresta do inserto).

Tabela 6 – Valores médios das propriedades do fluido

Propriedade	Valor Médio	Unidade
Densidade ( $\rho$ )	810,334	[kg/m <sup>3</sup> ]
Calor Específico ( $c_p$ )	2,158	[kJ/(kg·K)]
Condutividade Térmica ( $k$ )	0,094	[W/(m·K)]
Viscosidade Cinemática ( $\nu$ )	1,937	[mm <sup>2</sup> /s]
Viscosidade Dinâmica ( $\mu$ )	0,002	[Pa·s]

Figura 19 – Convecções forçadas



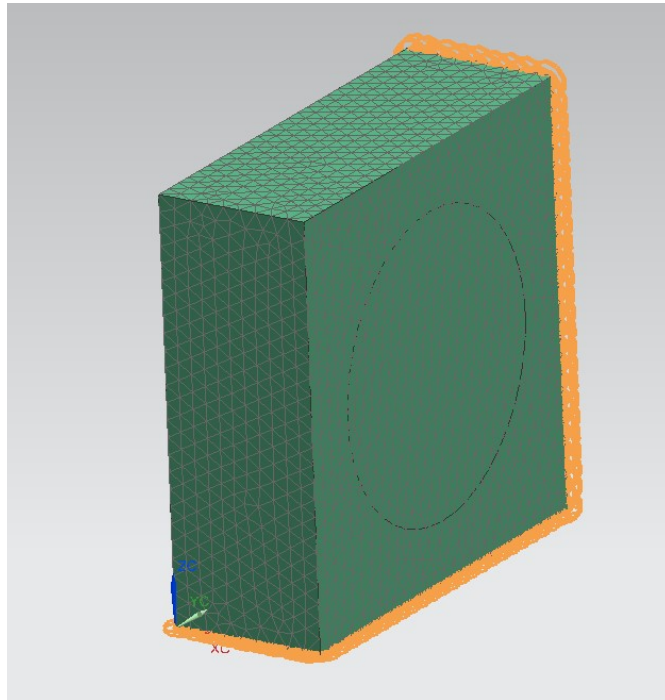
Fonte: Autor

#### 3.4.2.2 Convecção natural

Para as convecções naturais, assumiu-se que há uma troca de calor com o ar respeitando os valores de convecção térmica contidos no gráfico obtido anteriormente (16).

Pode-se visualizar na figura 20 que tais convecções foram aplicadas na face inferior e na face contrária em relação a face retificada.

Figura 20 – Convecções naturais

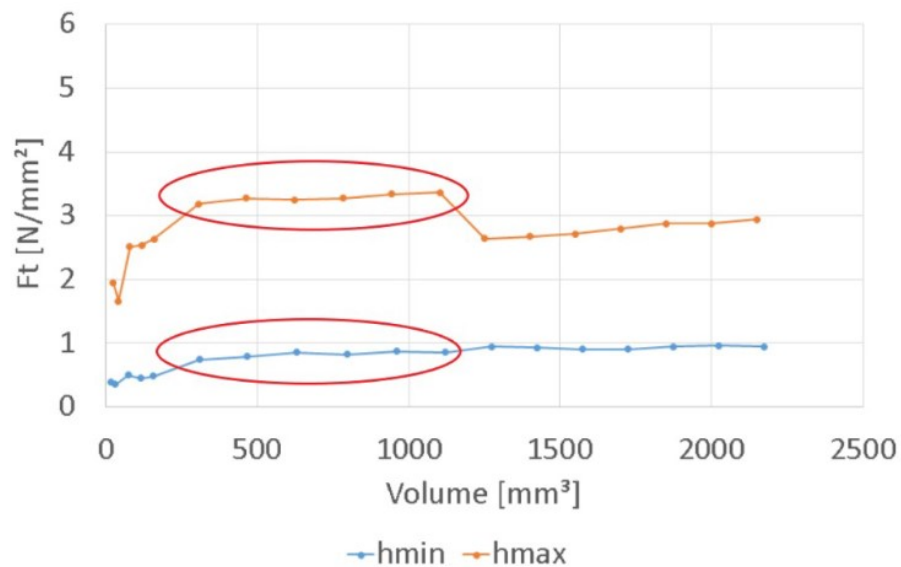


Fonte: Autor

### 3.4.3 Carga térmica

A partir do trabalho "Caracterização do Desgaste do Rebolo na Retificação de Insertos de Metal Duro"(RODRIGUES, 2021), as forças específicas tangenciais para dois casos extremos puderam ser designadas.

Figura 21 – Forças específicas tangenciais x Volume retificado



Fonte: Adaptado de Rodrigues (2021)

A linha em azul representa a força específica tangencial envolvendo a retificação

com espessura mínima de cavaco por grão, na qual tem-se uma espessura de cavaco média de  $0,18 \mu\text{m}$ , um baixo avanço e uma alta velocidade de corte. A linha laranja representa a força específica tangencial envolvendo a retificação com espessura máxima de cavaco por grão, na qual tem-se uma espessura de cavaco média de  $0,55 \mu\text{m}$ , um alto avanço e uma baixa velocidade de corte (RODRIGUES, 2021).

Pode-se constatar pela imagem que, na retificação com espessura mínima de cavaco por grão, foram observadas forças tangenciais menores. Esse comportamento está relacionado à maior velocidade de corte, que eleva a temperatura durante o processo e facilita o cisalhamento do material, reduzindo, assim, os esforços necessários. Por outro lado, na retificação com espessura máxima de cavaco por grão, as forças tangenciais apresentaram maiores amplitudes, justificadas pela maior penetração dos grãos abrasivos no inserto e pela maior taxa de remoção de material, o que resulta em maiores forças aplicadas durante o processo.

Para garantir a fidelidade dos resultados da simulação na comparação entre os dois cenários extremos, optou-se por utilizar a força tangencial específica em uma mesma faixa de volume de material retificado. Ao analisar o gráfico da Figura 21, observou-se que a partir de aproximadamente  $1100 \text{ mm}^3$  de volume de material retificado, a força tangencial específica de  $h_{\text{max}}$  passa a apresentar uma variação, tornando os resultados menos estáveis. Assim, para manter a consistência da simulação e evitar grandes variações nos dados, foi decidido utilizar as forças tangenciais específicas presentes na primeira metade do gráfico (destacada pelas elipses vermelhas), onde as curvas mostram um comportamento mais estável e linear.

Frente a isso, foi designada uma força tangencial específica ( $F_t$ ) de  $1 \text{ N/mm}^2$  para a espessura mínima de cavaco por grão e  $3,2 \text{ N/mm}^2$  para a espessura máxima de cavaco por grão.

Dadas as dimensões do inserto, a velocidade de corte, o avanço e estipulando um comprimento de material removido, conseguiu-se calcular todos os parâmetros necessários para a realização da simulação térmica.

Utilizando o caso de retificação com espessura mínima de cavaco por grão como exemplo, em que a velocidade de corte ( $V_c$ ) é de  $40 \text{ m/s}$ , o avanço  $V_{fa}$  é de  $2 \text{ mm/min}$ , padronizando um comprimento de material removido ( $l$ ) em  $0,5 \text{ mm}$  e considerando as dimensões da face retificada do inserto de  $12,59 \text{ mm}$  de comprimento ( $L$ ) por  $4,76 \text{ mm}$  de largura ( $b$ ), temos:

1. Cálculo do tempo de processo ( $t$ ):

$$t = \frac{\text{comprimento de material removido}}{\left(\frac{V_{fa}}{60}\right)} = \frac{l}{\left(\frac{V_{fa}}{60}\right)} \quad (8)$$

2. Cálculo da área da face do inserto ( $A$ ):

$$A = L \times b \quad (9)$$

3. Cálculo da força ( $F$ ):

$$F = F_t \times A \quad (10)$$

4. Cálculo da potência total de corte ( $P_{tot}$ ):

$$P_{tot} = F \times V_c \quad (11)$$

Substituindo-se os valores para a retificação com espessura mínima de cavaco por grão, obtém-se os resultados mostrados na tabela 7:

Tabela 7 – Espessura mínima de cavaco por grão

Símbolo	Parâmetro	Valor	Unidade
$V_c$	Velocidade de corte	40	[m/s]
$V_{fa}$	Avanço	2	[mm/min]
$L$	Comprimento	12,59	[mm]
$b$	Largura	4,67	[mm]
$A$	Área	58,80	[mm <sup>2</sup> ]
$l$	Comprimento de material removido	0,50	[mm]
$t$	Tempo de Processo	15,00	[s]
$F_t$	Força tangencial específica	1,00	[N/mm <sup>2</sup> ]
$F$	Força	58,80	[N]
$P_{tot}$	Potência Total	2351,81	[W]

Realizando o mesmo processo para a retificação com espessura máxima de cavaco por grão, foi obtida a tabela 8:

Tabela 8 – Espessura máxima de cavaco por grão

<b>Símbolo</b>	<b>Parâmetro</b>	<b>Valor</b>	<b>Unidade</b>
$V_c$	Velocidade de corte	12	[m/s]
$V_{fa}$	Avanço	10	[mm/min]
$L$	Comprimento	12,59	[mm]
$b$	Largura	4,67	[mm]
$A$	Área	58,80	[mm <sup>2</sup> ]
$l$	Comprimento de material removido	0,50	[mm]
$t$	Tempo de Processo	3,00	[s]
$F_t$	Força tangencial específica	3,20	[N/mm <sup>2</sup> ]
$F$	Força	188,14	[N]
$P_{tot}$	Potência Total	2257,74	[W]

Fica evidente que a potência total de corte ( $P_{tot}$ ) para ambos os cenários é muito similar uma vez que a velocidade de corte e a força se compensam.

Sabe-se também que a potência calorífica ( $P_{cal}$ ) será igual à potência total de corte ( $P_{tot}$ ) multiplicada pela fração de energia, a qual será designada pela letra grega  $\psi$  vista na equação 12

$$P_{cal} = P_{tot} \times \psi \quad (12)$$

Com a potência calorífica, consegue-se calcular o fluxo de calor ( $q$ ), denotado na equação 13:

$$q = \frac{P_{cal}}{A} \quad (13)$$

Relacionando as equações 12 e 13, pode-se substituir  $P_{cal}$  na expressão anterior obtendo a equação 14:

$$q = \frac{P_{tot} \times \psi}{A} \quad (14)$$

Além disso, considerando todas as frações de energia mencionadas na revisão bibliográfica foi montada a tabela 9:

Tabela 9 – Fração de Energia em diferentes tipos de retificação.

