

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS - UFSCar
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA - CCET
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA - PPGEMec

BENÍCIO NACIF ÁVILA

**ANÁLISE DAS TENSÕES ATUANTES AO LONGO DO RAIOS DE ARESTA DA
FERRAMENTA NO CORTE ORTOGONAL DE UM AÇO ENDURECIDO**



SÃO CARLOS - SP

2026

BENÍCIO NACIF ÁVILA

**ANÁLISE DAS TENSÕES ATUANTES AO LONGO DO RAIOS DE ARESTA DA
FERRAMENTA NO CORTE ORTOGONAL DE UM AÇO ENDURECIDO**

Dissertação de mestrado apresentada ao
Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica da Universidade
Federal de São Carlos, para obtenção do
título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr.-Ing. Carlos Eiji
Hirata Ventura

SÃO CARLOS - SP

2026

Folha de Aprovação

Defesa de Dissertação de Mestrado do candidato Benício Nacif Ávila, realizada em 07/07/2026.

Comissão Julgadora:

Prof. Dr.-Ing. Carlos Eiji Hirata Ventura (UFSCar)

Prof. Dr. Pedro Alexandre Rodrigues Carvalho Rosa (ULisboa)

Profa. Dra. Milla Caroline Gomes (UNICAMP)

*Dedico este trabalho à memória de meu avô,
Jorge Fued Nacif, pela inspiração e coragem
ao longo da vida, e a todos aqueles que
trabalham no ato de ensinar.*

AGRADECIMENTOS

Ao professor Carlos Eiji Hirata Ventura, pela orientação, parceria, dedicação e preocupação em realizarmos uma pesquisa séria e responsável, sob a ótica da produção de conhecimento científico e formação de um pesquisador.

Ao professor João Gustavo pelas contribuições e sugestões valiosas para o desenvolvimento do trabalho.

Aos colegas do Grupo de Pesquisa em Manufatura Inteligente, Ueliton, Lara, Sílvia, Carla, Felipe, Tobias, Mateus, Rafaela, Bruna, Karen e Hugo por todo o apoio e companhia nos momentos dentro e fora do laboratório. Em especial, gostaria de agradecer ao meu amigo Alvaro por compartilhar os últimos dois anos de forma tão intensa e divertida, nos momentos de desabafo e festa.

Aos amigos e companheiros de pesquisa feitos durante esse período: técnicos, mestrandos, doutorandos, alunos de graduação e professores; seja no auxílio e operação em máquinas e equipamentos, seja na troca de experiências e dia a dia dentro da universidade. Em especial, aos amigos e professores Leonildo, Djalma, Simoni, Hugo, Bruce e Armando.

Aos meus pais, Nélcio Roberto Amâncio de Ávila e Patrícia Rachid Nacif, por me mostrarem e incentivarem desde pequeno o caminho do estudo e da educação e, principalmente, o apoio para conclusão da pós-graduação.

À minha namorada, Marina Nascimento de Sousa, pelo amor, inspiração e coragem de descobrir e dividir os desafios de se fazer pesquisa.

À Universidade Federal de São Carlos (UFSCar) pela vivência acadêmica e oportunidades de pesquisa em um ambiente de excelência.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP), pela bolsa de Treinamento Técnico III (TT-III) e apoio financeiro para os materiais e equipamentos utilizados na pesquisa, concedidos por meio dos Processos nº 2024/14219-9 e 2015/15622-2.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), Processo nº 179471/2024-4 por fornecer condições financeiras para realização da pesquisa.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001, pelo apoio financeiro fundamental para dedicação exclusiva desta pesquisa.

*Uma coisa são sempre duas: a coisa mesma e a
imagem dela.
(Carlos Drummond de Andrade)*

RESUMO

Por um lado, resistência mecânica e estabilidade termoquímica são propriedades importantes para o material da ferramenta. Por outro, a geometria de aresta atua de maneira significativa na distribuição e direcionamento das forças atuantes na região de corte. No torneamento de acabamento, as ferramentas cerâmicas são frequentemente utilizadas devido à alta resistência ao desgaste, apesar da baixa tenacidade à fratura, que pode promover a falha súbita e inesperada. Assim, avaliar o efeito da variação geométrica e das condições de contato é um ponto-chave visando a estabilidade e a qualidade do corte. Contudo, para uma escolha correta, os esforços e as cargas atuantes devem ser adequadamente mapeados. Neste trabalho, busca-se propor um novo método de análise das falhas e tensões atuantes em diferentes geometrias de aresta. Para isso, desenvolveu-se um modelo analítico de cálculo das tensões atuantes ao longo do raio de aresta em 36 tipos de arredondamento ($K < 1$, $K = 1$ e $K > 1$) preparados em insertos de cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiCN}$), discretizados por três chanfros e aplicados em ensaios experimentais no corte ortogonal do aço endurecido AISI 4140 com parâmetros de corte constantes. Os resultados demonstraram o efeito dos parâmetros geométricos da aresta nas tensões atuantes durante o corte, tendo as tensões máximas ocorrido nos pontos de nucleação do desgaste, entre o fim do arredondamento de aresta e o início da superfície de saída da ferramenta. O mapa de probabilidade de falha e os testes estatísticos revelaram uma relação crescente entre a tensão de cisalhamento máxima e a tendência de falha da aresta. Para a distribuição de Weibull, foi obtido um módulo de 4,08 e uma tensão mínima de 1605 MPa para a microgeometria $S_\alpha = 103,2 \text{ } \mu\text{m}$ e $S_\gamma = 179,3 \text{ } \mu\text{m}$, que levou a apenas 1,10% de falha das arestas, sendo esta, portanto, a microgeometria com melhor desempenho em termos da prevenção da nucleação do desgaste no processo investigado.

Palavras-chave: microgeometria; mapas de tensão; Weibull; corte ortogonal; aço endurecido.

ABSTRACT

On the one hand, mechanical strength and thermochemical stability are important properties for the tool material. On the other hand, edge geometry significantly influences the distribution and direction of forces acting in the cutting region. In finish turning, ceramic tools are frequently used due to their high wear resistance, despite their low fracture toughness, which can lead to sudden and unexpected failure. Thus, evaluating the effect of geometric variation and contact conditions is a key point for achieving stability and cut quality. However, for a correct choice, the acting forces and stresses must be properly mapped. This study aims to propose a new method for analyzing failures and acting stresses in different edge geometries. To this end, an analytical model was developed to calculate the stresses acting along the edge radius for 36 types of rounding ($K < 1$, $K = 1$ e $K > 1$) prepared in mixed ceramic inserts ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiCN}$), discretized by three chamfers and applied in experimental tests on the orthogonal cutting of hardened AISI 4140 steel with constant parameters. The results demonstrated the effect of the geometric parameters of the edge on the stresses acting during cutting, with the maximum stresses occurring at the wear nucleation points, between the end of the edge rounding and the beginning of the tool rake face. The failure probability map and statistical tests revealed an increasing relationship between the maximum shear stress and the edge failure tendency. For the Weibull distribution, a modulus of 4,08 and a minimum stress of 1605 MPa were obtained for the microgeometry $S_\alpha = 103,2 \mu\text{m}$ and $S_\gamma = 179,3 \mu\text{m}$, which led to only 1,10% edge failure, therefore, this microgeometry performed best in terms of preventing wear nucleation in the investigated process.

Keywords: microgeometry; stress maps; Weibull; orthogonal cutting; hardened steel.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Quadro informativo dos temas abordados neste trabalho	18
Figura 2 – Micrografia do aço endurecido 4140 (temperado e revenido, com dureza de 43 HRC).....	22
Figura 3 – Imagem de MEV do estado final de uma ferramenta de CBN em corte contínuo do aço AISI D2 ($vc = 240$ m/min, $f = 0,15$ mm/volta, $ap = 0,20$ mm).....	24
Figura 4 – Morfologia do cavaco de cisalhamento por microscopia (a) a laser (aço SKD11 55-60 HRC, $vc = 100$ m/min, $f = 0,10$ mm/volta, $ap = 0,10$ mm) e (b) eletrônica de varredura (aço AISI 4140 52 HRC, $vc = 170$ m/min, $f = 0,10$ mm/volta, $ap = 0,3$ mm)	25
Figura 5 – Materiais de ferramentas de corte	26
Figura 6 – Classificação das ferramentas de corte de cerâmica	27
Figura 7 – Taxa de desgaste em função da velocidade de corte	28
Figura 8 – Curva de vida da ferramenta com diferentes materiais de insertos ($vc = 100$ m/min, $f = 0,05$ mm/volta, $ap = 0,06$ mm)	29
Figura 9 – Comparação entre as arestas de corte.....	30
Figura 10 – Representação dos tipos de aresta	31
Figura 11 – Parâmetros geométricos empregados na preparação de arestas	32
Figura 12 – Representação dos métodos de preparação de aresta	34
Figura 13 – Representação do método de preparação de aresta de corte por retificação	35
Figura 14 – Diagrama de forças durante mostrando as relações entre as componentes (Círculo de Merchant).....	37
Figura 15 – (a) Representação das direções e (b) distribuição das forças ao longo da aresta arredondada no corte ortogonal do aço C55 (220 HB) ($vc = 50-130$ m/min, $f = 0,08-0,3$ mm/volta, $ap = 1,0$ mm)	39
Figura 16 – Exemplos de Weibull (a) PDF e (b) CFD	42
Figura 17 – Fluxograma da metodologia de pesquisa	45
Figura 18 – Configuração de retificação dos insertos	47
Figura 19 – (a) Posicionamento e medição do (b) perfil 3D, (c) perfil 2D e (d) aproximação da microgeometria por uma elipse	48
Figura 20 – Mapa das geometrias de aresta obtidas por retificação em insertos de cerâmica mista	49
Figura 21 – Exemplo das arestas que apresentaram pontos de nucleação (falha).....	50

Figura 22 – Detalhamento do (a) corpo de prova, (b) geometria da ferramenta e (c) configuração dos ensaios de torneamento	53
Figura 23 – Esquema de aquisição das forças de corte e penetração	54
Figura 24 – Fluxograma de análise da relação tensão e falha	55
Figura 25 – (a) Esquema do contato ferramenta-cavaco, (b) diagrama de corpo livre do elemento unitário de forças e (c) tensões atuantes no elemento discreto	58
Figura 26 – Projeção das áreas de aplicação das forças	59
Figura 27 – Representação do ângulo de inclinação da reta tangente à elipse.....	60
Figura 28 – Mapas das forças de (a) corte F_c e de (b) penetração F_t em função dos parâmetros geométricos da aresta S_γ e S_α	64
Figura 29 – Avaliação das forças de (a, b) corte F_c e de (c, d) penetração F_t em função dos parâmetros geométricos da ferramenta S_α e S_γ	66
Figura 30 – Resultados das arestas em falha ou não falha	68
Figura 31 – Distribuição das tensões ao longo da aresta de corte	70
Figura 32 – Mapas das tensões máximas de (a) cisalhamento τ , (b) normal σ e (c) principal máxima σ_1 em função dos parâmetros geométricos da ferramenta S_γ e S_α	72
Figura 33 – Avaliação das tensões máximas de (a, b) cisalhamento τ , (c, d) normal σ e (e, f) principal σ_1 em função dos parâmetros geométricos da ferramenta S_γ e S_α	74
Figura 34 – Mapa das probabilidades de falha da aresta em função dos parâmetros geométricos S_γ e S_α	75
Figura 35 – Mapa do ângulo das tensões de cisalhamento τ máximas em função dos parâmetros geométricos da aresta da ferramenta S_γ e S_α	76
Figura 36 – Gráficos de efeitos principais entre a probabilidade de falha da ferramenta e as tensões máximas de (a) cisalhamento τ , (b) normal σ e (c) principal máxima σ_1	77
Figura 37 – Relação entre a tensão de cisalhamento máxima τ e a distribuição acumulada de falha	78

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Valores típicos do módulo de Weibull m para alguns materiais	43
Tabela 2 – Especificação da ferramenta de cerâmica mista	46
Tabela 3 – Valores dos parâmetros geométricos das arestas preparadas nos inserts de cerâmica mista	51
Tabela 4 – Faixas de valores dos parâmetros de corte recomendados pelo fabricante.....	52
Tabela 5 – Forças, tensões e percentuais de falhas em diferentes geometrias de aresta	63

LISTA DE SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	Instituto Americano de Ferro e Aço
ANOVA	Análise de Variância
ASTM	Sociedade Americana para Testes e Materiais
CBN	Nitreto Cúbico de Boro
CDF	Função Distribuição Acumulada
CNC	Comando Numérico Computadorizado
DCL	Diagrama de Corpo Livre
FEM	Método dos Elementos Finitos
HBN	Nitreto de Boro Hexagonal
ISO	Organização Internacional de Normalização
MEV	Microscopia Eletrônica de Varredura
MLE	Estimativa Máxima Verossimilhança
MMQ	Método dos Mínimos Quadrados
MSR	Metodologia Superfície de Resposta
NBR	Norma Brasileira Regulamentadora
PAWAJM	Usinagem por jato abrasivo úmido com ar pressurizado
PDF	Função Densidade de Probabilidade
WBN	Nitreto em Wurtzite de Boro

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área de contato	(mm ²)
a	Semieixo horizontal da elipse em x	(μm)
a_p	Profundidade de usinagem	(mm)
b	Semieixo vertical da elipse em y	(μm)
f	Avanço	(mm/rev)
F	Força de atrito	(N)
F_c	Força de corte	(N)
F_N	Força normal	(N)
F_{ns}	Força normal ao plano de cisalhamento	(N)
F_t	Força de penetração	(N)
F_s	Força de cisalhamento	(N)
F_T	Força tangencial	(N)
h	Espessura de corte	(mm)
HB	Dureza Brinell	(HB)
HR_c	Dureza Rockwell C	(HRc)
HV	Dureza Vickers	(HV)
K_{IC}	Tenacidade à fratura	(Nm ^{1/2} /mm ²)
k_{sc}	Pressão específica na direção de corte	(N/mm ²)
k_{st}	Pressão específica na direção de penetração	(N/mm ²)
l_d	Comprimento de dressagem	(μm)
m	Módulo de Weibull	()
N	Força normal à superfície de saída	(N)
P_{final}	Ponto final de contato	(-)
$P_{inicial}$	Ponto inicial de contato	(-)

r	Raio	(μm)
R_a	Rugosidade média aritmética	(μm)
R_t	Altura total do perfil	(μm)
R_z	Altura máxima do perfil	(μm)
S_α	Segmento da aresta de corte na superfície de folga	(μm)
S_γ	Segmento da aresta de corte na superfície de saída	(μm)
v_c	Velocidade de corte no torneamento	(m/min)
v_{cd}	Velocidade tangencial do dressador	($\mu\text{m/s}$)
v_{fa}	Velocidade de avanço do rebolo	(mm/min)
v_{fad}	Velocidade de avanço do dressador	($\mu\text{m/s}$)
v_R	Velocidade de rotação do inserto	($^\circ/\text{min}$)
v_s	Velocidade de corte do rebolo	(m/s)
x, y	Coordenadas cartesianas	(μm)
α_0	Ângulo de folga	($^\circ$)
β	Fator de forma da distribuição de Weibull	()
γ_i	Ângulo de inclinação da reta tangente	($^\circ$)
γ_0	Ângulo de saída	($^\circ$)
ΔF_c	Incremento da força de corte	(N)
ΔF_N	Incremento da força normal	(N)
ΔF_t	Incremento da força de penetração	(N)
ΔF_T	Incremento da força tangencial	(N)
Δh	Incremento da espessura de corte	(mm)
Δr	Incremento do raio	(μm)
$\Delta\psi$	Incremento do ângulo	($^\circ$)
K	Fator de forma	()

κ_r	Ângulo de posição da ferramenta	(°)
λ	Ângulo de inclinação	(°)
δ	Fator de escala da distribuição de Weibull	(MPa)
σ	Tensão normal	(MPa)
σ_0	Resistência ou tensão do material	(MPa)
σ_{dB}	Resistência à compressão	(MPa)
σ_1	Tensão principal máxima	(MPa)
τ	Tensão de cisalhamento	(MPa)
ψ	Parâmetro angular	(°)
$\psi_{crítico}$	Ângulo de estagnação/crítico	(°)
ψ_{final}	Parâmetro angular final	(°)
$\psi_{inicial}$	Parâmetro angular inicial	(°)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
2	OBJETIVOS	21
3	REVISÃO DA LITERATURA	22
3.1	TORNEAMENTO DO AÇO ENDURECIDO	22
3.2	MATERIAIS DE FERRAMENTA.....	25
3.3	PREPARAÇÃO DE ARESTA.....	29
3.4	FORÇA E TENSÃO	36
3.5	CRITÉRIOS E PROBABILIDADE DE FALHA	39
4	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	45
4.1	PREPARAÇÃO DE ARESTA.....	45
4.2	CARACTERIZAÇÃO DA ARESTA	47
4.3	CORTE ORTOGONAL.....	52
4.4	ANÁLISE DAS FORÇAS	53
4.5	GRÁFICOS DE TENSÃO E PROBABILIDADE DE FALHA	54
5	MODELO ANALÍTICO.....	56
6	RESULTADOS E DISCUSSÃO	62
6.1	FORÇAS NO PROCESSO.....	64
6.2	NUCLEAÇÃO DO DESGASTE	66
6.3	DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES NA GEOMETRIA DE ARESTA.....	69
6.4	RELAÇÃO ENTRE FALHA E TENSÃO	74
7	CONCLUSÃO.....	79
7.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	80
	REFERÊNCIAS	81

1 INTRODUÇÃO

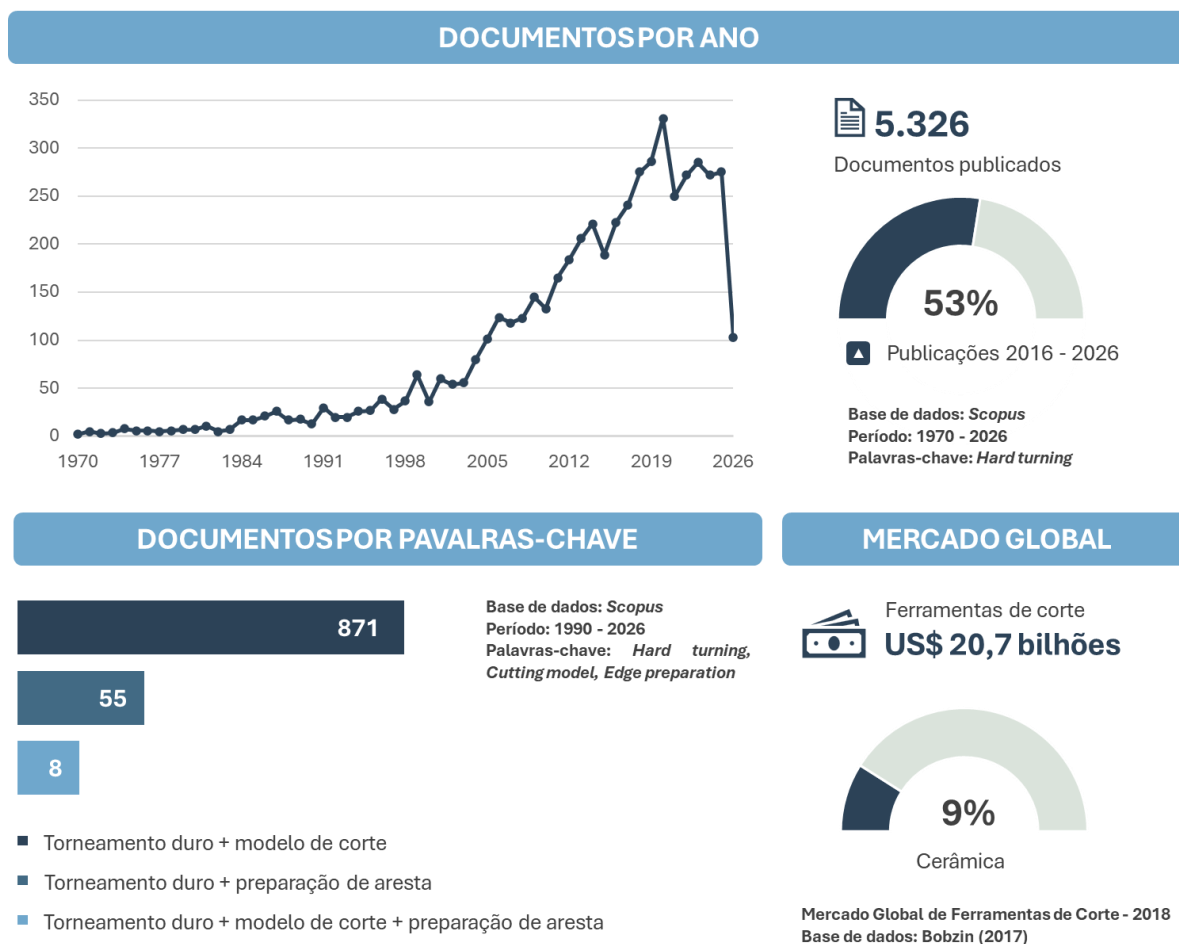
Para a indústria, superar a dualidade entre produtividade e qualidade na fabricação de peças e componentes mecânicos sempre foi um desafio. Por outro lado, o desenvolvimento de novos materiais e métodos de fabricação abre espaço para estudos e aplicações mais eficientes. Nesse caso, não apenas o processo e os parâmetros escolhidos, mas também as características da máquina, peça e ferramenta devem ser consideradas. Será então possível reverter esse cenário?

A fabricação de superfícies por usinagem tem como objetivo gerar peças com formas, dimensões e integridade superficial adequada, de modo a cumprir sua função e desempenho. Em processos de usinagem convencionais, como torneamento, furação, fresamento, retificação e aplainamento, a fabricação de peças com alta precisão dimensional e qualidade superficial pode ser limitada em determinados materiais, devido às suas propriedades mecânicas e características dos processos (Ferraresi, 2018). O uso de novas tecnologias e técnicas voltadas para a produção de peças que exigem maior precisão e complexidade geométrica surge como uma solução para esse problema.

Na usinagem de peças e componentes de aços endurecidos, tais questões se tornam ainda mais relevantes, devido às propriedades específicas desses materiais: elevada dureza, alta resistência ao desgaste e baixa usinabilidade (Ngoc *et al.*, 2024). Essas características dificultam a remoção de material, exigindo maiores esforços de corte durante o processo. Em geral, a retificação costuma ser utilizada para a usinagem desses materiais, porém o torneamento apresenta algumas vantagens, como: maior taxa de remoção, menores valores de energia específica consumida e elevada flexibilidade geométrica (Cappellini e Abeni, 2022; Rafighi *et al.*, 2021). A exemplo disso, o estudo de Cascón, Sarasua e Elkaseer (2019), mostra que o torneamento duro pode reduzir o tempo de processamento em até 60% quando comparado à retificação (Abbas *et al.*, 2020).

A Figura 1 apresenta um quadro geral dos temas abordados neste trabalho. Segundo a base de dados *Scopus*, nos últimos 50 anos foram publicados 5.326 documentos abordando o torneamento duro (*hard turning*). Desde 2016, esse tema tem ganhado ainda mais relevância, representando cerca de 53% do número total de publicações. Contudo, quando estudado em conjunto com os temas modelo de corte e preparação de aresta, apenas oito trabalhos foram publicados (período de 1990 a 2026). Isso mostra a existência de uma lacuna de pesquisa e a necessidade de mais estudos dentro dessa área.

Figura 1 – Quadro informativo dos temas abordados neste trabalho



Fonte: Bobzin, 2017; Cutting Tools, 2014; Scopus, 2026.

Segundo Klocke (2011), o contato peça-ferramenta-cavaco se torna crítico para o processo à medida que os esforços de corte e temperaturas se intensificam. Apesar disso, a ferramenta deve manter sua integridade, mesmo diante das altas tensões e deformações às quais é exposta, o que reflete diretamente no acabamento superficial da peça. Por isso, essas ferramentas devem possuir alta resistência à compressão e ao desgaste, assim como uma boa tenacidade à fratura para suportar as elevadas cargas térmicas e mecânicas (Denkena, Krödel e Heckemeyer, 2021).

Dadas essas exigências, o mercado global de ferramentas de corte tem crescido anualmente. Em 2018, foram investidos US\$ 20,7 bilhões em diferentes materiais de ferramenta, principalmente em metal duro e aço rápido. Apesar do alto investimento, apenas 9% foram de ferramentas cerâmicas (US\$ 1,8 bilhões), o que evidencia uma discrepância de valores, dada a competitividade de propriedades e resultados gerados frente a outros tipos de materiais (Figura 1). Segundo İynen *et al.* (2025), as cerâmicas avançadas possuem alta dureza, resistência ao desgaste e ao choque térmico, com propriedades suficientes para

suportar as cargas envolvidas no processo de corte. Assim, fica evidente a oportunidade de estudo e o potencial de aplicação das cerâmicas avançadas dentro da usinagem.

Nessa perspectiva, um projeto de ferramenta tem por objetivo garantir e melhorar seu desempenho em termos de integridade e aptidão para o corte. Indiretamente, tem como foco gerar impactos positivos nos custos e na eficiência total de usinagem. No torneamento duro, a preparação de aresta é uma técnica que garante melhor estabilidade e resistência ao desgaste, evitando a necessidade de substituição frequente da ferramenta (Aouici *et al.*, 2016). Essa estratégia é aplicada para direcionar os esforços de corte para o interior do inserto, garantindo robustez da aresta (Byrne, Dornfeld e Denkena, 2003; Ventura, Köhler e Denkena 2013).

No modelo de corte ortogonal, as forças de corte e penetração fornecem uma ideia de como está ocorrendo o processo. Para cada par peça-ferramenta existe um conjunto específico de forças associadas aos esforços de cisalhamento e normal (Groover, 2010). Na ferramenta, cada geometria de aresta fornece uma condição específica de contato, com diferentes distribuições de forças e tensões, devido à área e à pressão específica distintas. Por isso, é preciso buscar uma geometria que gere tensão mínima sobre a ferramenta, mas que seja suficiente para cisalhar o material.

Nesse aspecto, modelos de previsão dos esforços possibilitam compreender o comportamento e a intensidade das forças atuantes sobre a ferramenta. Storch e Zawada-Tomkiewicz (2011) elaboraram um modelo analítico-experimental para avaliar as regiões mais solicitadas da aresta arredondada no processo de torneamento de acabamento. Os resultados mostraram uma distribuição não uniforme das forças e tensões (normal e tangencial/cisalhamento) na aresta, com efeito significativo sobre os trechos associados à formação de cavaco ou ao sulcamento de material. De forma geral, os modelos analíticos fornecem informações valiosas para o estudo da mecânica do corte e, sobretudo, para a otimização da usinagem.

Assim, devido ao alto valor investido em ferramentas de corte, técnicas que melhorem seu desempenho têm se destacado na indústria e na academia, com diferentes materiais e geometrias de ferramenta. Neste contexto, busca-se propor um novo método de análise das falhas e tensões atuantes em diferentes geometrias de aresta. Essa metodologia se baseia no desenvolvimento de um modelo analítico-experimental para o cálculo das cargas mecânicas decorrentes do processo e a elaboração de mapas para visualização destas cargas em função dos parâmetros geométricos da aresta. Paralelamente, a aplicação da distribuição de Weibull deve permitir correlacionar a probabilidade de falha de cada preparação com as tensões

aplicadas na ferramenta. Ao final, espera-se obter a microgeometria que gere mínima tensão e o menor percentual de falha.

2 OBJETIVOS

Esta pesquisa tem como principal objetivo determinar a distribuição de tensões em diferentes geometrias de aresta (com arredondamentos discretizados por chanfros) de insertos de cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiCN}$) no torneamento ortogonal do aço endurecido AISI 4140. Em seguida, deve-se relacionar essas tensões à nucleação do desgaste nos diferentes insertos.

Além disso, procura-se:

- (1) Compreender o efeito da microgeometria sobre as forças e tensões na aresta de corte;
- (2) Identificar a região mais solicitada do arredondamento de aresta da ferramenta;
- (3) Determinar o critério de falha da aresta que melhor represente o processo para validar o modelo de cálculo das tensões;
- (4) Compreender a nucleação do desgaste por meio da relação entre tensão atuante e falha, a fim de obter a microgeometria que forneça a tensão mínima e o menor percentual de falha.

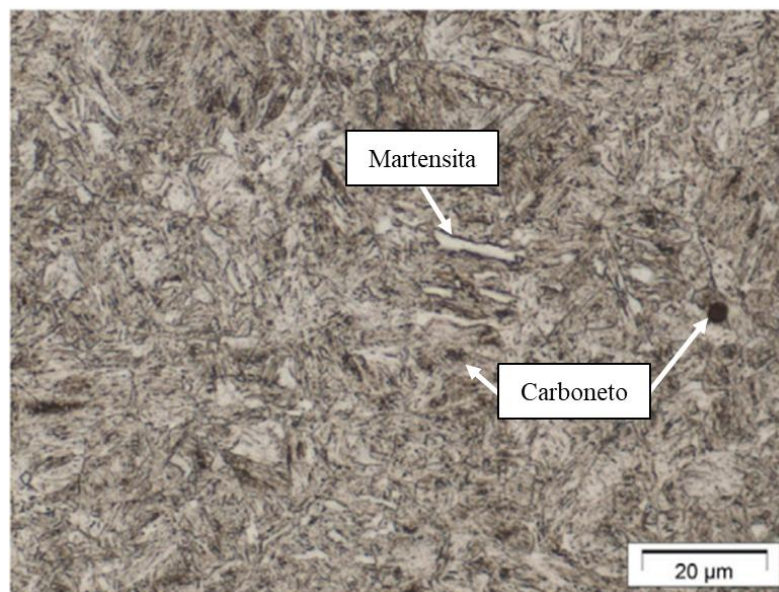
3 REVISÃO DA LITERATURA

Este capítulo se refere à revisão da literatura dos principais assuntos discutidos nesta pesquisa. A seguir, serão tratados os temas de torneamento do aço endurecido, materiais de ferramenta, preparação de aresta, força e tensão e critérios e probabilidade de falha.

3.1 TORNEAMENTO DO AÇO ENDURECIDO

Os aços endurecidos correspondem a materiais com elevada resistência ao desgaste e dureza na faixa de 45 a 70 HRC (Panda *et al.*, 2018). Esses materiais são largamente utilizados nas indústrias automotiva e aeroespacial, na produção de eixos de transmissão, virabrequins, engrenagens, trens de pouso e peças de motores de aeronaves (Ambhore *et al.*, 2024). Segundo a literatura, sua microestrutura é composta por duas fases: martensita revenida e pequenas partículas livres de carbeto (Huang e Liang, 2004). Na Figura 2, observa-se a microestrutura lamelar do aço endurecido 4140, com grãos compostos, em sua maioria, de martensita revenida e pequenos carbeto de ferro (Fe_3C), cromo (Cr_{23}C_6) e molibdênio (Mo_2C).

Figura 2 – Micrografia do aço endurecido 4140 (temperado e revenido, com dureza de 43 HRC)



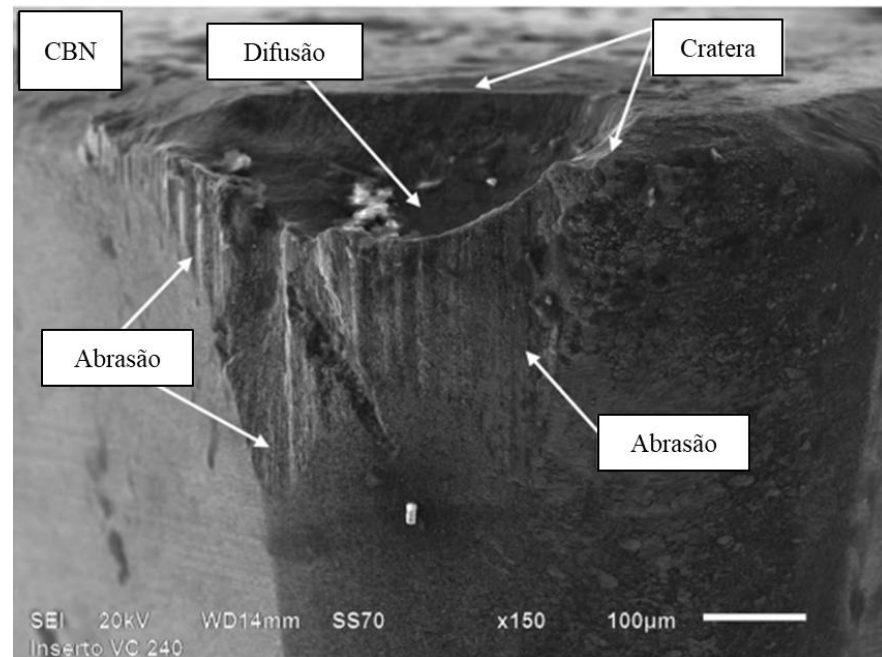
Fonte: Adaptado de Tekkaya *et al.* (2023).