<b>Rebolo</b>	<b>Material Retificado</b>	<b>Tipo de Retificação</b>	<b>Fração de Energia a seco</b>	<b>Fração de Energia com fluido de corte</b>	<b>Referência</b>
Rebolo vitrificado de óxido de alumínio	Aço	Retificação Plana	-	60% a 85%	Malkin et al. (2007)
Rebolo superabrasivo de CBN	Aço	Retificação Plana	-	< 20%	Malkin et al. (2007)
Rebolo de óxido de alumínio	Aço	Creep-Feed	-	3% a 7%	Malkin et al. (2007)
Rebolo superabrasivo de CBN	Aço	Creep-Feed	-	4% a 8%	Malkin et al. (2007)
Rebolo superabrasivo de CBN	Aço	HEDG	-	15% (óleo solúvel a base de água) a 26% (óleo integral)	Malkin et al. (2007)
Rebolo de diamante	Cerâmica de nitreto de silício	Retificação Plana	59%	16% a 24%	Zhu et al. (1995)
Rebolo de diamante brasado	Cerâmica de nitreto de silício	Creep-Feed	40% a 60%	-	Chen et al. (2009)
Rebolo de diamante brasado	Inserto de metal duro	Retificação Plana	35% a 70%	-	Zhan et al. (2012)

Fonte: Autor

Com base nos valores de fração de energia apresentados, em especial o caso de retificação a seco de um inserto de metal duro utilizando um rebolo de diamante brasado, no qual as frações de energia variam entre 35% e 70%, e considerando o papel relevante do fluido de corte na redução dessa fração, é razoável supor que, no experimento estudado, a fração de energia se situe entre 10% e 50%, faixa utilizada para conduzir a simulação.

Com a definição da faixa de fração de energia entre 10% e 50%, é possível calcular os fluxos de calor utilizando a fórmula anteriormente apresentada. Para isso, as frações de energia serão consideradas em intervalos de 10%, ou seja, 10%, 20%, 30%, 40% e 50%. Esses cálculos serão realizados tanto para o caso de retificação com espessura mínima de cavaco por grão quanto para o caso de retificação com espessura máxima de cavaco por grão. As tabelas 10 e 11 foram montadas com os fluxos de calor obtidos para cada condição:

Tabela 10 – Cargas térmicas - Espessura mínima de cavaco por grão

Fração de Energia ( $\psi$ )	Fluxo de Calor ( $q$ )	Valor	Unidade
10%	q1.1	4,00	[W/mm <sup>2</sup> ]
20%	q1.2	8,00	[W/mm <sup>2</sup> ]
30%	q1.3	12,00	[W/mm <sup>2</sup> ]
40%	q1.4	16,00	[W/mm <sup>2</sup> ]
50%	q1.5	20,00	[W/mm <sup>2</sup> ]

$$\text{Tempo de Processo } (t) = 15s$$

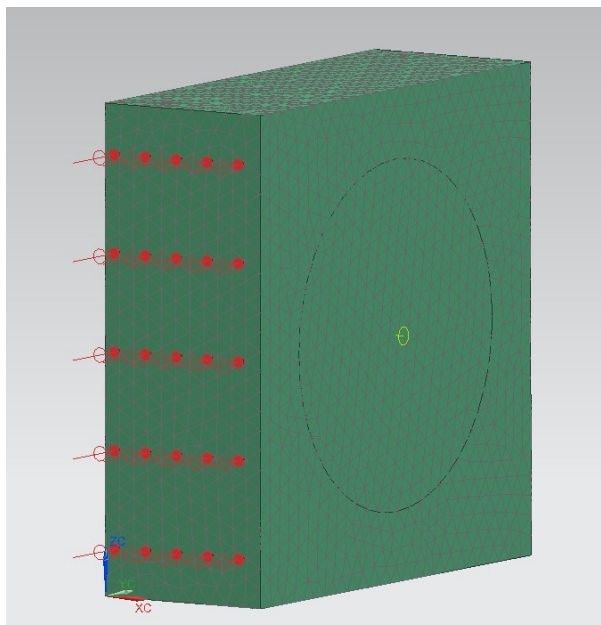
Tabela 11 – Cargas térmicas - Espessura máxima de cavaco por grão

Fração de Energia ( $\psi$ )	Fluxo de Calor ( $q$ )	Valor	Unidade
10%	q2.1	3,84	[W/mm <sup>2</sup> ]
20%	q2.2	7,68	[W/mm <sup>2</sup> ]
30%	q2.3	11,52	[W/mm <sup>2</sup> ]
40%	q2.4	15,36	[W/mm <sup>2</sup> ]
50%	q2.5	19,20	[W/mm <sup>2</sup> ]

$$\text{Tempo de Processo } (t) = 3s$$

Por fim, para concluir o modelo de elementos finitos criado para a simulação térmica do sistema, as cargas térmicas foram aplicadas à face retificada do inserto (Figura 22), considerando uma distribuição de calor retangular ou uniforme. Essa abordagem foi adotada porque, além da zona de contato abranger toda a face, o avanço ( $V_{fa}$ ) é muito baixo em comparação à velocidade de corte, o que torna razoável assumir que o grão abrasivo não penetra significativamente na peça, mas apenas a risca. Dessa forma, não há variação na espessura do cavaco, resultando em um fluxo de calor constante em toda a superfície.

Figura 22 – Carga térmica



Fonte: Autor

### 3.5 Forma de análise dos resultados

O modelo de elementos finitos foi configurado com todos os componentes essenciais, incluindo a malha, bem como as condições de contorno relacionadas à condução e convecção térmica, levando em consideração o ar e o fluido de corte. Diferentes cargas térmicas, expressas como fluxo de calor, serão aplicadas ao sistema, com base em frações de energia variando de 10% a 50%, em incrementos de 10%. O objetivo inicial é determinar a distribuição de temperatura ao final do processo para cada uma dessas frações de energia nos dois casos extremos: espessura mínima e espessura máxima de cavaco por grão. Para essa primeira fase da análise, serão geradas 10 figuras, com 5 distribuições térmicas para cada condição. Ademais, figuras adicionais para garantir melhor entendimento além de dois gráficos de barras serão elaborados.

Na etapa subsequente, será conduzida uma análise transiente, com o intuito de avaliar a evolução temporal da temperatura no sistema. Serão construídos gráficos de temperatura em função do tempo para os dois casos, com 5 curvas representando as frações de energia analisadas. Adicionalmente, serão gerados dois gráficos extras, que apresentarão a variação de temperatura em quatro pontos específicos do sistema, selecionados estrategicamente para capturar as regiões de maior relevância térmica. Em seguida, será desenvolvido um gráfico comparativo adicional, para uma fração de energia selecionada (20%), no qual serão sobrepostas duas curvas correspondentes ao ponto de temperatura máxima em função do tempo para ambas as condições. Por fim, é apresentado o gradiente térmico do conjunto final.

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

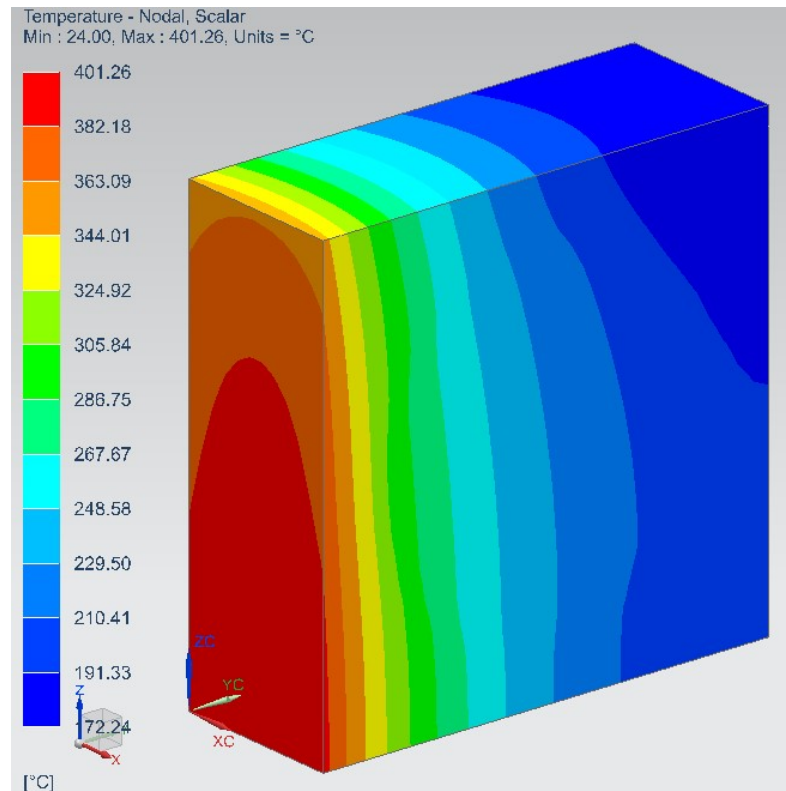
Neste capítulo serão apresentados os resultados da simulação térmica por elementos finitos considerando a aplicação das cargas apresentadas nas tabelas 9 e 10

### 4.1 Distribuição dos campos de temperatura ao final do processo

#### 4.1.1 Espessura mínima de cavaco por grão

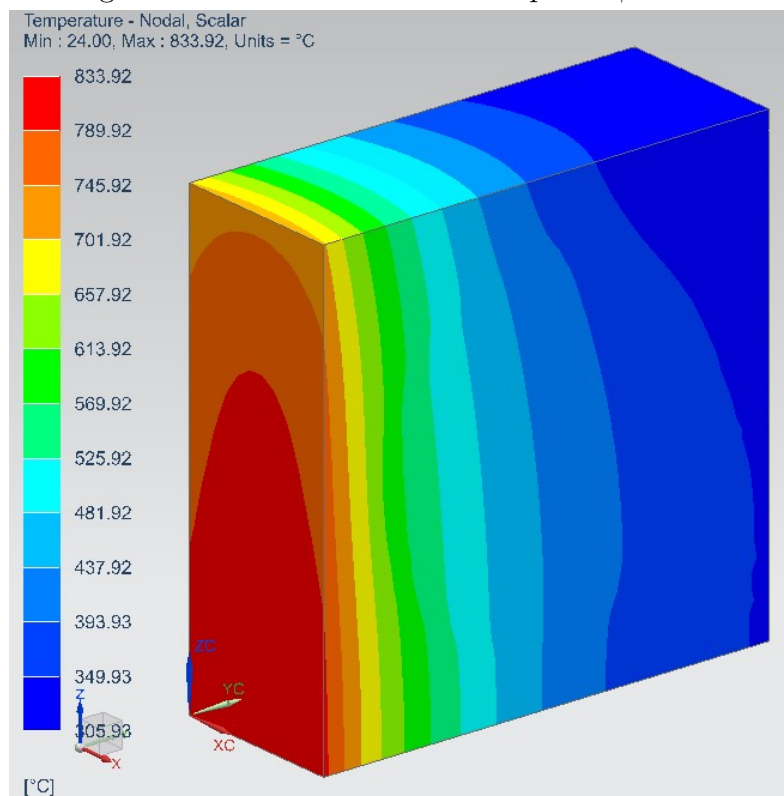
Para a simulação considerando o caso da espessura mínima de cavaco por grão, a carga será aplicada por 15 s (tempo de processo). Os gradientes térmicos obtidos podem ser encontrados nas Figuras 23, 24, 25, 26 e 27 para frações de energia de 10%, 20%, 30%, 40% e 50%, respectivamente.