Em termos de fabricação, o aço endurecido é considerado um material de baixa usinabilidade, devido à sua elevada dureza e tenacidade, o que eleva as temperaturas e forças de corte durante o processo, além de intensificar o desgaste da ferramenta (Ngoc *et al.*, 2024). Em geral, o processo de retificação é comumente utilizado na usinagem desses aços, entretanto, o torneamento do aço endurecido – também conhecido como torneamento duro (*hard turning*) – é uma alternativa de usinagem que se tornou vantajosa com o desenvolvimento de técnicas aplicadas ao processo. O torneamento duro de acabamento possui maior taxa de remoção e elevada flexibilidade em termos geométricos quando comparado à retificação e, em alguns casos, fornece acabamento igual ou superior. Dessa forma, pode-se reduzir em até 60% o tempo de usinagem e encurtar a cadeia de fabricação de um componente (Tonshoff, Wobker e Brandt, 1995; Tamizharasan, Selvaraj e Haq, 2006).

Na mesma direção, o torneamento duro a seco aparece na literatura como uma técnica altamente vantajosa. Nesse caso, não são utilizados fluidos de corte, de modo a se evitar a fadiga térmica na ferramenta. Além disso, o corte a seco é uma opção sustentável, por eliminar o uso de fluidos nocivos ao meio ambiente e à saúde dos operadores (Gajrani, Suresh e Sankar, 2018). Por outro lado, o calor excessivo na região de corte pode contribuir com a formação de camada branca, estrutura composta por martensita não revenida e austenita retida, que fragiliza a camada de material na superfície da peça, assim, comprometendo seu desempenho em serviço (Guo e Sahni, 2004)

Somado a isso, a ferramenta tem desgaste acelerado, causado pela ação conjunta do atrito e das elevadas temperaturas (Bartarya e Choudhury, 2012; Meurer *et al.*, 2022). Em materiais endurecidos, as partículas de carbonetos se decompõem da matriz em ferrita e provocam sulcos e riscos nas superfícies da ferramenta. Farahnakian *et al.* (2017) observaram que os desgastes por abrasão e adesão são dominantes no torneamento de aços endurecidos, podendo a abrasão ser mais significativa em usinagens pesadas. Já Dias *et al.* (2024) avaliaram o desempenho da ferramenta no torneamento duro do aço AISI D2 (60 HRC) temperado e revenido e verificaram que a grande quantidade de carbonetos presente nesse tipo de material somada às altas temperaturas presentes na região de corte causam desgaste de flanco e cratera intenso na ferramenta, sob a ação conjunta dos mecanismos de abrasão e difusão (Figura 3).

Figura 3 – Imagem de MEV do estado final de uma ferramenta de CBN em corte contínuo do aço AISI D2 ($v_c = 240$ m/min, $f = 0,15$ mm/volta, $a_p = 0,20$ mm)



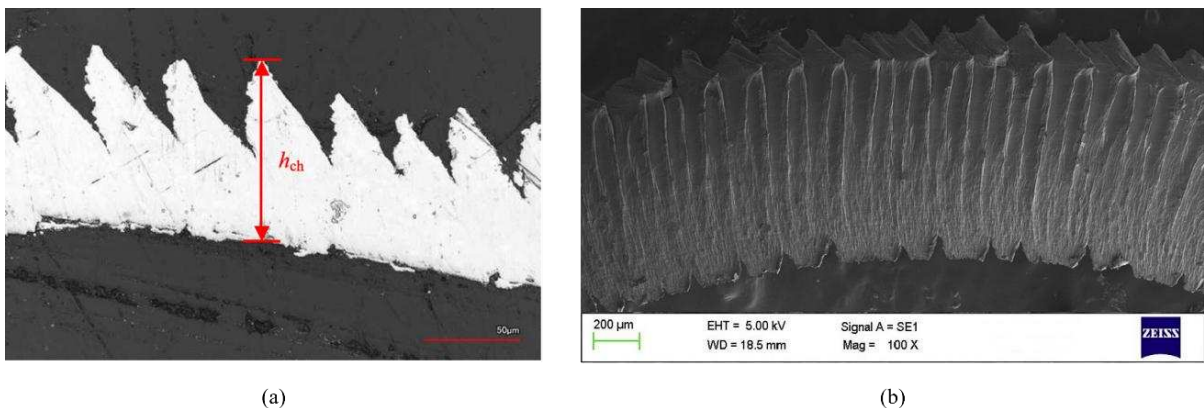
Fonte: Adaptado de Dias *et al.* (2024).

Para Öztürk (2022), a melhora dos mecanismos de desgaste é resultante da diminuição da força de atrito no contato ferramenta-cavaco. Hassan *et al.* (2023) avaliaram os mecanismos de desgaste do inserto com ponta chanfrada no torneamento do aço endurecido DC53, variando a dureza da peça (40 e 60 HRC), velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Os resultados apontaram para a dureza da peça como fator determinante dentro da operação de corte, com impacto direto no mecanismo de formação do cavaco e na vida da ferramenta. A rugosidade da peça também tem relação direta com o desgaste da ferramenta. Elbah *et al.* (2013) compararam as rugosidades média aritmética (R_a), altura máxima (R_z) e total (R_t) do perfil, obtidas com o uso de insertos *wiper* no torneamento duro do aço AISI 4140 (60 HRC). Os autores demonstraram por meio da análise estatística Metodologia Superfície de Resposta (MSR) e Análise de Variância (ANOVA), a influência da diminuição do avanço da ferramenta e da profundidade de usinagem na redução da rugosidade superficial. Da mesma forma, Meddour *et al.* (2015) notaram que uma ferramenta com raio de ponta grande e avanço pequeno afetou positivamente o acabamento superficial do aço endurecido AISI 52100 (59 HRC).

Outra característica fundamental do torneamento desses materiais é o mecanismo de formação de cavaco. Recht (1985) e Tönshoff, Arendt e Amor (2000) apresentaram três modelos complementares para a formação de cavaco segmentado no corte de materiais

endurecidos. Recht (1985) introduziu a teoria do cisalhamento adiabático, em que afirma que os cavacos têm aspecto segmentado devido à instabilidade termoplástica, gerada a partir da relação entre o amaciamento do material e o seu encruamento. Já Tönshoff, Arendt e Amor (2000) mostraram que existe uma instabilidade na zona primária de cisalhamento, devido à fragilidade do material, resultando em cavacos com aspecto de serrilhado (cavaco de cisalhamento ou segmentado) (Figura 4). Isso acontece devido à nucleação e propagação periódicas de trincas no início do mecanismo de formação do cavaco, o que gera sucessivamente bandas de alta e baixa deformação (Shaw, 2005; Trent e Wright, 2000). Segundo Tang, Huang e Xie (2011), no contato peça-ferramenta-cavaco existem ainda altas concentrações de calor gerado por atrito, aderência e deformações, que também podem afetar a formação do cavaco.

Figura 4 – Morfologia do cavaco de cisalhamento por microscopia (a) a laser (aço SKD11 55-60 HRC, $v_c = 100$ m/min, $f = 0,10$ mm/volta, $a_p = 0,10$ mm) e (b) eletrônica de varredura (aço AISI 4140 52 HRC, $v_c = 170$ m/min, $f = 0,10$ mm/volta, $a_p = 0,3$ mm)



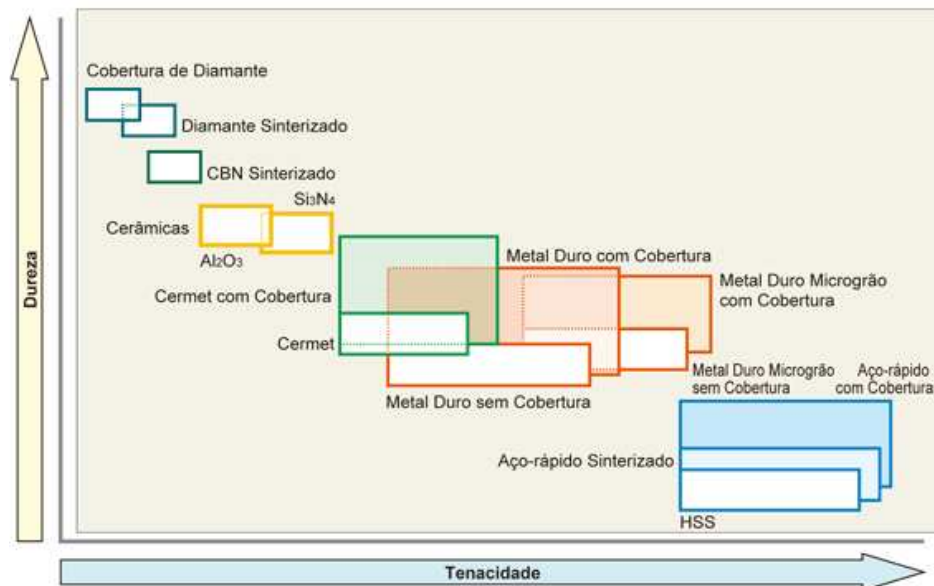
Fonte: Adaptado de Das, Dhupal e Kumar (2015); Gong *et al.* (2024).

3.2 MATERIAIS DE FERRAMENTA

Assim como introduzido na seção anterior, o desgaste é um fenômeno inevitável, de perda contínua de partículas do material da ferramenta durante a usinagem, a partir de fenômenos mecânicos, térmicos e químicos, ou ainda, pela combinação deles (Klocke, 2011). No torneamento, os esforços para retirada de material da peça e as temperaturas na zona de corte se intensificam à medida que o processo se desenvolve, de modo a danificar e comprometer as características iniciais da ferramenta: geometria, resistência mecânica e aptidão para o corte (Özel, 2009). Dessa forma, as propriedades das ferramentas devem ser

suficientes para garantir uma boa estabilidade do processo, o que evita a perda prematura da aresta e assegura a qualidade do corte. A Figura 5 correlaciona os materiais utilizados na fabricação de ferramentas de corte com as propriedades de dureza e tenacidade.

Figura 5 – Materiais de ferramentas de corte



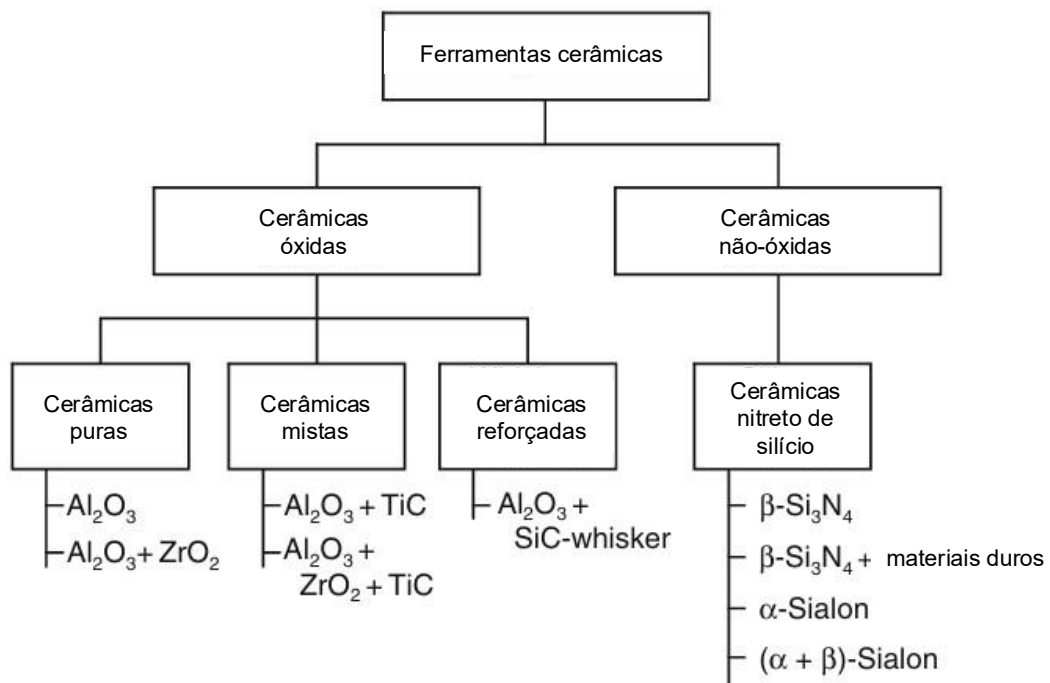
Fonte: Mitsubishi [s.d.]

Em geral, espera-se que a ferramenta tenha alta resistência ao desgaste, relacionada principalmente à sua dureza, a fim de evitar a necessidade de substituição frequente. Elevados valores de tenacidade à fratura também são relevantes, já que refletem a capacidade do material em absorver energia antes de falhar (Callister, 2008; Denkena e Biermann, 2014). No torneamento de aços endurecidos, os materiais de ferramenta mais comuns são as cerâmicas, o nitreto cúbico de boro (CBN) e o metal duro (liga à base de WC-Co) revestido, que segundo Ìynen *et al.* (2025), possuem desempenho favorável a esse tipo de usinagem, devido às propriedades de estabilidade termoquímica, resistência ao desgaste e dureza.

Observa-se na Figura 5 que as ferramentas cerâmicas possuem tenacidade superior à do CBN e inferior à do metal duro, destacando-se pela dureza intermediária entre esses materiais. Nesse aspecto, comparativamente, o metal duro possui menor aplicação para o torneamento de materiais endurecidos, limitada pela baixa resistência ao desgaste e estabilidade química. Já as ferramentas de corte cerâmicas (cerâmicas avançadas), fabricadas a partir da prensagem e sinterização a altas pressões e temperaturas, apresentam propriedades mecânicas suficientes para suportar elevadas cargas. Essas ferramentas estão divididas em

óxidas (à base de óxido de alumínio Al_2O_3) e não-óxidas (à base de nitreto de silício Si_3N_4), conforme a Figura 6. As cerâmicas à base de óxido de alumínio são as mais comuns e estão subdivididas em: puras, mistas e reforçadas (ABNT NBR ISO 513:2013). Nas cerâmicas mistas, adicionam-se combinações de elementos não-óxidos (entre 5 e 40%) na forma de carbeto de titânio (TiC) ou carbonitreto de titânio (TiCN), que aumentam a resistência à abrasão e ao choque térmico da base de alumina. Elas são comumente utilizadas na usinagem de desbaste e acabamento de aços endurecidos (Groover, 2010).

Figura 6 – Classificação das ferramentas de corte de cerâmica



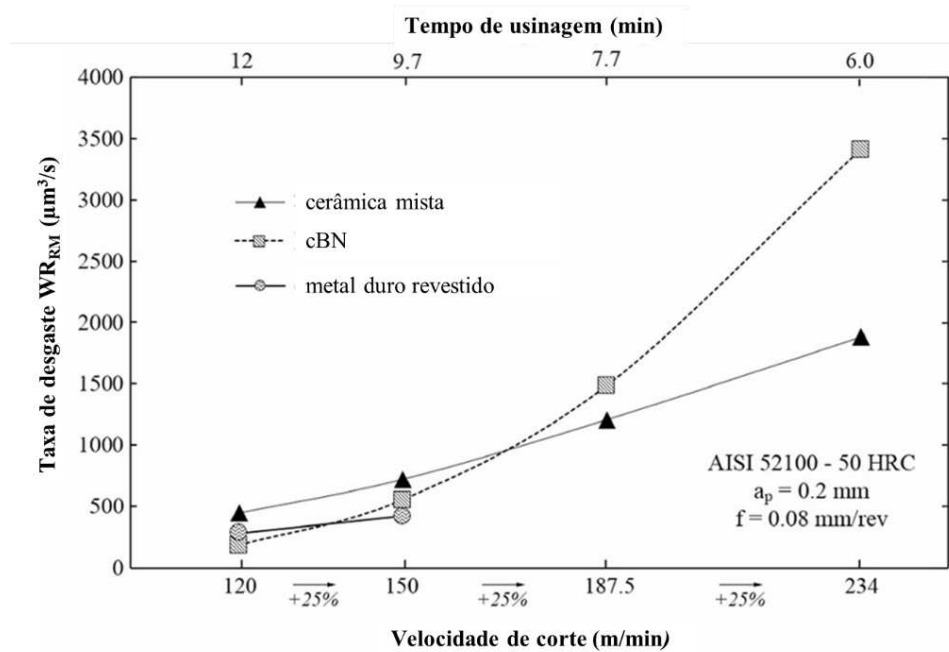
Fonte: Adaptado de Klocke (2011).

Já o CBN é formado a partir da transformação do pó de nitreto de boro hexagonal (HBN) em Wurtzite (WBN) e, por último, em CBN, a partir da aplicação de elevadas pressões e temperaturas e a adição de solventes catalisadores. Para utilização em insertos de corte, normalmente, realiza-se a sinterização do pó de CBN e a brasagem de placas sinterizadas no substrato de metal duro. Para processos de acabamento, adiciona-se uma fase cerâmica na composição do material, o que resulta em uma ferramenta de elevada tenacidade, condutividade térmica, dureza, resistência ao desgaste e à oxidação (Klocke, 2011).

Boing *et al.* (2019) investigaram a taxa de desgaste das ferramentas de cerâmica mista $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiC}$, CBN-TiCN e metal duro (classe P15) com revestimento multicamada TiCN- $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiN}$ no torneamento do aço AISI 52100 endurecido (50 HRC). Os resultados

experimentais mostraram que a velocidade de corte combinada com o tipo de material da ferramenta é determinante para as taxas de desgaste obtidas. Em altas velocidades, a cerâmica apresentou o melhor desempenho, enquanto o metal duro e o CBN foram superiores em baixas velocidades (Figura 7).

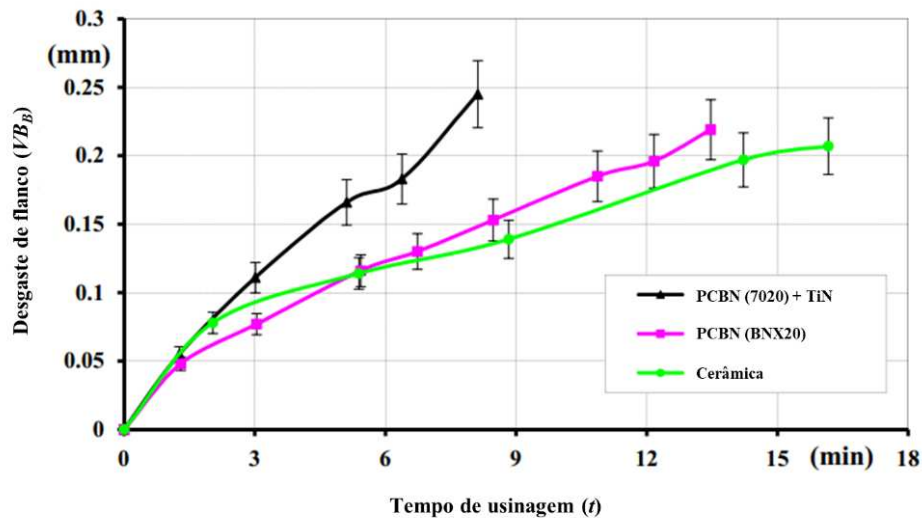
Figura 7 – Taxa de desgaste em função da velocidade de corte



Fonte: Adaptado de Boing *et al.* (2019).

Saikaew, Paengchit e Wisitsoraat (2020) realizaram uma análise comparativa do desempenho de uma ferramenta de metal duro revestido com TiN-AlCrN e uma de cerâmica mista Al_2O_3 -TiC no torneamento duro do aço 4140 (58 HRC). Os resultados mostraram melhor desempenho da cerâmica em acabamento superficial e desgaste, sendo a ferramenta menos afetada pela velocidade de corte e podendo operar em valores relativamente mais altos. Shalaby *et al.* (2014), torneando o aço endurecido AISI D2 (52 HRC) com CBN, CBN revestido com TiN e cerâmica mista (Al_2O_3 -TiC), obtiveram melhor vida útil e menores forças para a cerâmica, devido à alta estabilidade térmica e química desse material, concluindo ser essa a melhor escolha para a usinagem desses aços (Figura 8).

Figura 8 – Curva de vida da ferramenta com diferentes materiais de insertos ($v_c = 100$ m/min, $f = 0,05$ mm/volta, $a_p = 0,06$ mm)



Fonte: Adaptado de Shalaby *et al.* (2014).

Por outro lado, a fratura das cerâmicas quase sempre acontece de forma súbita e inesperada, limitando sua aplicação. Na usinagem de aços endurecidos com essas ferramentas, os desgastes ocorrem por meio da ação combinada de diferentes mecanismos atuando simultaneamente. Os tipos de desgaste mais comuns são o desgaste de flanco, a formação de cratera, o lascamento da aresta e a fratura catastrófica. Em altas temperaturas, a difusão da alumina é frequente e enfraquece sua estrutura, principalmente no torneamento duro (Singh e Rao, 2010).

As ferramentas de CBN apresentam aplicação semelhante à das cerâmicas no torneamento duro. Sahin (2009), comparando a vida útil dessas ferramentas pelo método de Taguchi, concluiu que o CBN teve desempenho superior no torneamento do aço endurecido AISI 52100 (58 HRC). Para Dosbaeva *et al.* (2015), o CBN demonstrou menor desgaste nos estágios iniciais durante o torneamento de precisão do aço AISI D2 (52 HRC), quando comparado ao metal duro. De forma geral, os tipos de desgaste mais comuns no torneamento duro com ferramentas de CBN são o desgaste de flanco, a formação de cratera, o entalhe, a formação de trincas e o microlascamento (Patel e Gandhi, 2017).

3.3 PREPARAÇÃO DE ARESTA

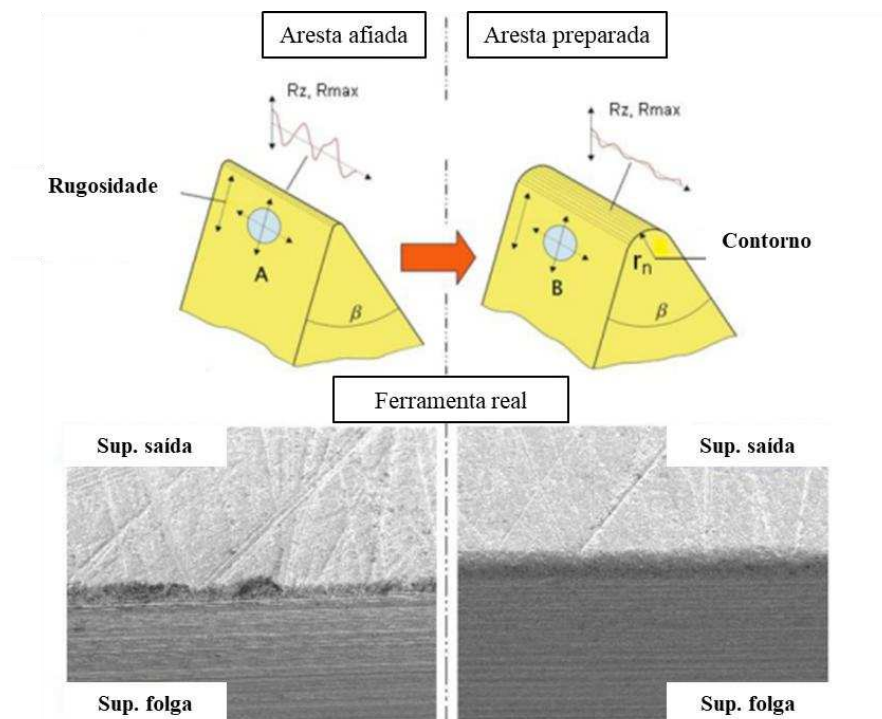
A geometria da ferramenta deve ser adequada para garantir a integridade e a qualidade do corte ao longo do processo de usinagem. Segundo Karpuschewski *et al.* (2013) e Machado

et al. (2015), a geometria influencia a formação e saída dos cavacos, o desgaste da ferramenta, a força de corte e o acabamento da peça.

Diferentes geometrias de aresta têm sido testadas com o objetivo de garantir maior vida, assim como menores custos para o processo. O uso de geometrias otimizadas consiste em preparar perfis de aresta com dimensões e formas específicas, para melhorar a eficácia e estabilidade do processo de corte (Klocke e Kratz, 2005). No torneamento duro, a microgeometria tem grande influência sobre o desempenho da ferramenta no corte, devido às elevadas propriedades mecânicas do material. Arestas arredondadas tendem a reforçar a ferramenta, mas dificultar o cisalhamento, causando maior deformação.

Segundo Ventura, Köhler e Denkena (2013) e Byrne, Dornfeld e Denkena (2003), essa estratégia garante a estabilização da aresta e a melhora no fluxo de cavaco, sendo utilizada para aumentar o desempenho das ferramentas. Fulemova e Janda (2014) acrescentam ainda que a preparação de aresta é capaz de eliminar defeitos de processos anteriores e minimizar o risco de lascamento (Figura 9). Em termos de pesquisa, os avanços na tecnologia de preparação de aresta permitem uma expansão na compreensão do corte no contato peça-ferramenta-cavaco. Por outro lado, o problema consiste em como avaliar o efeito de diferentes perfis de aresta na integridade da ferramenta.

Figura 9 – Comparação entre as arestas de corte

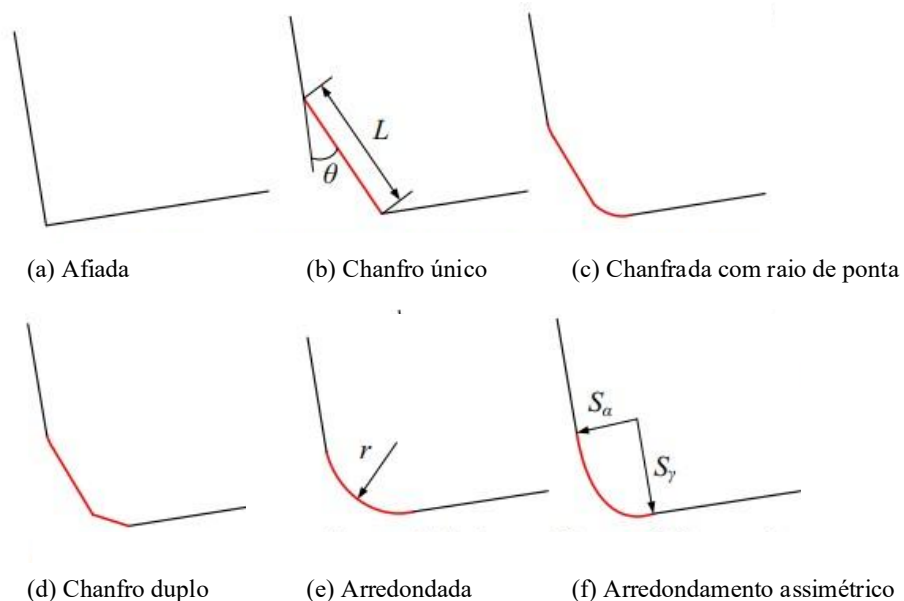


Fonte: Adaptado de Fulemova e Janda (2014).

Ferramentas com pequeno raio de aresta são consideradas idealmente afiadas. Nesse caso, durante o corte a área de contato entre peça-ferramenta é pequena, o que aumenta a concentração de tensões na aresta e eleva a tensão de cisalhamento. Consequentemente, a ferramenta realiza o corte de material com mais facilidade, pois penetra na peça com menor resistência e força de corte necessária (Zhuang *et al.*, 2021).

Contudo, esse tipo de aresta apresenta maior taxa de desgaste e menor durabilidade, devido à alta fragilidade e baixa resistência ao impacto. Por isso, chanfros ou arredondamentos (Figura 10) são comumente utilizados para melhorar a distribuição e redirecionar as cargas mecânicas atuantes sobre a ferramenta, principalmente no corte de materiais de alta resistência. Ventura *et al.* (2015) realizaram uma análise comparativa entre arestas afiadas, com chanfro único e arredondadas, todas preparadas em insertos de CBN, durante o corte interrompido e concluíram que as ferramentas de chanfro único apresentam maior resistência ao desgaste em relação aos outros tipos, ainda que as arestas afiadas tenham resultado em menores cargas térmicas e mecânicas.

Figura 10 – Representação dos tipos de aresta



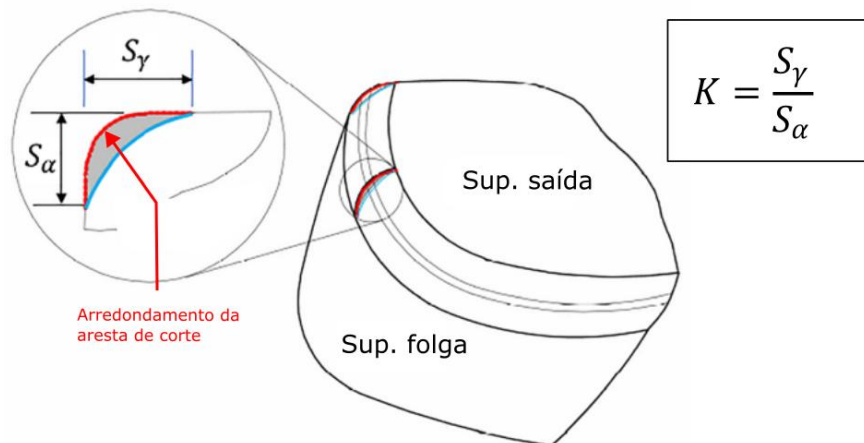
Fonte: Adaptado de Zhuang *et al.* (2021).

O perfil geométrico do chanfro provoca alterações significativas nas características do processo de corte. Zhang e Zhuang (2020) investigaram três microgeometrias, variando a largura e o ângulo do chanfro no corte ortogonal do aço AISI 52100. Nesse estudo, o efeito do ângulo foi inferior ao da largura, cujo aumento melhorou o acabamento superficial. Já Magalhães *et al.* (2020) observaram forças de corte mais altas com o uso de ferramentas com

arredondamentos discretizados com três e cinco chanfros em comparação com a aresta de chanfro único no torneamento de um aço endurecido. Segundo os autores, isso ocorreu devido ao maior comprimento de contato entre a aresta e a peça e um ângulo de saída mais negativo, o que provocou maior deformação de cavaco.

Para a caracterização do perfil da aresta, o fator de forma (K) é frequentemente utilizado para indicar a tendência de um arredondamento assimétrico para a superfície de folga ou de saída, levando em conta os comprimentos das tangentes nessas duas superfícies, S_α e S_γ , respectivamente, conforme a Figura 11. Um fator de forma $K > 1$ revela que a tangente ao arredondamento apresenta maior comprimento na superfície de saída, enquanto $K < 1$ indica que a tangente possui maior comprimento na superfície de folga. Já um fator $K = 1$ representa uma aresta com arredondamento simétrico.

Figura 11 – Parâmetros geométricos empregados na preparação de arestas



Fonte: Adaptado de Ventura *et al.* (2021).

Özel (2009) comparou arestas chanfradas e arredondadas (simétrico, assimétrico e variável) ao longo do raio de ponta e verificou que a microgeometria de arredondamento variável (decrecente da extremidade para o centro do raio de ponta) obteve resultados melhores em termos de taxa de desgaste e vida de ferramenta. Nesse estudo, o autor aponta que a microgeometria não uniforme da aresta evitou o acúmulo de calor e a concentração de tensões, devido à variação da espessura do cavaco ao longo do raio de ponta. Portanto, evidencia-se que ao longo da aresta, não há uma única preparação ideal, sendo o objetivo sempre protegê-la e melhorar as características do processo.