Figura 23 – Gradiente térmico – q1.1 –  $\psi = 10\%$



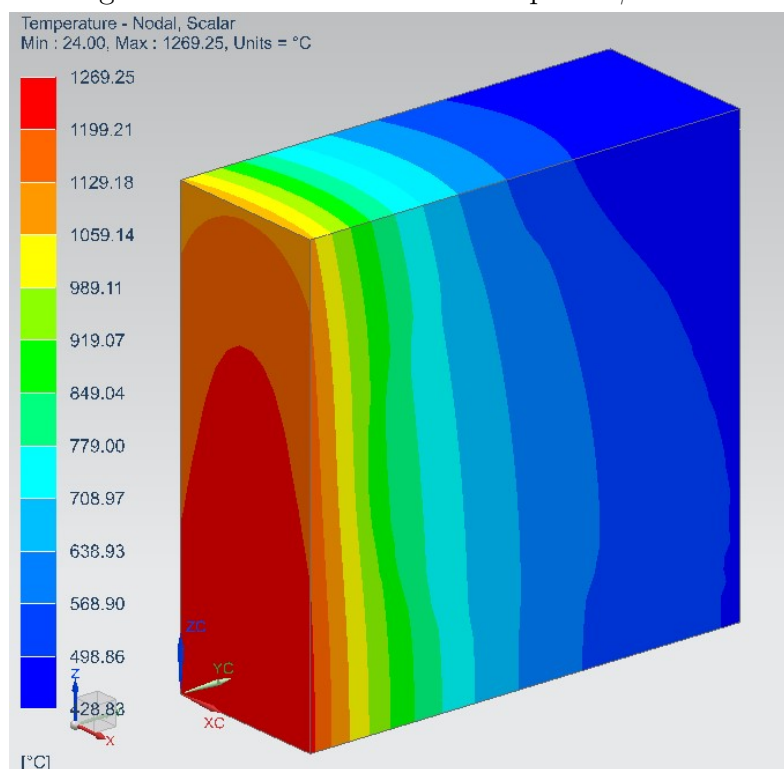
Fonte: Autor

Figura 24 – Gradiente térmico – q1.2 –  $\psi = 20\%$



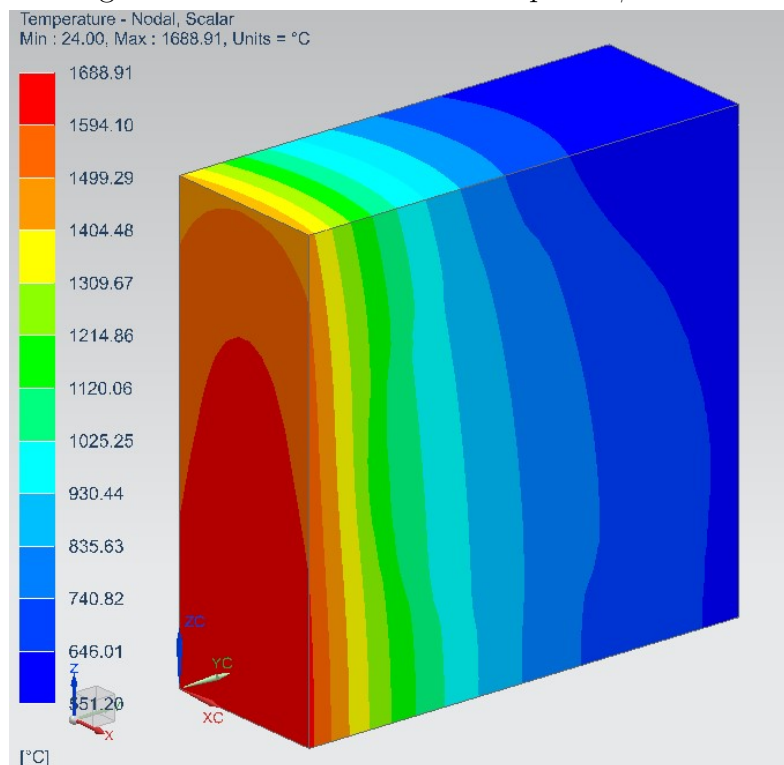
Fonte: Autor

Figura 25 – Gradiente térmico – q1.3 –  $\psi = 30\%$



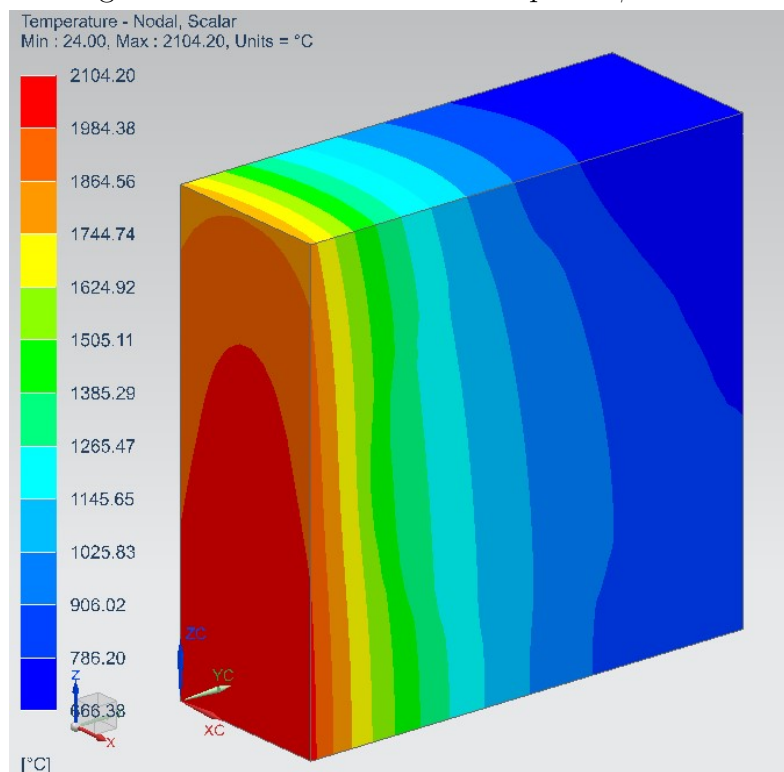
Fonte: Autor

Figura 26 – Gradiente térmico – q1.4 –  $\psi = 40\%$



Fonte: Autor

Figura 27 – Gradiente térmico – q1.5 –  $\psi = 50\%$

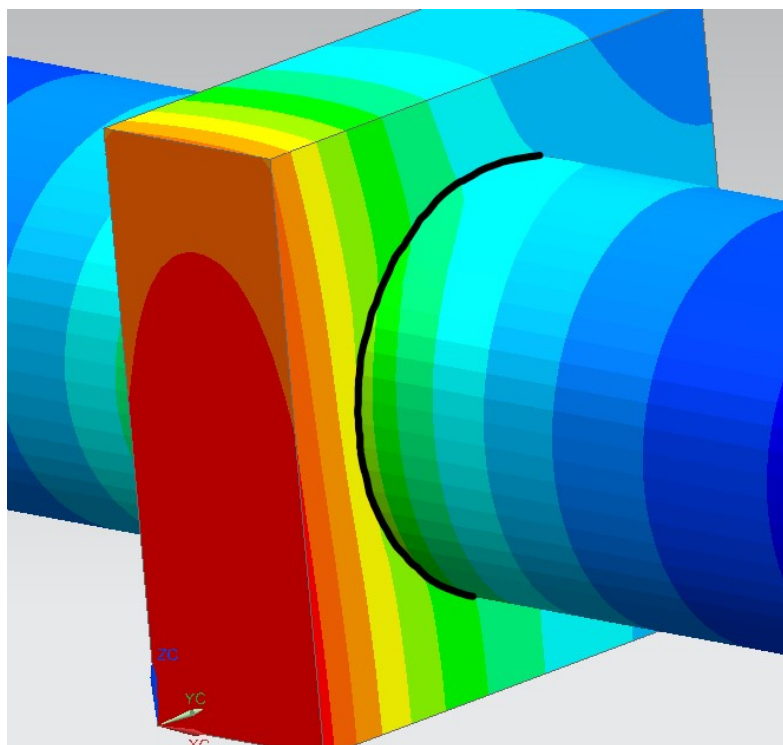


Fonte: Autor

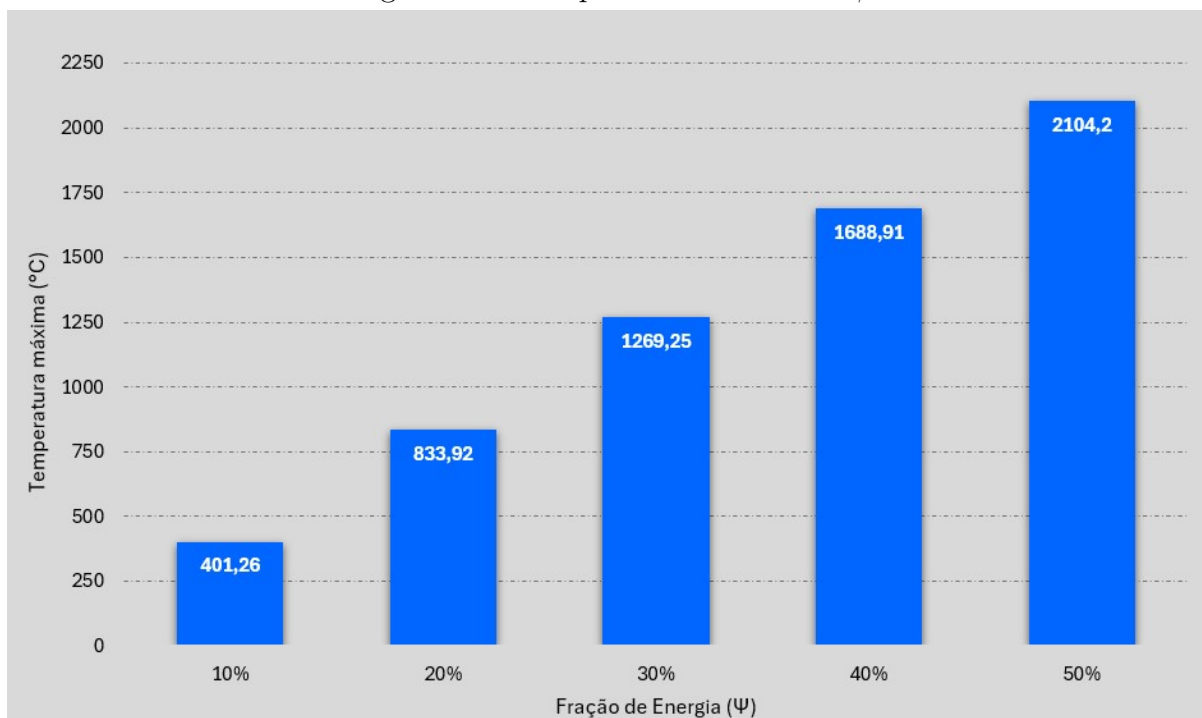
Pode-se avaliar que, de maneira geral, houve aquecimento em todos os pontos do inserto. As menores temperaturas se concentraram nas áreas mais distantes da face retificada e próximas à face superior, enquanto as maiores temperaturas ocorreram próximas a face retificada e à face inferior. Esse comportamento está relacionado à proximidade com a carga térmica e à diferença entre os coeficientes convectivos do fluido e do ar, sendo o coeficiente do fluido superior. Além disso, observa-se que a temperatura máxima não se distribui uniformemente por toda a face retificada, apresentando variações de até 12%, conforme ilustrado na Figura 27.

Outro aspecto importante é que as faixas de temperatura são mais espessas nas regiões centrais do inserto, indicando áreas maiores com temperaturas muito próximas. Isso pode ser atribuído à condução de calor através dos cilindros de fixação, que dissipam calor a partir do ponto de contato (Figura 28), acelerando o resfriamento dessa região e igualando a temperatura em áreas mais distantes da face retificada.

Figura 28 – Início da zona de contato entre o inserto e os cilindros de fixação



Fonte: Autor

Figura 29 – Temperatura máxima x  $\psi$ 

Fonte: Autor

Considerando a temperatura crítica de  $700^{\circ}\text{C}$ , temperaturas superiores a esse valor podem causar problemas significativos no inserto de metal duro. Pelas Figuras 24 e 29, pode-se ver que para uma fração de energia ( $\psi$ ) igual a 20%, já foi obtida uma temperatura máxima de  $833,92^{\circ}\text{C}$ , o que indica a ocorrência de potenciais problemas de oxidação severa e deterioração microestrutural a partir desta faixa de fração de energia. Essas condições reduzem significativamente a dureza e a resistência ao desgaste do inserto (MALKIN; GUO, 2007). Além disso, o aumento da temperatura pode induzir a formação de trincas térmicas devido à incompatibilidade entre os coeficientes de expansão térmica dos grãos de carboneto de tungstênio e da fase ligante de cobalto. Essa diferença de expansão térmica gera tensões internas durante o aquecimento e o resfriamento, culminando na delaminação entre os grãos de carboneto e a matriz, comprometendo a integridade estrutural do inserto (LAGERQUIST; 1975).

Acima de  $500^{\circ}\text{C}$ , observa-se uma diminuição na tenacidade do material, e temperaturas superiores a  $800^{\circ}\text{C}$  podem promover a sinterização parcial da matriz de cobalto, levando ao amolecimento do inserto e, eventualmente, à falha prematura (TORRANCE; 1978). Dado que a fração de 20% resultou em uma temperatura máxima de  $833,92^{\circ}\text{C}$ , o inserto estaria sujeito a esses efeitos prejudiciais.

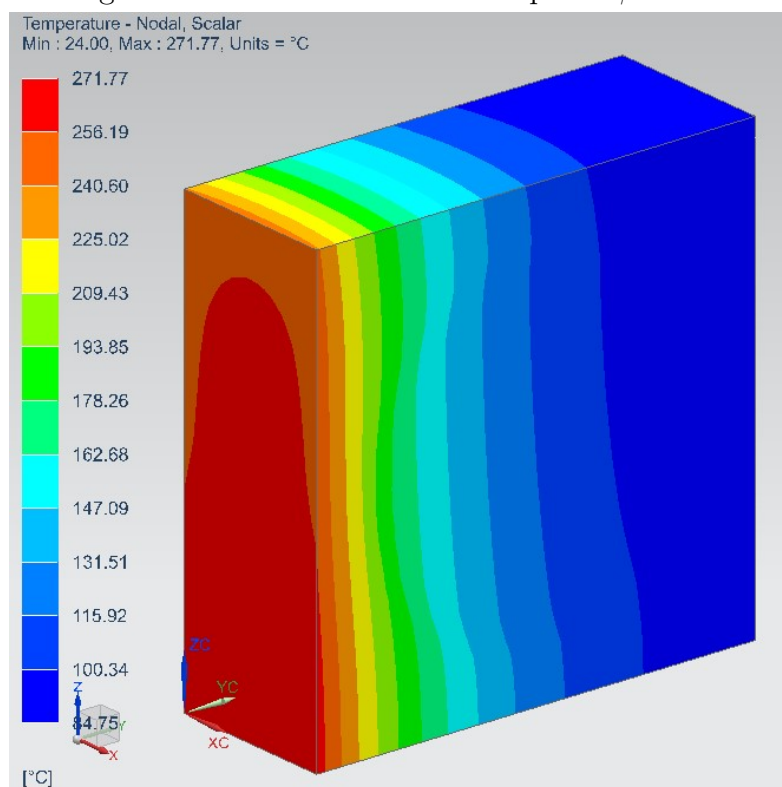
Ademais, o desgaste do rebolo pode ser intensificado em condições de altas temperaturas. Luo et al. (1997) observaram que, ao analisar o desgaste de um rebolo de diamante com ligante resinoide na retificação de insertos de metal duro, temperaturas

acima de 650°C deterioram rapidamente o ligante, comprometendo a retenção dos grãos de diamante. Além disso, a oxidação das partículas de diamante resulta na perda de resistência ao impacto e dureza, prejudicando o desempenho do rebolo e a qualidade superficial da peça.

#### 4.1.2 Espessura máxima de cavaco por grão

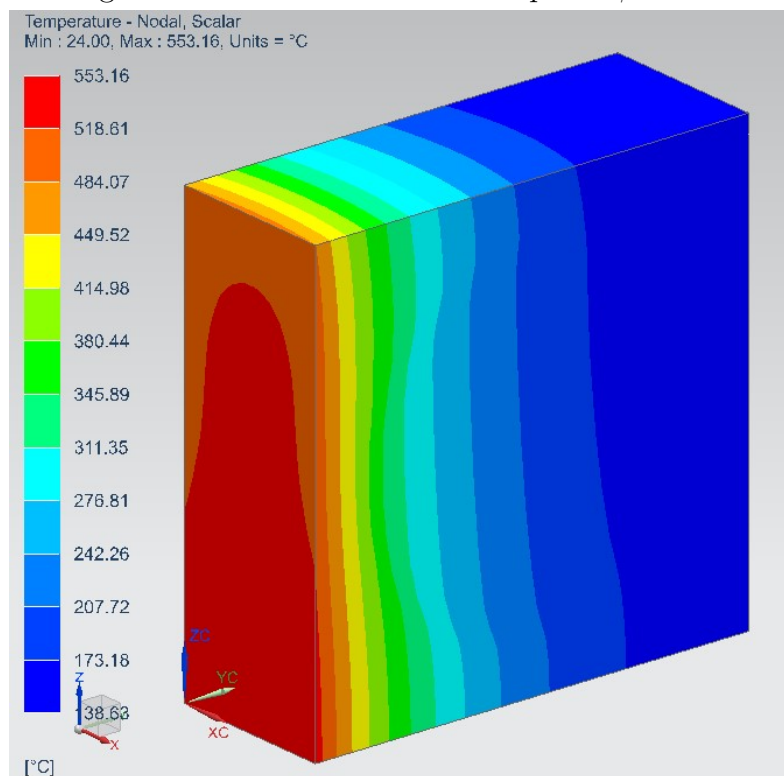
Para a simulação considerando o caso da espessura máxima de cavaco por grão, a carga será aplicada por 3 s (tempo de processo). Os gradientes térmicos obtidos podem ser encontrados nas Figuras 30, 31, 32, 33 e 34 para frações de energia de 10%, 20%, 30%, 40% e 50%, respectivamente.