Já Karpát & Özel (2008) avaliaram pelo método dos elementos finitos (FEM) o torneamento duro do aço AISI 4340 com insertos de CBN preparados com seis geometrias de

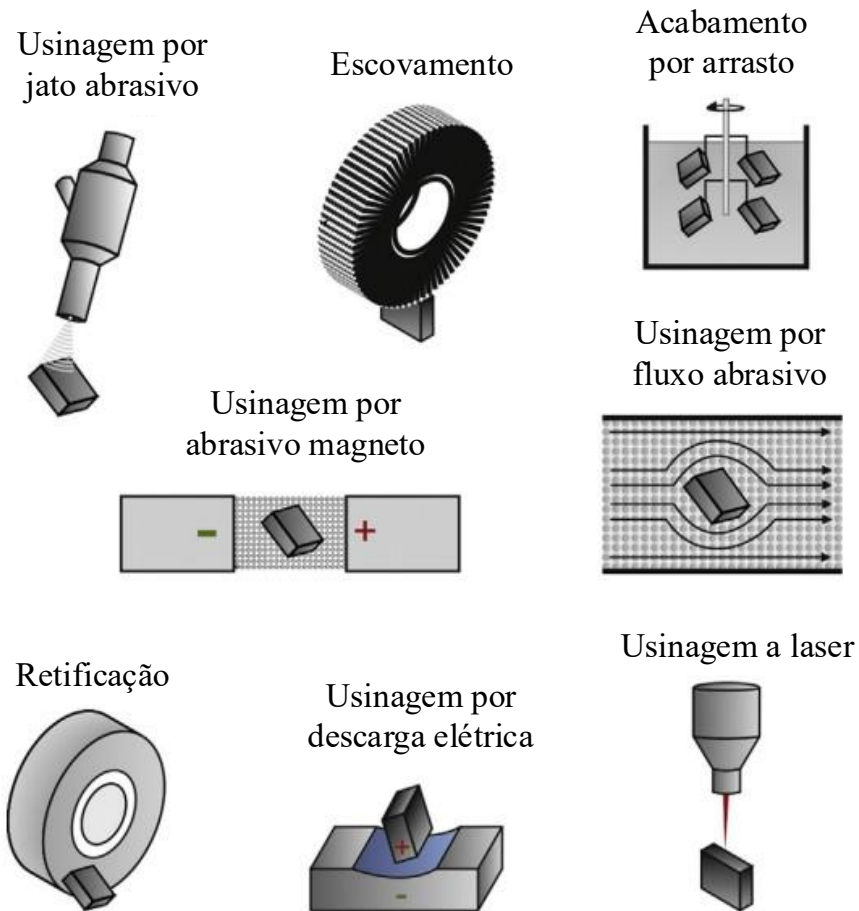
aresta diferentes, entre elas chanfradas e com arredondamento assimétrico ($K > 1$ e $K < 1$). Os autores concluíram que raios de aresta maiores exercem grande influência nas altas temperaturas geradas na superfície de saída e que arestas com $K > 1$ apresentam melhor desempenho quando comparadas às arestas chanfradas. Os resultados apontam para maior atrito em insertos chanfrados, gerados a partir de ângulos de saída mais negativos.

Zhao *et al.*, 2017 avaliaram a influência do raio de aresta (20, 30 e 40 μm) na rugosidade superficial e no desgaste da ferramenta no torneamento do aço endurecido AISI 52100. Os autores demonstraram experimentalmente o efeito negativo da aresta de menor raio, já que apresenta maior desgaste de flanco. Ventura *et al.* (2021) analisaram de forma experimental e numérica a força e a temperatura geradas durante o torneamento duro do aço AISI 4140, investigando o efeito da aresta com arredondamento assimétrico. Os resultados indicaram que esse tipo de aresta evita a concentração de tensões na interface peça-ferramenta, alterando positivamente a distribuição das forças. Em síntese, os trabalhos evidenciam a relação direta entre a microgeometria de aresta, as tensões e mecanismos de desgaste atuantes durante o processo de corte.

Nessa perspectiva, é fundamental realizar a escolha correta da geometria de aresta, sendo esta determinante para os resultados do processo de usinagem. Denkena *et al.* (2011) e Denkena *et al.* (2012) apresentaram um mapa que relaciona a vida da ferramenta com diferentes microgeometrias, caracterizadas pelos segmentos de aresta da superfície de folga (S_α) e de saída (S_γ). Os autores observaram para determinados materiais que certas combinações de S_α e S_γ podem estender a vida da ferramenta em até 100%. De forma semelhante, Maiss *et al.* (2017) mapearam a rugosidade da peça e obtiveram melhor resultado para um fator de forma $K < 1$ (ou seja, $S_\gamma < S_\alpha$). Porém, Denkena e Biermann (2014) pontuaram que o valor da rugosidade aumenta com o crescimento do raio de aresta. Desse modo, os mapas fornecem uma boa síntese dos resultados e uma avaliação geral das cargas atuantes, rugosidade superficial, desgaste e vida de ferramenta em relação aos diferentes parâmetros das microgeometrias testadas.

Em um projeto de ferramenta de corte, o método de preparação de aresta deve estar alinhado conforme os objetivos e tecnologias disponíveis. Para a escolha do método, devem ser levadas em conta as limitações e características de cada processo, assim como os equipamentos utilizados, tendo em vista a aplicabilidade e precisão, conforme o perfil geométrico a ser produzido. Segundo Denkena e Biermann (2014), os principais métodos de preparação de aresta estão representados na Figura 12.

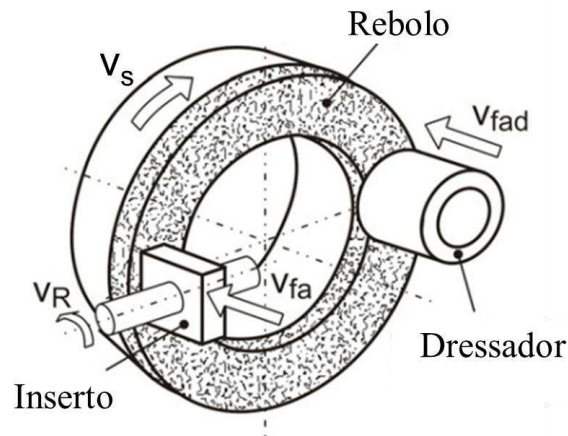
Figura 12 – Representação dos métodos de preparação de aresta



Fonte: Adaptado de Denkena e Biermann (2014).

Na preparação de aresta por retificação, o rebolo (ferramenta abrasiva rotativa) é responsável por produzir o perfil geométrico a partir dos movimentos de avanço (v_{fa}) e corte (v_s) combinados com a rotação do inserto (v_R), no caso da preparação ao longo do raio de ponta (Figura 13). Esse método permite a produção de ferramentas com diferentes microgeometrias, que visam reduzir o lascamento e melhorar a distribuição de forças na aresta da ferramenta.

Figura 13 – Representação do método de preparação de aresta de corte por retificação



Fonte: Adaptado de Denkena *et al.* (2014).

Assim como a retificação, os processos de escovamento e jateamento também se destacam, pois são processos abrasivos com bom desempenho na usinagem de materiais de ferramenta com elevadas propriedades mecânicas. O escovamento consiste em um método no qual se utiliza uma escova rotativa com cerdas impregnadas de partículas abrasivas, sendo que o movimento relativo entre abrasivo e ferramenta gera remoção de material em pequenos volumes. Na usinagem por jato abrasivo, por meio de um fluxo de ar, aplica-se um jato de grãos abrasivos em direção à aresta da ferramenta. O impacto leva à retirada de material e produz a microgeometria, assim como a remoção de picos de rugosidade e indução de tensões residuais compressivas na ferramenta (Denkena e Biermann, 2014).

Denkena *et al.* (2014) avaliaram comparativamente os métodos de preparação por retificação e escovamento em termos da qualidade das arestas e de sua aplicação no torneamento de um aço endurecido. Os testes mostraram uma redução de 10% da força de corte com o uso das arestas escovadas, interferindo positivamente no desgaste da ferramenta. Apesar disso, nesse método, a rugosidade e o lascamento da aresta foram maiores comparados aos obtidos com a retificação.

Wang *et al.* (2020) conduziram experimentos para avaliar as características da preparação de aresta pelo método de usinagem por jato abrasivo úmido com ar pressurizado (PAWAJM), além do desempenho dos inserts preparados no corte ortogonal do aço AISI 4140 (32 HRC). Os resultados apontaram para uma flexibilidade do processo, que possibilitou a produção de diferentes formas e tamanhos de arestas, levando ainda ao aumento das tensões residuais compressivas e da dureza superficial dos inserts de aresta simétrica ($K = 1$) em comparação aos inserts com arestas não preparadas.

Já os métodos de usinagem por eletroerosão, brunimento magnético e a laser são considerados não tradicionais e utilizam os fenômenos de fusão, abrasão e evaporação para a preparação de aresta. Kang *et al.* (2020), Karpuschewski, Byelyayev e Maiboroda (2009) e Yussefian *et al.* (2010) testaram a preparação de aresta por esses três métodos e verificaram uma boa consistência e eficiência dos processos, ainda que em alguns ocorram queimas e defeitos superficiais na aresta.

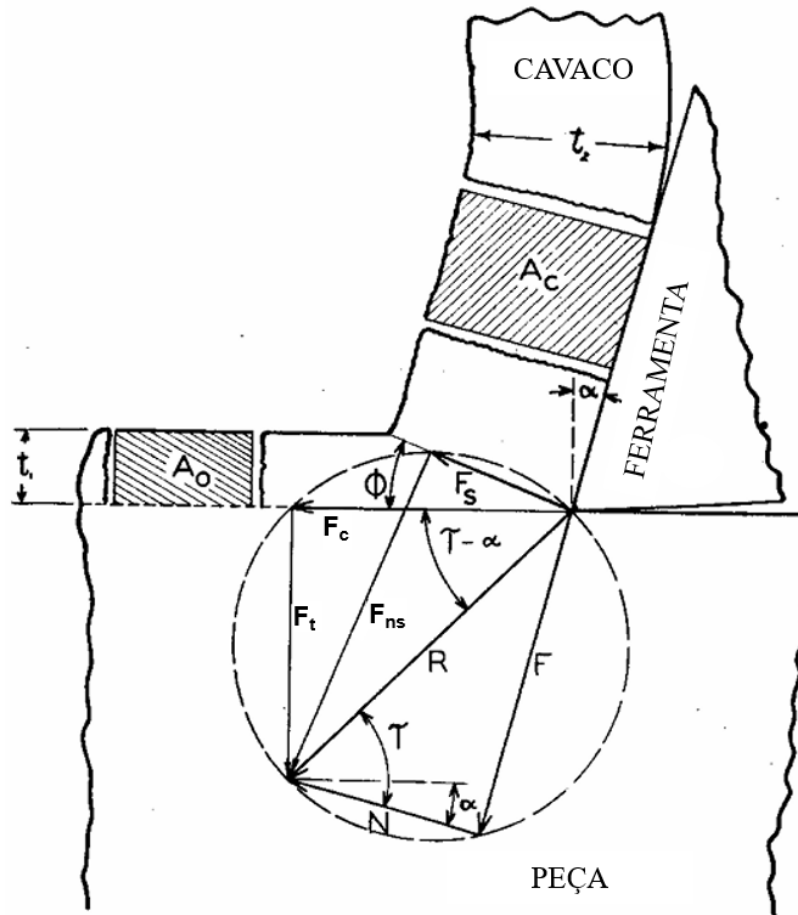
Assim, nota-se que os tipos e métodos de preparação têm influência direta nos resultados do processo de corte, em relação aos esforços e cargas atuantes, integridade da ferramenta e acabamento superficial da peça.

3.4 FORÇA E TENSÃO

Durante os processos de usinagem, a interação do par ferramenta-peça gera um sistema de forças responsáveis por realizar o corte do material. Esse processo está sujeito à ação de elevadas cargas mecânicas, que podem ser críticas para a vida da ferramenta e o acabamento da peça. Por isso, é importante compreender e prever o comportamento e a magnitude dos esforços, a fim de se determinar as melhores condições de corte (Ferraresi, 2018).

No corte ortogonal, como simplificação para o desenvolvimento de modelos matemáticos, assume-se que as forças podem ser representadas de forma bidimensional. Nesse modelo, para a formação de cavaco, as forças atuam nas direções de cisalhamento (paralelamente ao plano de cisalhamento) e normal (perpendicular ao referido plano). Por um lado, essas forças não podem ser diretamente medidas, por outro, elas podem ser relacionadas à força de corte (F_c) e de penetração (F_t), que atuam de maneira paralela e perpendicular à direção de corte, respectivamente, conforme aponta o círculo de Merchant (Figura 14), que indica que a força resultante para os diferentes pares de força (força de cisalhamento F_s / força normal ao plano de cisalhamento F_{ns} ; força de atrito F / força normal à superfície de saída N ; força de corte F_c / força de penetração F_t) é a mesma, de forma a se manter o equilíbrio do processo e a velocidade constante de escoamento do cavaco (Groover, 2010; Merchant, 1944).

Figura 14 – Diagrama de forças durante mostrando as relações entre as componentes (Círculo de Merchant)



Fonte: Adaptado de Merchant (1945).

A importância do estudo das forças está relacionada às respostas do material da peça e da ferramenta ao processo em termos de desgaste e integridade superficial. Gajrani, Suresh e Sankar (2018) notaram que a fabricação de microtexturas na superfície de saída dos insertos de metal duro melhora as propriedades tribológicas na usinagem a seco do aço endurecido AISI H13 (56 HRC). Já Akgün, Özlü e Kara (2023), estudando o efeito do revestimento (Al_2O_3 e TiN) da ferramenta de corte no torneamento do mesmo aço (50 HRC), observaram que a força de corte decresce com o aumento da velocidade de corte e se eleva com maiores velocidades de avanço.

Por um lado, o monitoramento das forças atuantes na ferramenta se torna fundamental à medida que se deseja avaliar a qualidade e criticidade do processo. A exemplo disso, Hussain *et al.* (2022) verificaram que as forças de corte se tornam mais críticas à medida que se aumenta o comprimento e o ângulo do chanfro da ferramenta no torneamento duro do aço GCr15. Por outro, modelos analíticos e de previsão também são utilizados para descrever,

quantificar e minimizar as forças do processo. Os modelos analíticos de força foram desenvolvidos baseados nas teorias clássicas de cisalhamento no processo de corte de metais, por exemplo, o modelo de plano de cisalhamento (Merchant, 1945). Ainda que clássicos, os modelos assumem algumas hipóteses que podem limitar ou subestimar as forças, o que abre espaço para o desenvolvimento de novas abordagens, a fim de preencher as lacunas da mecânica de corte e do desempenho do processo (Sujuan *et al.*, 2021).

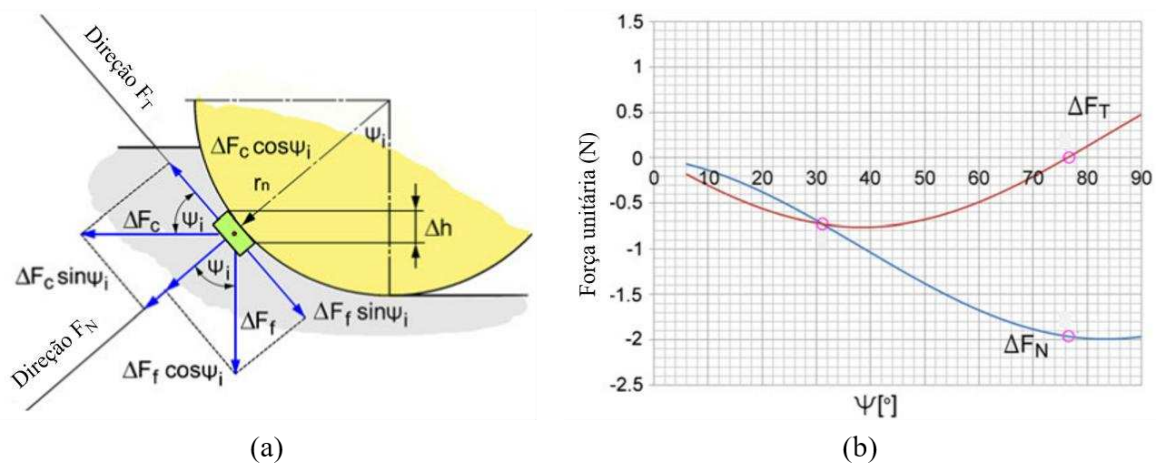
Weng *et al.* (2018) formularam um modelo analítico de previsão das forças ao longo de um inserto redondo no processo de torneamento, baseado na metodologia de discretização da aresta e análise geométrica (com e sem efeito escala). Foram calculados em cada trecho o ângulo de cisalhamento, o ângulo de atrito, a temperatura e a tensão de cisalhamento e, ao final, validados em testes experimentais, com erro médio inferior a 11% considerando o efeito escala e 17% sem esse efeito. Sob a mesma metodologia de discretização da aresta, Campocasso *et al.* (2015) utilizaram um modelo geométrico para prever os esforços e mapear as cargas atuantes. As forças totais do processo foram obtidas a partir da integral das forças projetadas em cada trecho da aresta discretizada.

Já Zhang e Guo (2015) modelaram a distribuição da força de corte e calcularam os ângulos efetivos da ferramenta, as áreas de corte e a força de cisalhamento, validando o modelo em diferentes operações de torneamento. Abdelhakim *et al.* (2024) testaram modelos de aprendizado de máquina para prever as forças de corte, assim, otimizando o percurso da ferramenta e melhorando a eficiência e precisão da usinagem. Salehi *et al.* (2018) elaboraram um modelo probabilístico para modelar e prever as forças no corte ortogonal usando o modelo de (Kienzle, 1952) estendido e concluíram que a modelagem Bayesiana foi capaz de prever corretamente as forças.

Storch e Zawada-Tomkiewicz (2011, 2012) desenvolveram modelos analíticos combinados a ensaios experimentais para calcular a distribuição das forças e tensões unitárias ao longo de arestas com arredondamentos simétricos no torneamento de acabamento e restrito (corte não livre, com atuação das arestas principal e secundária de corte) do aço C55 (220 HB). No primeiro trabalho, os autores concluíram que as forças tangencial e normal se distribuem de maneira não uniforme ao longo do raio, assim como as tensões associadas (Figura 15). Além disso, verificaram que o arredondamento contribuiu para o efeito de sulcamento (*ploughing*) e intensificou a deformação do cavaco. Nesse caso, o ponto de transição entre sulcamento e formação de cavaco foi definido no local em que a força tangencial (ou tensão de cisalhamento) muda de sentido. Com resultados semelhantes, no segundo trabalho, os autores investigaram a distribuição das cargas ao longo de um raio

arredondado da aresta e da ponta da ferramenta, e evidenciaram que essa região provoca variações significativas nas componentes de força e tensão. Em ambos os trabalhos, os resultados reforçam o efeito da geometria da aresta sobre o comportamento mecânico do processo, sobretudo em relação às cargas atuantes.

Figura 15 – (a) Representação das direções e (b) distribuição das forças ao longo da aresta arredondada no corte ortogonal do aço C55 (220 HB) ($v_c = 50\text{-}130$ m/min, $f = 0,08\text{-}0,3$ mm/volta, $a_p = 1,0$ mm)



Fonte: Adaptado de Storch e Zawada-Tomkiewicz (2011).

Assim, verifica-se que as condições de contato de cada perfil de aresta provocam diferentes distribuições das forças e tensões ao longo do perímetro da aresta. Bassett, Köhler e Denkena (2012); Ventura, Breidenstein e Denkena (2018) discutiram o efeito dos segmentos de aresta na superfície de saída (S_γ) e de folga (S_α) sobre as forças do processo, que são relevantes para os estudos de modelagem. Ventura, Breidenstein e Denkena (2018) mostraram experimentalmente que o aumento de S_α implica em maior sulcamento (*ploughing*) e maiores valores de força. Já Bassett, Köhler e Denkena (2012) concluíram que o crescimento dos segmentos em arestas com fator de forma $K > 1$ pode aumentar as forças, sendo a força de avanço mais sensível às variações geométricas, em condições de alta velocidade de corte.

3.5 CRITÉRIOS E PROBABILIDADE DE FALHA

Na usinagem, deseja-se que as ferramentas de corte tenham um ótimo desempenho durante o processo, isto é, não falhem. A falha compromete sua aptidão de corte e a qualidade de acabamento da peça, reduzindo sua vida útil e gerando a necessidade de substituição

precoce. Assim, como descrito na seção anterior, avaliar e prever a distribuição dos esforços e cargas envolvidas é fundamental. Porém, isso não é suficiente, sendo ainda preciso identificar os valores críticos que levarão o material da ferramenta a falhar.

Os critérios de Tresca e von Mises são utilizados para materiais dúcteis, nos quais a falha é geralmente considerada no início do escoamento plástico. No critério de Tresca, o material escoar quando a tensão de cisalhamento máxima atuante atinge um valor igual à tensão de cisalhamento máxima do material. De outra forma, von Mises considera a teoria da energia de distorção de um elemento, em que a energia necessária para que um corpo submetido a uma carga sofra uma mudança de forma corresponde à energia relacionada à combinação das tensões de cisalhamento e normal nas três direções. Assim, se a tensão equivalente for superior ao limite de escoamento do material solicitado, este deve escoar (Meyers e Chawla, 2008).

Diferentemente dos materiais dúcteis, em materiais frágeis, a falha ocorre por fratura, sem ocorrência prévia de deformação plástica relevante. Assim, a falha é geralmente identificada pela ruptura ou lascamento do material. O critério de Rankine determina que a falha ocorre quando a tensão normal máxima excede a tensão de ruptura do material. Para o critério de Mohr-Coulomb, a tensão de cisalhamento máxima é a principal responsável pela falha do material (Meyers e Chawla, 2008). Zhao *et al.* (2016) desenvolveram um modelo analítico baseado no critério de Mohr-Coulomb para avaliar o corte ortogonal de vidros metálicos, considerando que os critérios de von Mises e Tresca não descrevem o mecanismo de corte desses materiais. A comparação entre os critérios mostrou que o modelo de força de corte baseado em Mohr-Coulomb (que considera a temperatura) pode prever com precisão o processo de corte desses materiais.

A exemplo desses critérios, o critério de Griffith considera que a tensão de tração tangencial a uma cavidade elipsoidal na superfície do material, é crítica para que a falha ocorra. Segundo essa teoria, as trincas surgem em materiais cerâmicos quando as tensões se acumulam e a taxa de liberação de energia na ponta se torna maior que a tenacidade à fratura do material. Em complemento ao critério de Griffith, o de McClintock-Walsh acrescentou uma componente de atrito, cuja contribuição deve ser superada para que a falha aumente (Meyers e Chawla, 2008; Suresh, 1983).

Li *et al.* (2025) avaliaram os efeitos da distribuição de tensão na textura interfacial sobre a propagação de trincas e no aumento da tenacidade em ferramentas de corte cerâmicas. Utilizando a tensão residual e a de von Mises, os autores mostraram que a concentração de tensão descontínua induziu uma deflexão das trincas nas interfaces. Jing *et al.* (2025),

baseados na teoria de fratura por microtrincas de Griffith, estudaram o início e a propagação das trincas na ferramenta $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiN}$ durante a usinagem do Ti-6Al-4V. Os resultados demonstraram que a propagação das trincas é significativamente influenciada pela resistência de ligação entre Al_2O_3 e TiN.

Nessa perspectiva, a probabilidade de falha do material passa a ser um resultado importante à medida que se deseja garantir a utilização segura de um componente ou produto. Em materiais cerâmicos, existe uma alta variabilidade nos valores de resistência, devido aos defeitos existentes no interior do material, seja de magnitude ou posicionamento. Assim, necessita-se de uma análise estatística que relacione a falha do material com a carga atuante (Ritter, 1995; Borba, 2010).

Weibull (1951) desenvolveu um modelo que compara a estrutura da cerâmica com uma corrente que se rompe pelo elo mais fraco quando sua resistência é excedida. Em outras palavras, corresponde ao modelo de distribuição de probabilidade contínua para identificar as maiores probabilidades de falha de uma população. A função matemática que rege essa análise é dada pela Equação 1 (ASTM C1239-07, 2013).

$$f(x) = \frac{\beta}{\delta} \left(\frac{x}{\delta}\right)^{\beta-1} e^{-\left(\frac{x}{\delta}\right)^{\beta}}, \text{ para } x > 0 \quad (1)$$

O parâmetro δ corresponde ao fator de escala da distribuição, que indica a centralidade da curva, enquanto β corresponde ao parâmetro de forma (módulo de Weibull), adimensional e relacionado ao espalhamento da curva ao longo da variável x . Na Equação 2, quando $x = \delta \rightarrow f(x) = 0,6321$, isso mostra uma vida útil do componente para 36,79% de confiança. Ou melhor, 63,21% das amostras apresentariam falha para o valor de δ . Assim, a probabilidade de falha ocorre no valor igual ou inferior ao parâmetro δ , com percentual exato de 63,21%, correspondendo ao valor da área integrada até esse ponto. O parâmetro β mostra a variabilidade da distribuição na vida do componente para falhas prematuras ($\beta < 1$), falhas aleatórias ($\beta = 1$) e falhas por desgaste ($\beta > 1$).

A análise de Weibull é utilizada como uma ferramenta de confiabilidade e apresenta algumas vantagens em relação a outras distribuições tais como: taxa de falha não constante, distribuição assimétrica e valores positivos de x (limite em zero). Na análise de materiais cerâmicos, essas são características fundamentais, já que são avaliados resultados com baixos

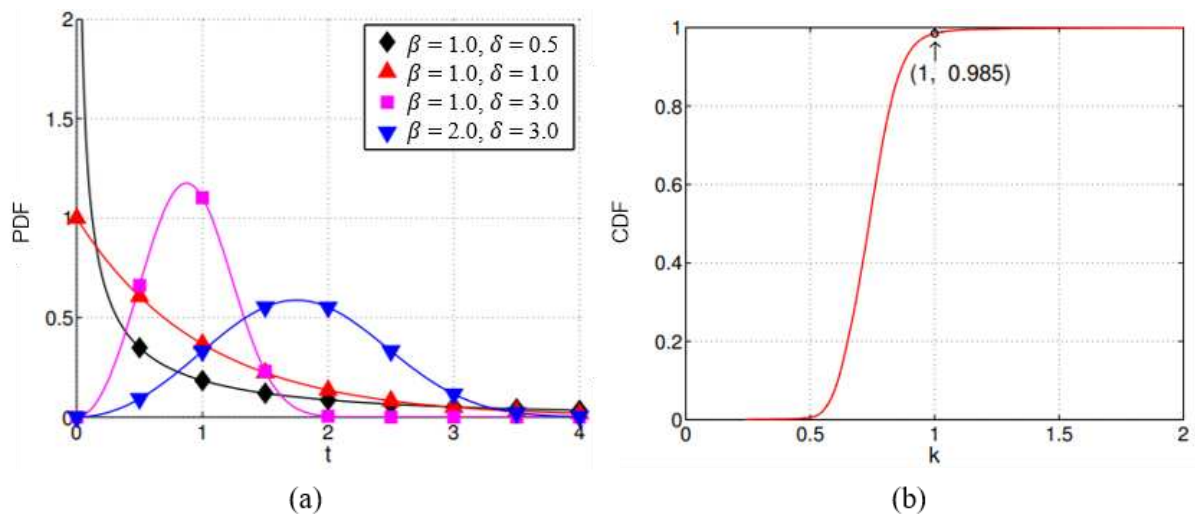
valores de resistência e assimétricos. Quando utilizada a distribuição normal, por exemplo, esses valores podem ser subestimados e utilizados incorretamente.

Para a utilização na área de engenharia de materiais, a Equação 1 pode ser reescrita em função dos parâmetros m (módulo de Weibull) e σ_0 (resistência ou tensão do material) para a função densidade de probabilidade (PDF) (Equação 2) e distribuição acumulada (CDF) (Equação 3), ambas as expressões com os dois parâmetros positivos (Wachtman, Cannon e Matthewson, 2009). Na Figura 16, estão apresentadas as curvas típicas de Weibull.

$$P_f(x) = \frac{m}{\sigma_0} \left(\frac{x}{\sigma_0} \right)^{m-1} e^{-\left(\frac{x}{\sigma_0} \right)^m} \quad (2)$$

$$P_f(x) = 1 - e^{-\left(\frac{x}{\sigma_0} \right)^m} \quad (3)$$

Figura 16 – Exemplos de Weibull (a) PDF e (b) CDF



Fonte: Adaptado de Liu, White e Dumais (2010).

Os parâmetros de Weibull podem ser determinados pelo ensaio de tração, a partir do método dos mínimos quadrados (MMQ) ou estimativa de máxima verossimilhança (MLE). No primeiro, realiza-se a linearização da distribuição por meio do logaritmo natural (Equação 4), para obter o coeficiente angular e o ponto de intercepção da reta com o eixo x, correspondentes aos parâmetros m e σ_0 , respectivamente, sendo a probabilidade de falha calculada pela Equação 5 (ASTM C1239-07, 2013). Nesse método, utiliza-se da regressão

linear para casos simples em que os dados foram obtidos por um único método de medição, com amostras de um único tamanho (Wachtman, Cannon e Matthewson, 2009).

$$\ln \left[\ln \left(\frac{1}{1 - P_f} \right) \right] = m \ln \sigma - m \ln \sigma_0 \quad (4)$$

$$P_f = \frac{i - 0,5}{n} \quad (5)$$

Já o segundo método trabalha a partir de uma série de iterações e ganha vantagens em relação à regressão linear por trabalhar com dados agrupados e de diferentes medições. O parâmetro σ_0 pode ser estimado pela Equação 6, enquanto m é resolvido iterativamente (Ikbal, Halim e Ali, 2022). Meyers e Chawla (2008) definiram uma tabela de valores típicos para m em diferentes materiais (Tabela 1).

$$\sigma_0 = \left(\frac{1}{n} \sum_i^n x_i^m \right)^{\frac{1}{m}} \quad (6)$$

Tabela 1 – Valores típicos do módulo de Weibull m para alguns materiais

Material	m
Cerâmicas convencionais: tijolo, cerâmica vermelha, creta	< 3
Cerâmicas avançadas: SiC, Al ₂ O ₃ , Si ₃ N ₄	5 – 10
Metais: alumínio, aço	90 – 100

Fonte: Meyers e Chawla (2008).

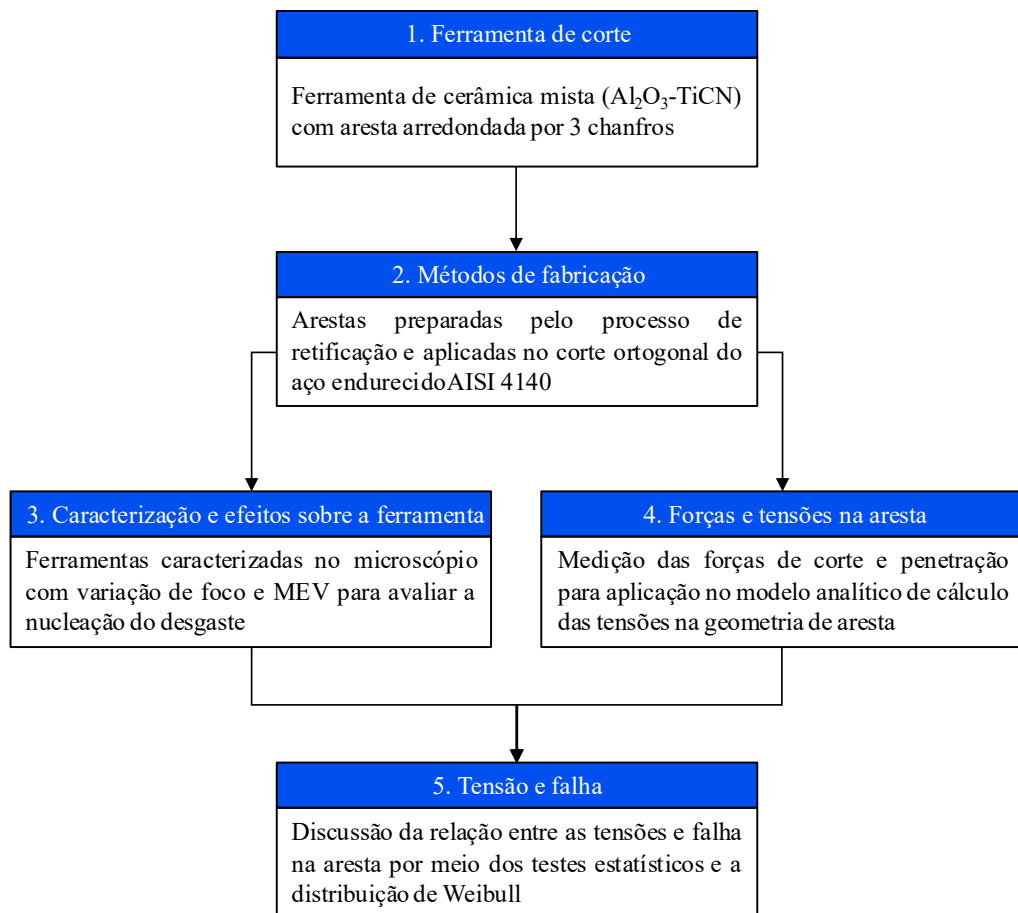
Gondim (2008) monitorou a vibração durante o torneamento com o objetivo de definir o momento ideal de troca da ferramenta de corte utilizando o método estatístico de Weibull. Ao final, verificou-se, a partir dos parâmetros de Weibull calculados, que foi possível determinar os limites de vibração, valor de alerta e o valor de quebra, prevendo o fim de vida

da ferramenta. O parâmetro de forma igual a 0,5 também indicou a falha prematura da ferramenta.