Figura 30 – Gradiente térmico – q2.1 –  $\psi = 10\%$



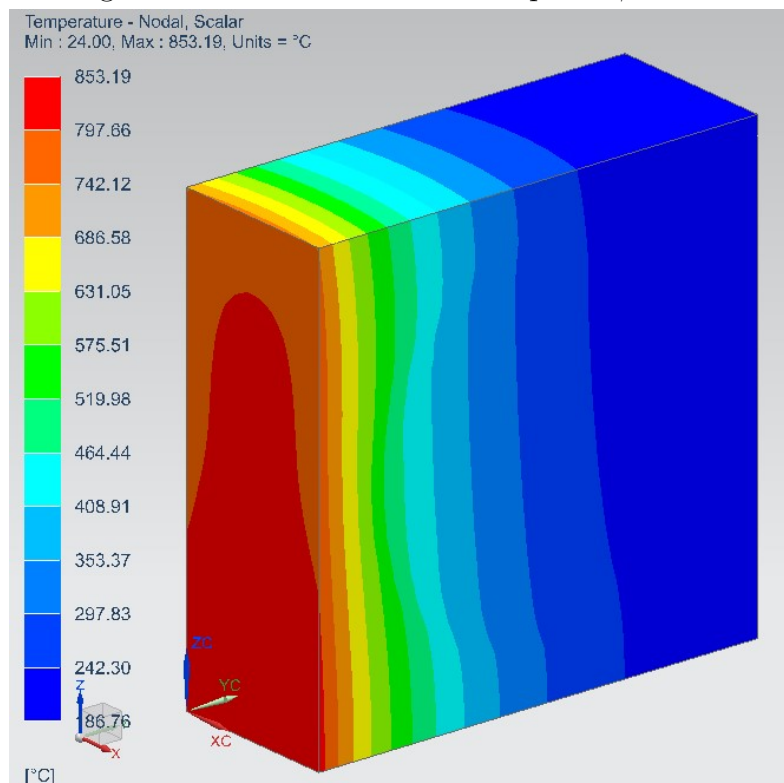
Fonte: Autor

Figura 31 – Gradiente térmico – q2.2 –  $\psi = 20\%$



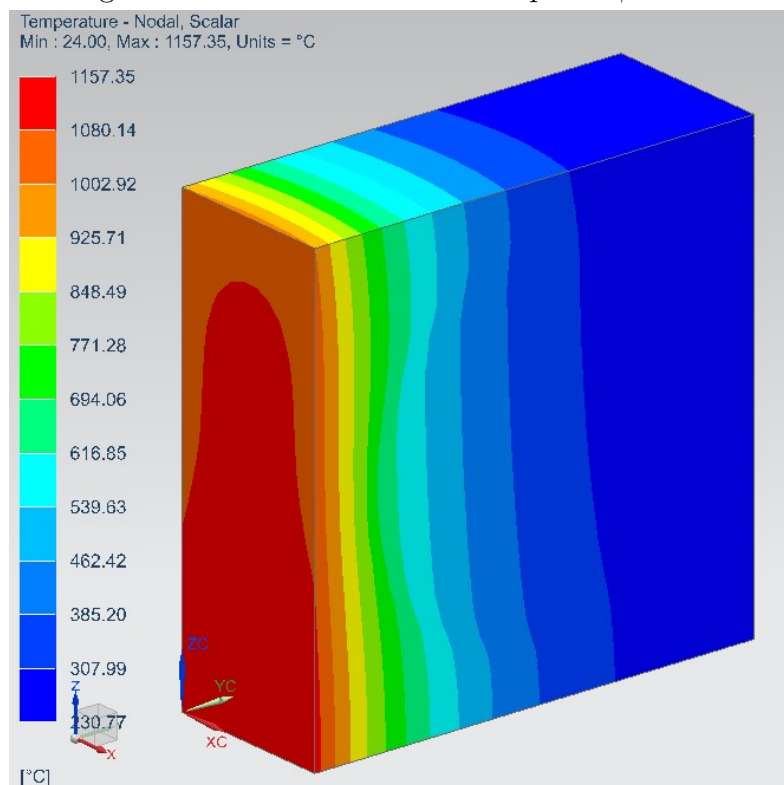
Fonte: Autor

Figura 32 – Gradiente térmico – q2.3 –  $\psi = 30\%$



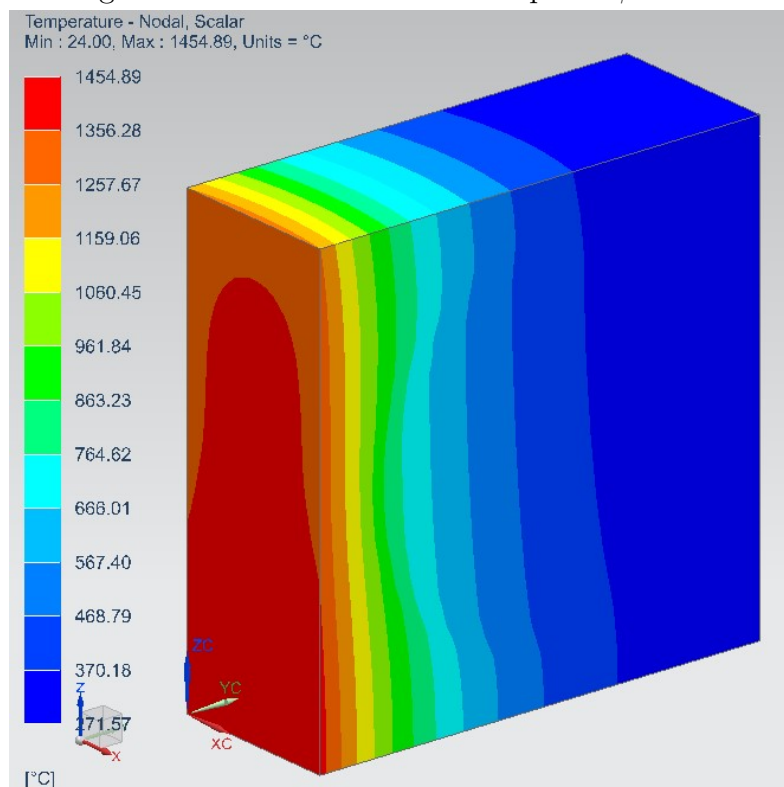
Fonte: Autor

Figura 33 – Gradiente térmico – q2.4 –  $\psi = 40\%$



Fonte: Autor

Figura 34 – Gradiente térmico – q2.5 –  $\psi = 50\%$

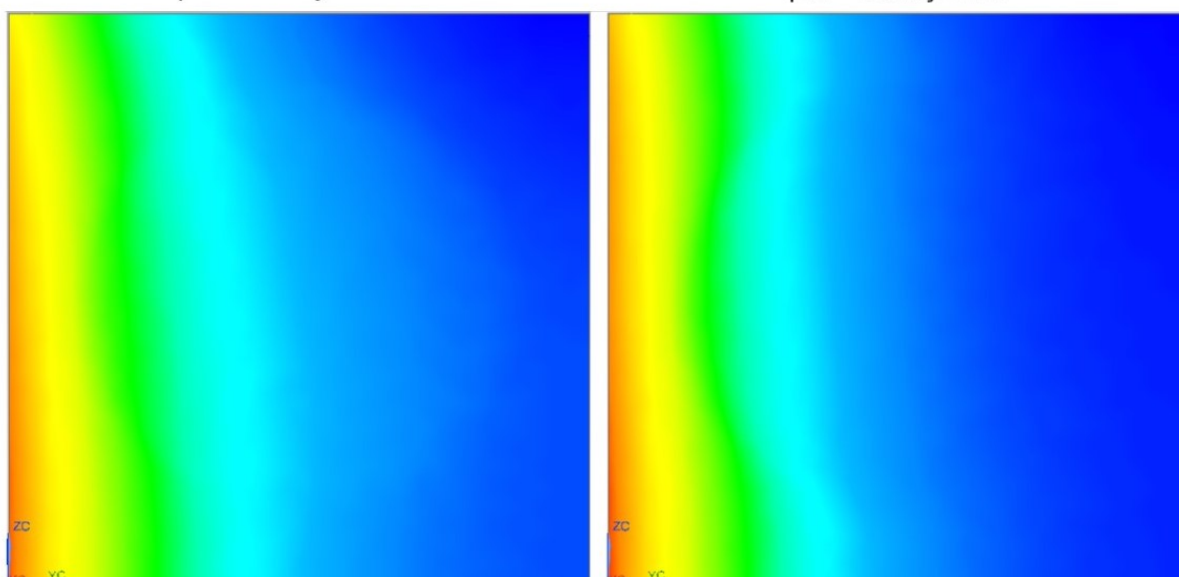


Fonte: Autor

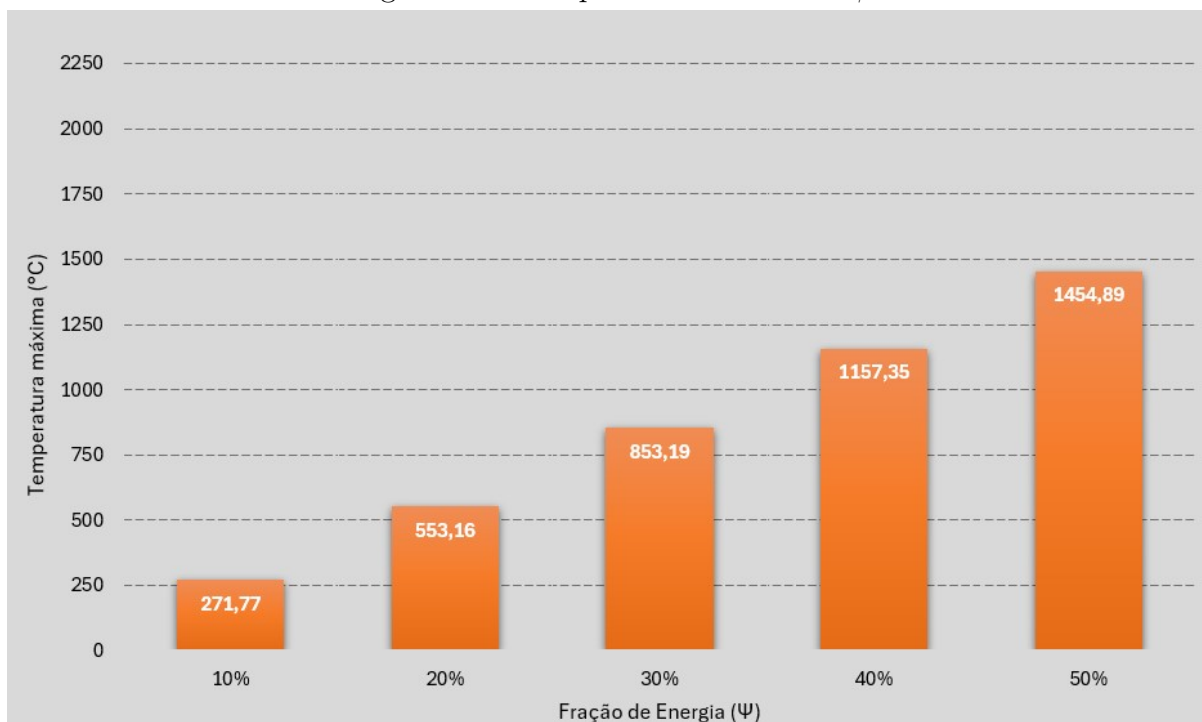
De forma similar, também ocorreu um aquecimento em todos os pontos do inserto além de uma concentração de menores temperaturas nas áreas mais distantes da face retificada e próximas à face superior e uma concentração de maiores temperaturas próximas a face retificada e à face inferior. Isso ocorre pois tal modelo está sujeito às mesmas condições de contorno responsáveis pela convecção e condução de calor. Do mesmo modo, observa-se que a temperatura máxima não se distribui uniformemente por toda a face retificada, apresentando variações de até 7%, conforme ilustrado na Figura 34.

Entretanto, diferentemente do modelo anterior, as simulações para o caso com espessura máxima de cavaco por grão apresentaram faixas de temperatura um pouco mais estreitas nas regiões centrais do inserto, indicando uma maior variação de temperatura nesses pontos, o que é denotado na Figura 35 ao comparar a temperatura final de q1.1 ( $\psi = 10\%$  e espessura mínima de cavaco por grão) com q2.1 ( $\psi = 10\%$  e espessura máxima de cavaco por grão). Esse fenômeno pode ser atribuído ao menor tempo de experimento, que impede o acúmulo de calor na região central, impossibilitando que a temperatura atinja os níveis observados no ponto de contato inicial entre o inserto e o cilindro de fixação. Ademais, um tempo menor de processo acarretou numa grande faixa de temperatura próxima a face oposta em relação à face retificada.