4 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Nesta seção são detalhados os equipamentos e procedimentos empregados na pesquisa, incluindo a metodologia de preparação e caracterização das arestas, os experimentos de corte ortogonal e os métodos de análise dos parâmetros de saída. O fluxograma da Figura 17 apresenta a sequência das atividades realizadas.

Figura 17 – Fluxograma da metodologia de pesquisa



Fonte: Elaboração própria, 2026.

4.1 PREPARAÇÃO DE ARESTA

Neste trabalho foram utilizados os insertos de cerâmica mista ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-TiCN}$), classe ISO H10, própria para a usinagem de aços endurecidos, com geometria quadrada (SNGN 1204-). A microdureza Vickers dos insertos foi medida no microdurômetro Future Tech Microhardness Tester FM-800 com carga de 1 kgf por 15 segundos (ASTM C1327: 2013) e a

tenacidade à fratura foi calculada conforme apresentada por Sheldon & Lewis (1976). Na Tabela 2, apresenta-se as especificações e propriedades do material de ferramenta utilizado.

Tabela 2 – Especificação da ferramenta de cerâmica mista

Descrição	TaeguTec SNGN 120408 AB30
Composição	70% Al_2O_3 + 30% TiCN
Dureza Vickers, HV	$2363,49 \pm 88,3$
Tenacidade à fratura, K_{IC} ($\text{Nm}^{1/2}/\text{mm}^2$)	$6,5 \pm 0,56$
Resistência à compressão, σ_{dB} (MPa)	4800

Fonte: Klocke (2011); TaeguTec (2025).

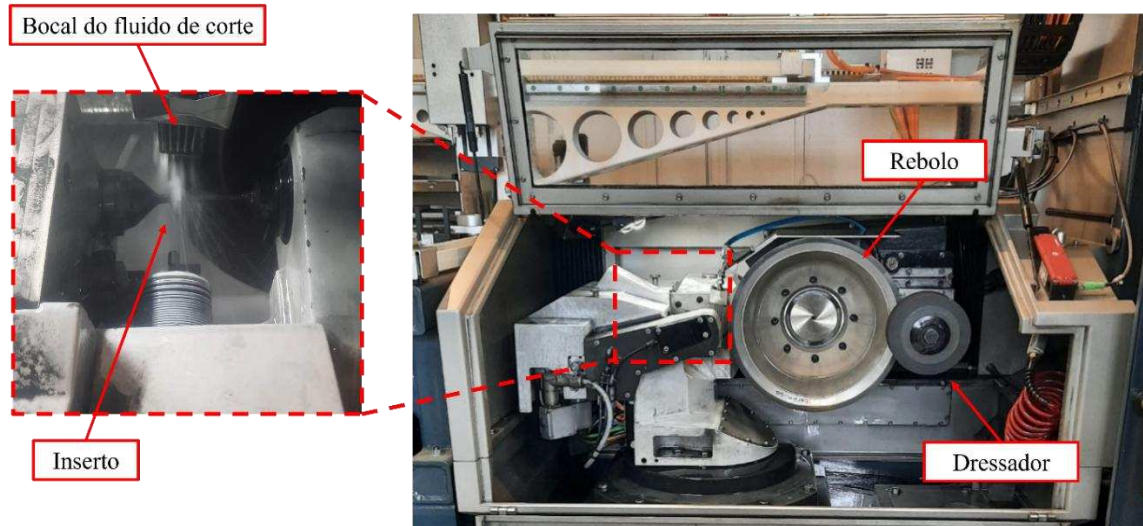
As arestas foram preparadas com arredondamentos assimétricos, discretizados por três chanfros pelo método desenvolvido por Denkena *et al.* (2013). O método de discretização foi utilizado em razão da limitação cinemática da retificadora para se obter arestas assimétricas, devido a necessidade de movimentação do inserto em um quinto eixo da máquina. Além disso, escolheu-se uma aresta discretizada por três chanfros para tornar a ferramenta mais negativa e ampliar a área de contato durante a usinagem, para que haja melhor distribuição das forças envolvidas, devido à dificuldade de corte em materiais endurecidos (Ventura, Köhler e Denkena, 2013). Por fim, o arredondamento de aresta permite generalizar a microgeometria para outros métodos de preparação, além da retificação.

Para isso, foi utilizada uma retificadora plana transversal de mergulho CNC Agathon DOM Plus (quatro eixos), com potência e rotação máximas de 16 kW e 3.400 rpm, respectivamente. Como ferramenta abrasiva, foi utilizado um rebolo do tipo copo, diamantado, com ligante vitrificado, granulometria D15, concentração C120, diâmetro externo de 350 mm e interno de 330 mm. Foram aplicadas as velocidades de avanço do rebolo (v_{fa}) de 1 mm/min e de corte (v_s) de 40 m/s.

Para o condicionamento do rebolo antes da retificação de cada inserto, utilizou-se um dressador rotativo de óxido de alumínio (Al_2O_3) do tipo copo, com diâmetro externo de 150 mm e interno de 124 mm, tamanho de grão de 220 mesh e velocidades constantes: avanço (v_{fad}) igual a 3 $\mu\text{m/s}$, tangencial (v_{cd}) de 20 m/s e comprimento de dressagem (l_d) igual a 30 μm . Todos os testes foram realizados com a aplicação do óleo integral mineral Blasogrind HC5, pelo método convencional de lubrificação, com bocal posicionado próximo à

superfície do rebolo e vazão de 12 l/min. Na Figura 18, mostra-se a configuração de retificação.

Figura 18 – Configuração de retificação dos insertos

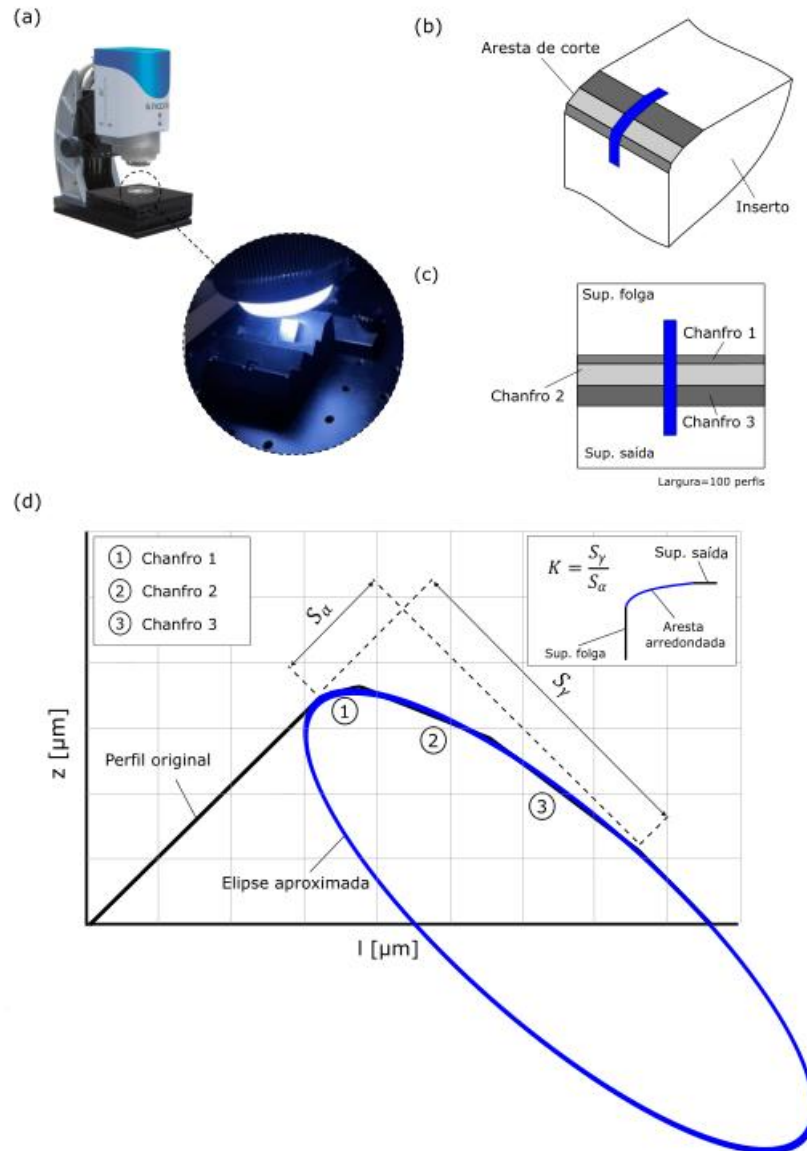


Fonte: Elaboração própria, 2026.

4.2 CARACTERIZAÇÃO DA ARESTA

A caracterização dos insertos foi realizada no microscópio com variação de foco Alicona InfiniteFocus SL com o auxílio do *software* para tratamento de imagens Alicona *Metrology Measurement*, que permite a avaliação das dimensões, defeitos e irregularidades superficiais. As medições foram realizadas com os insertos posicionados a 45° de inclinação (Figura 19).

Figura 19 – (a) Posicionamento e medição do (b) perfil 3D, (c) perfil 2D e (d) aproximação da microgeometria por uma elipse

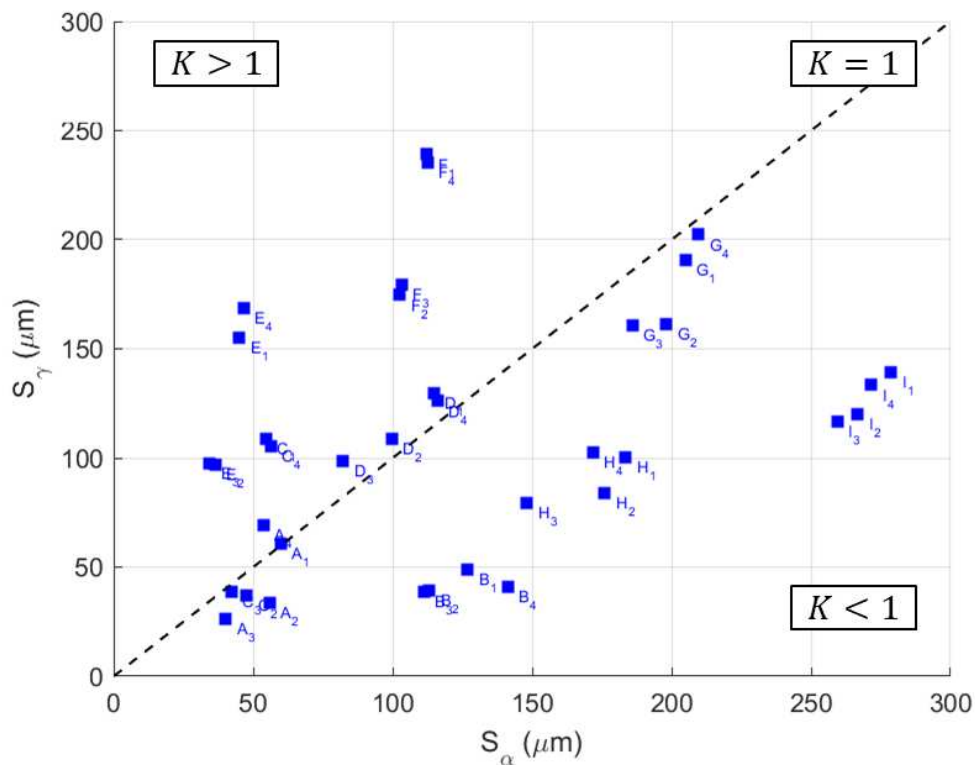


Fonte: Elaboração própria, 2026.

Foram medidos os comprimentos e ângulos de cada chanfro da aresta, a partir de 100 perfis traçados perpendicularmente à aresta e aumento de 100x. A microgeometria da aresta com três chanfros foi aproximada por uma curva perfeitamente elíptica, com segmento da aresta de corte na superfície de folga (S_α) e de saída (S_γ) correspondentes aos semieixos menor e maior da elipse, respectivamente (Figura 19d). Para auxiliar na visualização e síntese dos resultados de cada microgeometria, elaborou-se um mapa de arestas com variação de S_α e S_γ , assim como no trabalho de Denkena *et al.* (2011). Inicialmente, foram planejadas nove microgeometrias, porém, devido a erros não sistemáticos, inerentes ao processo de retificação de chanfros (Denkena, Köhler e Ventura, 2013), e a variações entre os quatro lados de cada

inserto, foram obtidas ao todo 36 microgeometrias distintas, as quais se transformaram em uma oportunidade para povoar o mapa, como ilustrado na Figura 20 e apresentado na Tabela 3. Ou seja, para cada inserto foram obtidas quatro microgeometrias distintas, sem gerar réplicas de aresta, devido à dificuldade de repetibilidade dos ângulos e comprimentos dos chanfros.

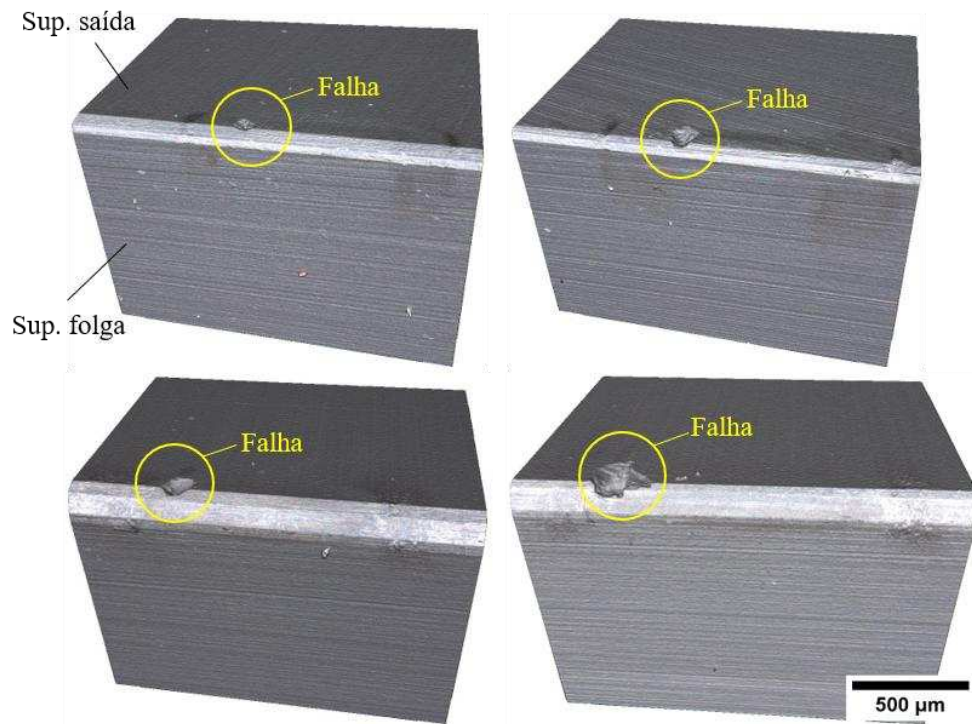
Figura 20 – Mapa das geometrias de aresta obtidas por retificação em insertos de cerâmica mista



Fonte: Elaboração própria, 2026.

Após os testes de torneamento, os insertos também foram caracterizados por microscopia eletrônica de varredura (MEV) para visualizar os pontos de nucleação do desgaste na aresta. As imagens detalhadas dos insertos foram obtidas por meio do microscópio MEV Philips, modelo XL-30 FEG (*Field Emission Gun*), com resolução de 2 nm e tensão de 30 kV. Os resultados da caracterização dos insertos por microscopia permitiu classificar a aresta em “falha” ou “não falha”, considerando qualquer ponto de nucleação do desgaste ou lascamento presente na aresta (Figura 21).

Figura 21 – Exemplo das arestas que apresentaram pontos de nucleação (falha)



Fonte: Elaboração própria, 2026.

Tabela 3 – Valores dos parâmetros geométricos das arestas preparadas nos insertos de cerâmica mista

S_γ (μm)	S_α (μm)	K
60,7	59,9	1,01
33,8	55,8	0,61
26,4	40,1	0,66
69,1	53,7	1,29
48,9	126,9	0,39
39,1	113,1	0,35
38,7	111,2	0,35
40,9	141,2	0,29
108,9	54,6	1,99
37,2	47,6	0,78
28,5	42,1	0,91
105,4	56,2	1,88
129,5	114,8	1,13
108,9	99,7	1,09
98,4	82,3	1,20
126,0	116,0	1,09
155,2	45,0	3,45
97,1	36,4	2,67
97,5	34,5	2,83
168,9	46,6	3,62
239,0	112,3	2,13
174,6	102,6	1,70
179,3	103,2	1,74
235,3	112,5	2,09
190,8	204,9	0,93
161,4	198,1	0,81
161,0	186,0	0,87
202,3	209,6	0,97
100,2	183,6	0,55
83,7	176,1	0,48
79,3	148,0	0,54
102,6	171,8	0,60
139,1	278,7	0,50
120,2	266,8	0,45
116,5	259,3	0,45
133,4	271,5	0,49

Fonte: Elaboração própria, 2026.