Figura 35 – Comparação gradiente térmico de q1.1 com q2.1  
q1.1 - Steady State                      q2.1 - Steady State



Fonte: Autor

Figura 36 – Temperatura máxima x  $\psi$ 

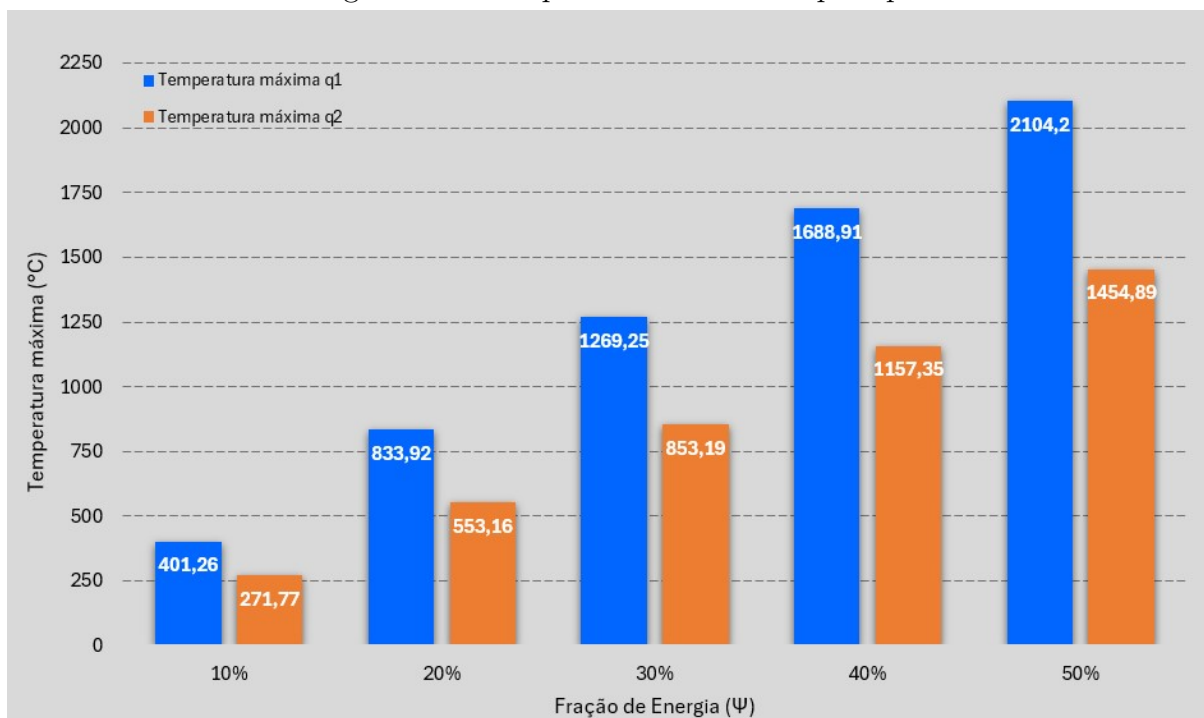
Fonte: Autor

Pelas figuras 31 e 36, pode-se avaliar que no cenário de espessura máxima de cavaco por grão, a temperatura máxima obtida para uma fração de energia ( $\psi$ ) de 20% foi de 553,16 $^{\circ}\text{C}$ , valor que, embora acima do limiar de 500  $^{\circ}\text{C}$  na qual diminui-se a tenacidade, está abaixo do limiar crítico de 700 $^{\circ}\text{C}$ . Assim, não haveria grandes preocupações relacionadas à oxidação severa ou à deterioração microestrutural do inserto de metal duro.

No entanto, para uma fração de energia de 30%, a temperatura máxima atingida foi de 853,19 $^{\circ}\text{C}$ , o que ultrapassa significativamente a temperatura crítica. Nessa condição, problemas como a redução da tenacidade, o amolecimento do inserto e a deterioração da matriz de cobalto podem ocorrer, resultando em falhas prematuras do inserto e perda de desempenho do rebolo, conforme discutido anteriormente.

Além disso, fica claro que as temperaturas máximas para cada fração de energia no caso de espessura máxima de cavaco por grão são sempre menores que no cenário de espessura mínima de cavaco por grão como é denotado na figura 37 em que se realiza tal comparação. Isso ocorre, principalmente, por conta da diferença no tempo de processo na qual um é de apenas 3 segundos e do outro de 15 segundos.

Figura 37 – Temperatura máxima - q1 x q2

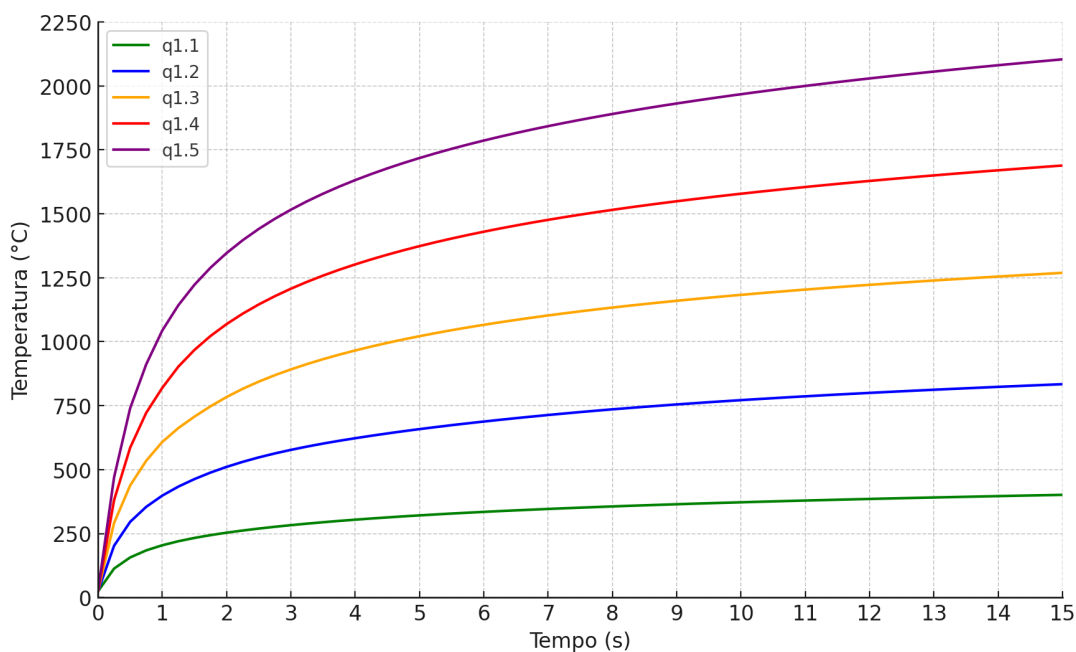


Fonte: Autor

#### 4.2 Evolução da temperatura ao longo do tempo

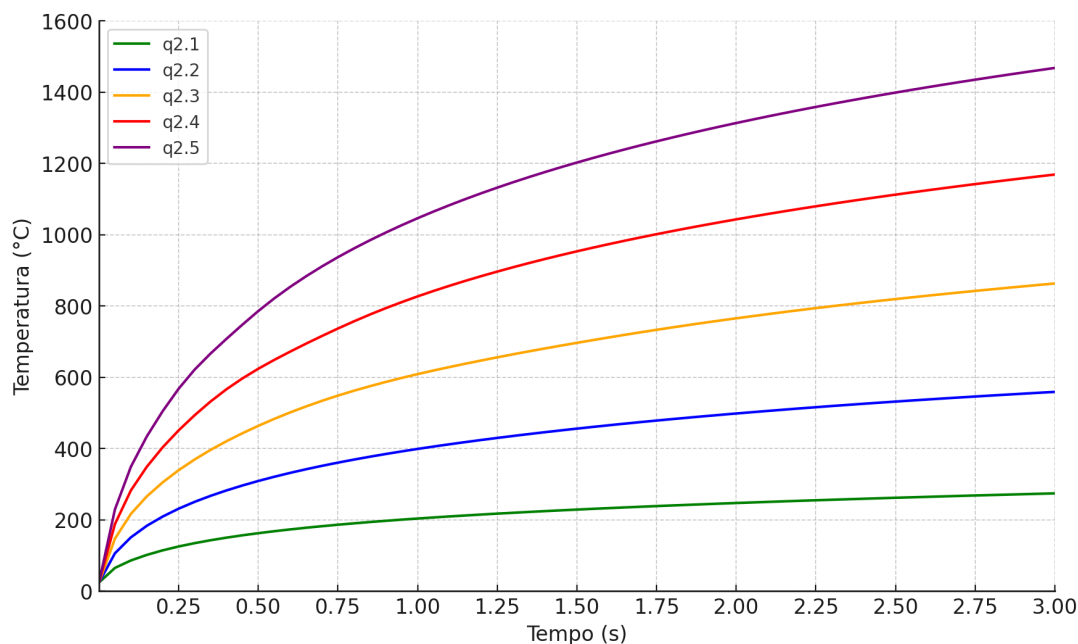
Ao avaliar o gradiente térmico transiente, temos os resultados apresentados nas Figuras 38 e 39.

Figura 38 – Temperatura máxima x Tempo



Fonte: Autor

Figura 39 – Temperatura máxima x Tempo

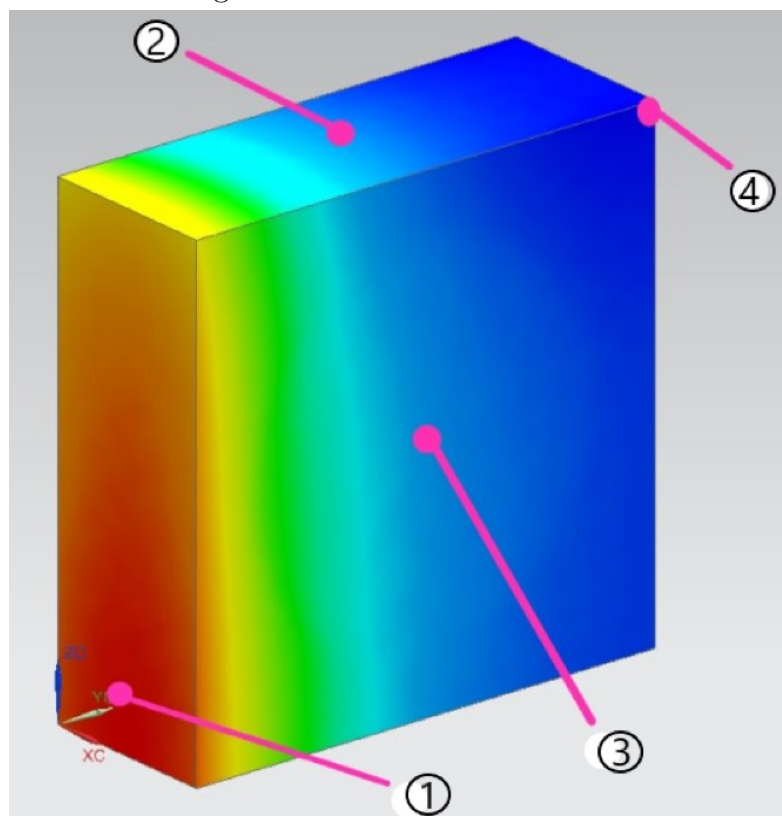


Fonte: Autor

Conforme as curvas dos gráficos das Figuras 38 e 39, fica evidente que a temperatura no ponto de máxima temperatura evolui de forma semelhante para diferentes frações de energia, apresentando um padrão logarítmico, devido à desaceleração progressiva do aumento de temperatura. Isso ocorre devido à variação nas propriedades térmicas do metal duro, em que a condutividade térmica diminui, prejudicando a transferência de calor, enquanto o calor específico aumenta, exigindo uma quantidade maior de energia para elevar a temperatura.

Para garantir uma análise abrangente do modelo, é necessário avaliar como a temperatura evolui em pontos estratégicos do inserto. Nesse contexto, foram selecionados quatro pontos no inserto, conforme mostrado na Figura 40. O ponto 1 (nó 3402) representa a região de maior temperatura durante o processo de retificação. O ponto 2 (nó 3852) foi selecionado para avaliar os efeitos do uso do Blasogrind HC5 e da convecção térmica forçada. O ponto 3 (nó 4512), localizado centralmente no inserto, foi escolhido para analisar, principalmente, o efeito da condução térmica ao longo do tempo. Por fim, o ponto 4 (nó 5966) foi escolhido por ser a região de menor temperatura no inserto ao longo de todo o processo.

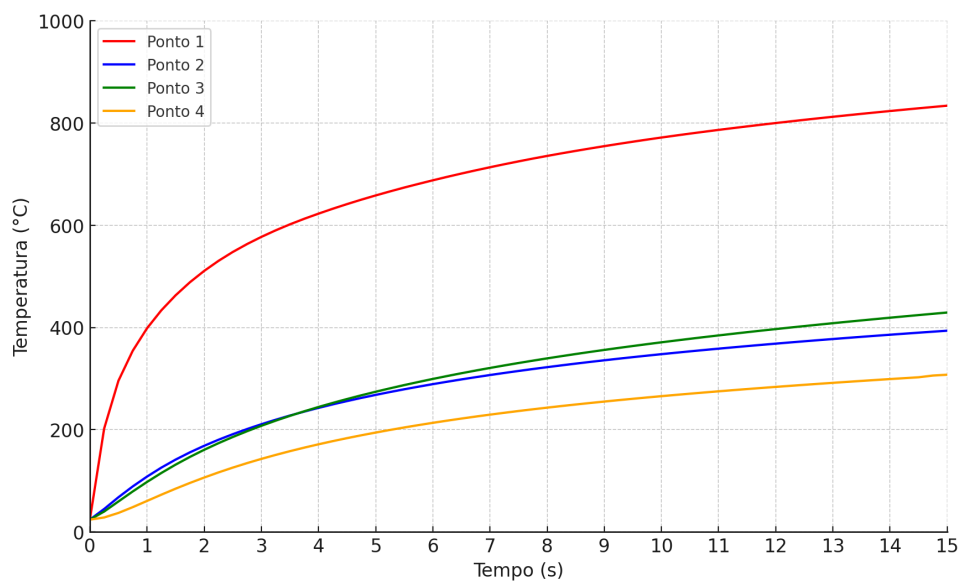
Figura 40 – Pontos selecionados



Fonte: Autor

A partir desses pontos estrategicamente selecionados, foram obtidos os gráficos para análise do gradiente térmico nas Figuras 41 e 42 utilizando como exemplo os casos com 20% de fração de energia: q1.2 e q2.2.

Figura 41 – Gradiente térmico transiente - espessura mínima de cavaco por grão

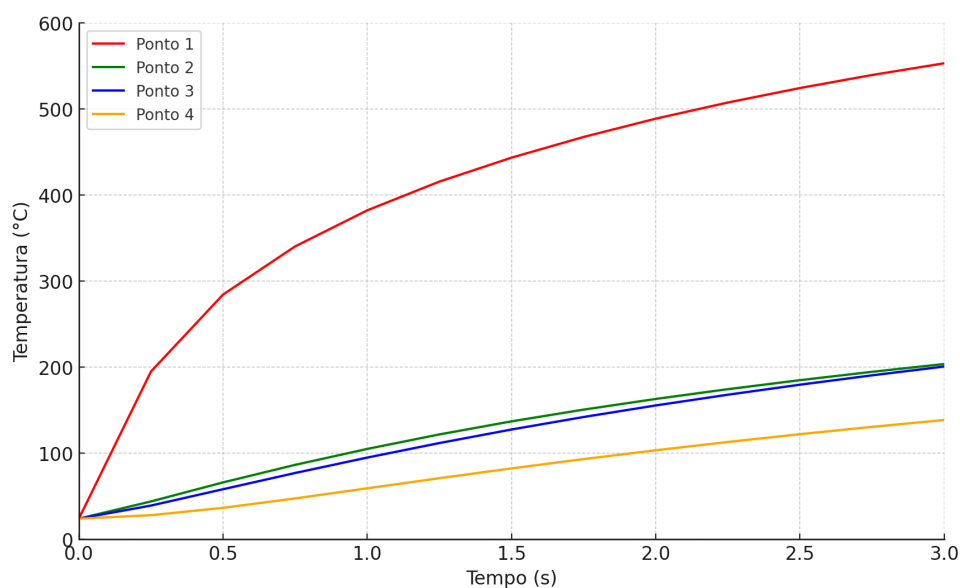


Fonte: Autor

Para a espessura mínima de cavaco por grão (Figura 41), observa-se que as temperaturas no ponto 2 permanecem superiores às do ponto 3 até aproximadamente 3,7 segundos, momento em que as curvas se cruzam. A partir desse ponto, a temperatura no ponto 3 (situado no centro do inserto) supera a do ponto 2 (situado na face superior do inserto) até o final do experimento. Considerando que esses pontos estão praticamente na mesma seção transversal do inserto, pode-se inferir que, embora a condução térmica e a convecção térmica sejam constantes no modelo, o ponto 3 encontra-se mais próximo das faces com convecção natural pelo ar, que por sua vez, não consegue dissipar tanto calor gerando um acúmulo nessa região, o que explica temperaturas um pouco mais elevadas se comparado com temperaturas apresentadas no ponto 2.

Além disso, pode-se observar uma variação de, aproximadamente, 810 °C para o ponto 1 (situado na face retificada) e apenas de, aproximadamente, 282 °C para o ponto 4 (situado na região de menor temperatura).

Figura 42 – Gradiente térmico transiente - espessura máxima de cavaco por grão

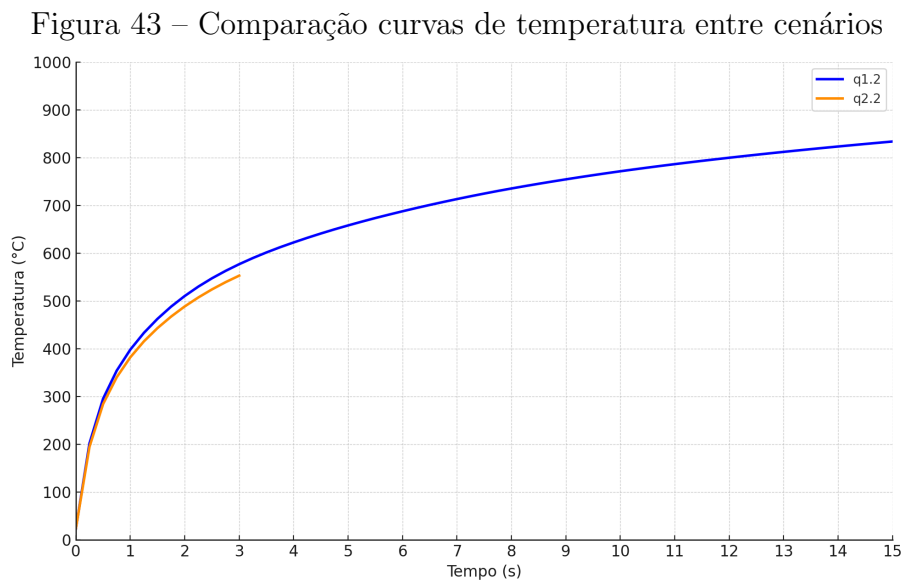


Fonte: Autor

Para a espessura máxima de cavaco por grão (Figura 42), devido à curta duração do experimento, de apenas 3 segundos, as curvas dos pontos 2, 3 e 4 apresentam-se praticamente lineares ao longo de toda a simulação. Além disso, o intervalo de tempo não é suficiente para que haja um acúmulo de calor no ponto 3 (situado no centro do inserto) e, conseqüentemente, uma elevação da temperatura na região capaz de ultrapassar a temperatura do ponto 2 (situado na face superior do inserto).

Além disso, pode-se observar uma variação de, aproximadamente, 529 °C para o ponto 1 (situado na face retificada) e apenas de, aproximadamente, 114 °C para o ponto 4 (situado na região de menor temperatura) em 3 segundos de processo.

Já na figura 43, tem-se o gráfico comparativo das curvas correspondentes ao ponto de máxima temperatura em função do tempo para ambas as condições considerando uma fração de energia de 20%.



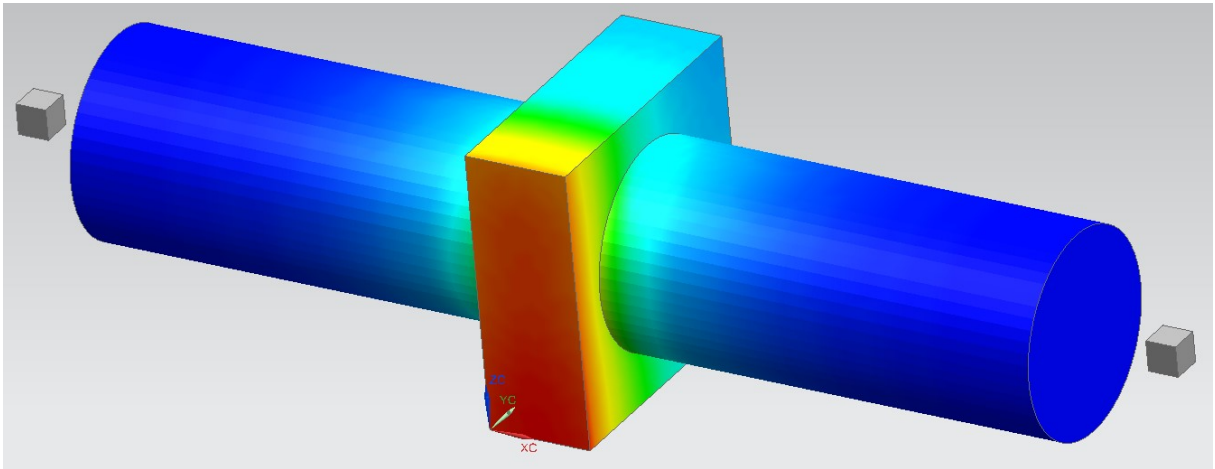
Fonte: Autor

Como a potência total ( $P_{tot}$ ) para a retificação com espessura máxima de cavaco por grão é um pouco menor se comparada com a potência total para a retificação com espessura mínima de cavaco por grão, como denotado nas tabelas 7 e 8, pode-se avaliar que, aproximadamente entre 1 e 3 segundos, a temperatura máxima é menor em q2.2.

### 4.3 Gradiente térmico do conjunto final

Por fim, destaca-se o gradiente térmico de todo o conjunto. Através da Figura 44, pode-se avaliar, principalmente, que temperaturas nas regiões adjacentes entre o cilindro e o inserto, onde a condução térmica é predominante, são muito semelhantes, o que é coerente com o processo real haja vista a grande pressão exercida pelos cilindros na fixação do inserto.

Figura 44 – Gradiente térmico conjunto final - exemplo q2.1



Fonte: Autor

## 5 CONCLUSÃO

Este trabalho teve como objetivo principal a criação de um modelo térmico para a análise dos campos de temperatura em um processo de retificação de insertos de metal duro utilizando um rebolo diamantado do tipo copo. A pesquisa focou na simulação de dois cenários extremos, considerando espessura mínima e máxima de cavaco por grão, com o intuito de avaliar a influência de diferentes frações de energia sobre o comportamento térmico do inserto. Os resultados das simulações permitiram uma análise detalhada do gradiente térmico, fornecendo informações importantes para o entendimento dos fenômenos térmicos envolvidos no processo de retificação.

No cenário de espessura mínima de cavaco por grão, as simulações mostraram que, para frações de energia superiores a 20%, as temperaturas atingiram níveis críticos, ultrapassando 700°C. Esses valores indicam um risco considerável de deterioração microestrutural, oxidação e perda de tenacidade do inserto de metal duro, comprometendo sua integridade. Já no cenário de espessura máxima de cavaco por grão, as temperaturas foram significativamente menores para frações de energia até 20%, não ultrapassando o limiar crítico de 700°C. Entretanto, para uma fração de 30%, as temperaturas ultrapassaram esse valor, atingindo 853,19°C, o que também representa riscos de degradação do material.

Através da análise transiente, conseguiu-se determinar que a velocidade da evolução da temperatura decresce com o tempo e, portanto, segue uma tendência logarítmica. Esse fenômeno ocorre devido à variação nas propriedades térmicas do metal duro, como a redução da condutividade térmica e o aumento do calor específico, o que demanda mais energia para aumentar a temperatura.

A análise transiente dos pontos estratégicos no inserto também revelou que, no cenário de espessura mínima de cavaco por grão, o ponto situado na face superior do inserto, embora inicie com maiores temperaturas, termina o processo com temperaturas menores ao comparar com um ponto situado no centro do inserto e numa seção transversal próxima. Isso ocorre por conta do acúmulo de calor na região central promovido pela dificuldade de dissipação térmica pelas faces que não eram resfriadas pelo fluido Blasogrind HC5. No cenário de espessura máxima de cavaco por grão, no entanto, não foram observadas diferenças de temperatura significativas entre os pontos situados na face superior e no centro do inserto.

Entretanto, o modelo térmico desenvolvido apresenta limitações importantes, principalmente relacionadas às condições de contorno. Diversas suposições foram feitas para lidar com as dificuldades em obter dados confiáveis, especialmente sobre os parâmetros

do fluido de corte além das propriedades do inserto a temperaturas acima de 800°C. Esses aspectos podem ter influenciado a precisão das simulações, e ajustes adicionais podem ser necessários em estudos futuros para melhorar a representatividade do modelo.

Em conclusão, este trabalho contribuiu significativamente para a compreensão dos efeitos térmicos no processo de retificação de insertos de metal duro, destacando a importância de controlar a fração de energia para garantir a integridade do inserto e a qualidade do processo. O modelo desenvolvido forneceu uma base sólida para futuras investigações e otimizações no campo da retificação.

## REFERÊNCIAS

- BIERMANN, D.; DENKENA, H. D. T. M.; WINKELMANN, K. The impact of cooling lubricants on grinding performance. **Procedia CIRP**, v. 14, p. 103–108, 2014. Citado na página 16.
- CHEN, J.; HUANG, H.; XU, X. An experimental study on the grinding of alumina with a monolayer brazed diamond wheel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 41, p. 16–23, 2009. Citado na página 22.
- DEHMER, A. et al. Approach for the numerical simulation of the machining behavior of wc-co cemented carbide during grinding. **Procedia CIRP**, v. 118, p. 596–601, 2023. ISSN 2212-8271. 16th CIRP Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827123003293>>. Citado na página 26.
- GARCÍA, J. et al. Cemented carbide microstructures: a review. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 80, p. 40–68, 2019. ISSN 0263-4368. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S026343681830533X>>. Citado na página 18.
- INCROPERA, F. P. et al. **Fundamentals of Heat and Mass Transfer**. 7. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2011. Citado na página 39.
- KÖHLER, J. Grinding parameters. In: \_\_\_\_\_. **CIRP Encyclopedia of Production Engineering**. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2018. p. 1–5. ISBN 978-3-642-35950-7. Disponível em: <[https://doi.org/10.1007/978-3-642-35950-7\\_6424-4](https://doi.org/10.1007/978-3-642-35950-7_6424-4)>. Citado na página 18.
- KOPAČ, J.; KRAJNIK, P. High-performance grinding—a review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 175, n. 1-3, p. 278–284, 2006. Citado na página 16.
- LAGERQUIST, M. A study of the thermal fatigue crack propagation in wc-co cemented carbide. **Powder Metallurgy**, Taylor & Francis, v. 18, n. 35, p. 71–88, 1975. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 56.
- LUBIS, S. M.; ADIANTO, S. D.; ERICSEN. Effect of cutting speed on temperature cutting tools and surface roughness of aisi 4340 steel. **IOP Conference Series: Materials Science and Engineering**, IOP Publishing, v. 508, n. 1, p. 012053, apr 2019. Disponível em: <<https://dx.doi.org/10.1088/1757-899X/508/1/012053>>. Citado na página 19.
- LUO, S. et al. Analysis of the wear of a resin-bonded diamond wheel in the grinding of tungsten carbide. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 69, n. 1, p. 289–296, 1997. ISSN 0924-0136. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0924013697000320>>. Citado 2 vezes nas páginas 25 e 56.
- MACHADO, A. R. et al. **Teoria da usinagem dos materiais**. São Paulo: Blucher, 2011. Citado na página 15.
- MALKIN, S. **Grinding technology: theory and application of machining with abrasives**. 2. ed. New York: Industrial Press, 2008. Citado na página 15.

- MALKIN, S.; GUO, C. Thermal analysis of grinding. **CIRP Annals**, v. 56, n. 2, p. 760–782, 2007. ISSN 0007-8506. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0007850607001564>>. Citado 6 vezes nas páginas 16, 18, 19, 20, 25 e 56.
- NGUYEN, T.; BUTLER, D. Simulation of precision grinding process, part 1: generation of the grinding wheel surface. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 45, n. 11, p. 1321–1328, 2005. ISSN 0890-6955. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S089069550500009X>>. Citado na página 26.
- OLIVEIRA, J. Gomes de; ALVES, S. Development of environmentally friendly fluid for cbn grinding. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 55, p. 343–346, 12 2006. Citado na página 26.
- RODRIGUES, A. G. **Caracterização do desgaste do rebolo na retificação de insertos de metal duro**. Dissertação (Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica)) — Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2021. Disponível em: <<https://repositorio.ufscar.br/handle/ufscar/14269>>. Citado 3 vezes nas páginas 17, 44 e 45.
- SHAW, M. C. **Principles of abrasive processing**. New York: Oxford University Press, 1996. Citado 2 vezes nas páginas 16 e 18.
- SILVA, B. O. da. **Investigação dos mecanismos de remoção de material de insertos de metal duro de diferentes classes durante a retificação**. Dissertação (Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica)) — Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2023. Disponível em: <<https://repositorio.ufscar.br/handle/ufscar/18154>>. Citado na página 18.
- STEPHENSON, D.; JIN, T. Physical basics in grinding. In: **European Conference on Grinding**. Aachen, Germany: [s.n.], 2003. Citado na página 26.
- TORRANCE, A. A. Metallurgical effects associated with grinding. In: **Proceedings of the 19th International Machine Tool Design and Research Conference**. [S.l.: s.n.], 1978. p. 637–644. Citado 3 vezes nas páginas 19, 25 e 56.
- UPADHYAYA, G. S. **Cemented tungsten carbides: production, properties, and testing**. Westwood: Noyes Publications, 1998. Citado na página 15.
- WANG, H.; WEBB, T.; BITLER, J. W. Study of thermal expansion and thermal conductivity of cemented wc-co composite. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 49, p. 170–177, 2015. Citado na página 30.
- WIRTZ, C. et al. A discussion on material removal mechanisms in grinding of cemented carbides. **Procedia CIRP**, Elsevier, v. 62, p. 107–112, 2017. Citado na página 18.
- ZHAN, Y. J.; XU, X. P. An experimental investigation of temperatures and energy partition in grinding of cemented carbide with a brazed diamond wheel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 61, p. 117–125, 2012. Citado 3 vezes nas páginas 21, 22 e 25.
- ZHU, B. et al. Energy partition to the workpiece for grinding of ceramics. **Annals of the CIRP**, v. 44, p. 267–270, 1995. Citado na página 22.
- ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L.; ZHU, J. Z. **The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals**. [S.l.]: Elsevier, 2005. Citado na página 26.