4.3 CORTE ORTOGONAL

Corpos de prova de aço AISI 4140, com dureza de 46 ± 2 HRC, em formato de tubo, tiveram suas paredes usinadas no torno CNC Romi, modelo Centur 30D, de rotação e potência máximas de 4.000 rpm e 9 kW, respectivamente. O inserto foi posicionado de maneira que a aresta fosse mantida perpendicular à direção de corte, tornando o corte ortogonal e suprimindo a componente radial da força de usinagem. Os corpos de prova foram preparados em formato de tubo, com espessura de parede de 1 mm e comprimento útil de 44 mm. O porta-ferramenta utilizado, instrumentado por extensômetros e cujos detalhes foram apresentados no trabalho de Cruz, Sordi e Ventura (2022), tinha ângulo de posição (κ_r) de 90° , ângulo de saída (γ_0) de -6° , ângulo de folga (α_0) de 6° e ângulo de inclinação (λ) de 0° . Na Figura 22, mostra-se a configuração da aresta (Figura 22b), as dimensões do corpo de prova (Figura 22a) e a montagem dos experimentos de torneamento (Figura 22c). Três ensaios foram realizados para cada microgeometria preparada.

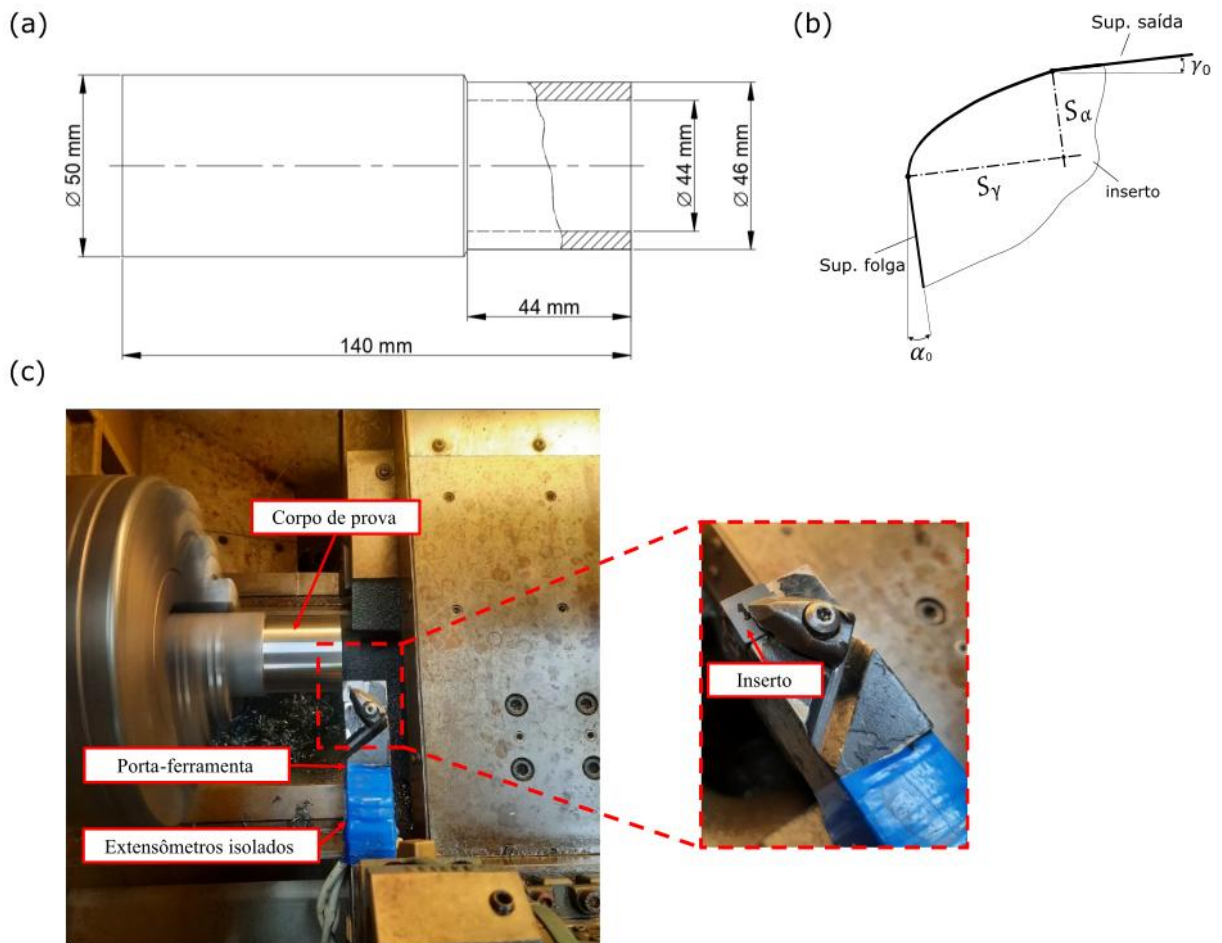
Os testes foram executados a seco e com parâmetros de corte constantes: velocidade de corte (v_c) de 100 m/min, avanço (f) de 0,10 mm/rev e profundidade de usinagem (a_p) de 1 mm (correspondente à espessura da parede do tubo). Os valores foram definidos a partir de ensaios preliminares para análise do desgaste da ferramenta, dentro das faixas recomendadas pelo fabricante (Tabela 4).

Tabela 4 – Faixas de valores dos parâmetros de corte recomendados pelo fabricante

Velocidade de corte, v_c (m/min)	50 – 100
Avanço, f (mm/rev)	0,05 – 0,20
Profundidade de usinagem, a_p (mm)	0,1 – 3,0

Fonte TaeguTec (2025).

Figura 22 – Detalhamento do (a) corpo de prova, (b) geometria da ferramenta e (c) configuração dos ensaios de torneamento



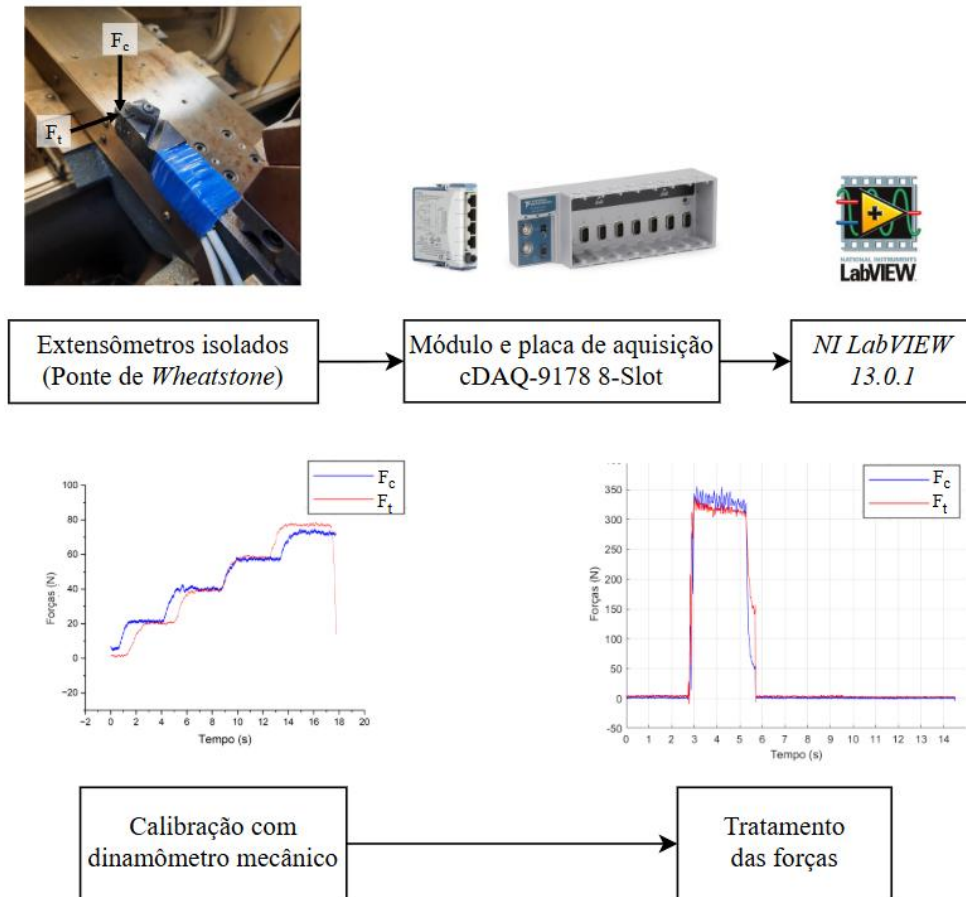
Fonte: Elaboração própria, 2026.

4.4 ANÁLISE DAS FORÇAS

Os sinais das forças de corte (F_c) e de penetração (F_t) foram coletados durante uma trajetória axial da ferramenta de 3 mm. As componentes foram medidas a partir de extensômetros montados no porta-ferramenta, conectados a um módulo de entrada de tensão da *National Instruments*, modelo NI 9237. Os sinais de deformação foram medidos pela tensão elétrica proporcional às alterações na resistência do circuito, com configuração de ponte de *Wheatstone*. Os dados foram adquiridos por uma placa de aquisição da *National Instruments*, modelo *cDAQ-9178 8-Slot, USB CompactDAQ Chassis*, e processados no software *NI LabVIEW*, versão 13.0.1. Para reduzir o ruído presente nos sinais adquiridos, foi utilizado o filtro Savitzky-Golay com janela de 150 pontos.

Inicialmente, o sistema de aquisição de dados foi calibrado a partir de um dinamômetro mecânico tracionado no eixo horizontal (força de penetração) e vertical (força de corte). As cargas iniciais para calibração foram de 2, 4, 6 e 8 kg, aplicadas sequencialmente em um intervalo de 30 s e captadas a uma frequência de 3224 Hz. Já para os testes de torneamento, a frequência foi mantida a mesma e o tempo de aquisição modificado para 15 s. Para a interpretação dos resultados, foram desconsiderados os valores de entrada e saída da ferramenta na peça, examinando apenas os valores médios e efetivos de corte do material. A Figura 23 mostra o esquema de aquisição, calibração e tratamento dos sinais de força.

Figura 23 – Esquema de aquisição das forças de corte e penetração



Fonte: Elaboração própria, 2026.

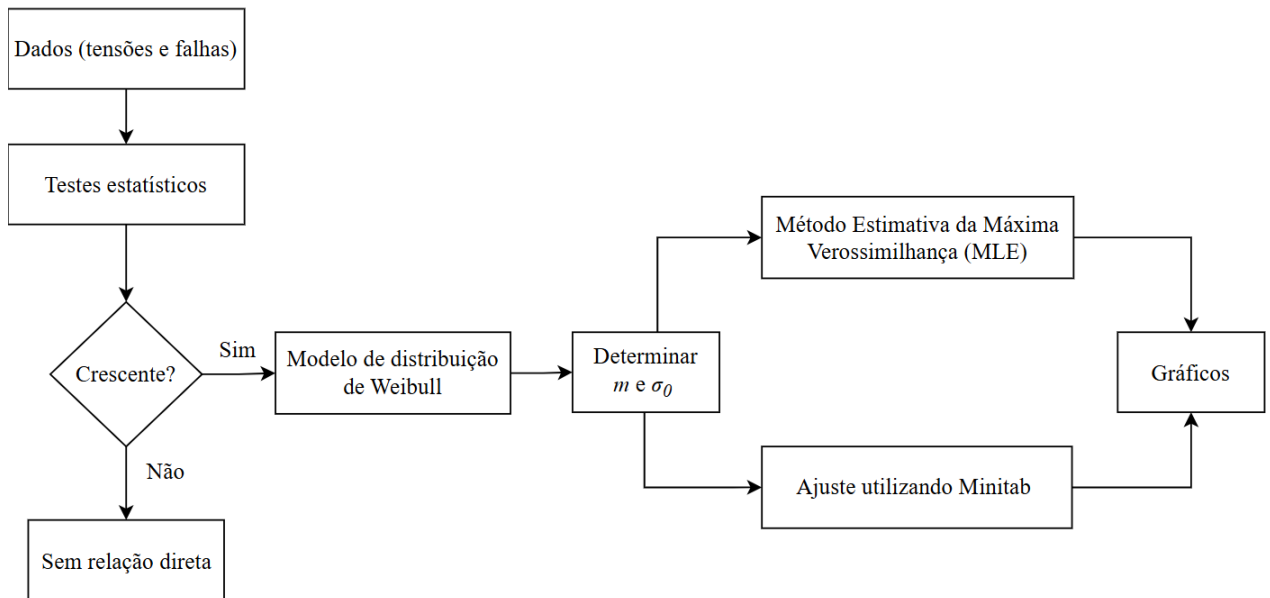
4.5 GRÁFICOS DE TENSÃO E PROBABILIDADE DE FALHA

Os resultados das forças foram analisados pelo modelo desenvolvido para o cálculo das tensões unitárias ao longo do raio de aresta. Em seguida, as tensões máximas foram

interpoladas em um gráfico de contorno de malha bidimensional, tendo S_α e S_γ como variáveis de entrada. Todos os gráficos foram plotados no software *Matlab*.

Paralelo a isso, avaliou-se a relação entre as tensões e a probabilidade de falha das arestas. A falha foi interpretada como qualquer ponto visível de nucleação do desgaste no microscópio, classificada de forma binária (falha e não falha). Para verificar e visualizar a associação entre as tensões e as falhas, os dados foram tratados estatisticamente pelos conceitos de coeficiente de regressão, valor-p, razão de chances, correlação de *Spearman* e gráfico fatorial, conforme consolidado na literatura. A partir disso, os dados que apontaram correlação positiva foram ajustados pelas curvas de densidade de probabilidade e distribuição acumulada de Weibull, por meio do *Minitab Statistical Software*, para obtenção dos parâmetros m e σ_0 . Esses valores também foram calculados pelo MLE (Equação 6), para comparar e validar os resultados. A Figura 24 detalha o procedimento seguido.

Figura 24 – Fluxograma de análise da relação tensão e falha



Fonte: Elaboração própria, 2026.

5 MODELO ANALÍTICO

Para esta pesquisa, foi desenvolvido um modelo analítico que determina o comportamento das forças e tensões ao longo do arredondamento de aresta a partir de elementos discretos. O modelo se baseia nos trabalhos de Storch e Zawada-Tomkiewicz (2011), que analisa as forças e tensões em arredondamentos simétricos, e Ventura et al. (2021), que considera a aproximação de arredondamentos assimétricos por uma elipse.

Para a construção do modelo, foram assumidas as seguintes hipóteses:

- O arredondamento discretizado por três chanfros é representado por um quarto de elipse, sem irregularidades ou desvios na forma;
- As forças nas direções de corte e avanço estão distribuídas de maneira regular nos elementos discretos ao longo da aresta;
- A espessura de cavaco é considerada constante e assume o valor nominal, correspondente ao avanço;
- O modelo considera o estado plano de tensão, com tensão normal na direção y nula;
- São desconsiderados efeitos de vibração.

Sob essas condições, uma curva de elipse em coordenadas polares pode ser descrita pela Equação 7.

$$\begin{cases} x = a \cos \psi \\ y = b \sin \psi \end{cases} \quad (7)$$

Na equação, a corresponde ao semieixo horizontal, b ao vertical e ψ à variável angular. Considerando os eixos na Figura 25a, a aresta foi representada no 1º quadrante do sistema de coordenadas do conjunto peça-ferramenta. Assumindo, de forma genérica, um arredondamento assimétrico, tem-se que $a = S_\gamma$ e $b = S_\alpha$. O raio polar da elipse r corresponde à distância radial do centro do sistema até o limite da elipse. A relação entre r e ψ permite localizar a posição de qualquer ponto da elipse, conforme a Equação 8.

$$r(\psi) = \frac{S_\gamma S_\alpha}{\sqrt{(S_\alpha \cos \psi)^2 + (S_\gamma \sin \psi)^2}} \quad (8)$$

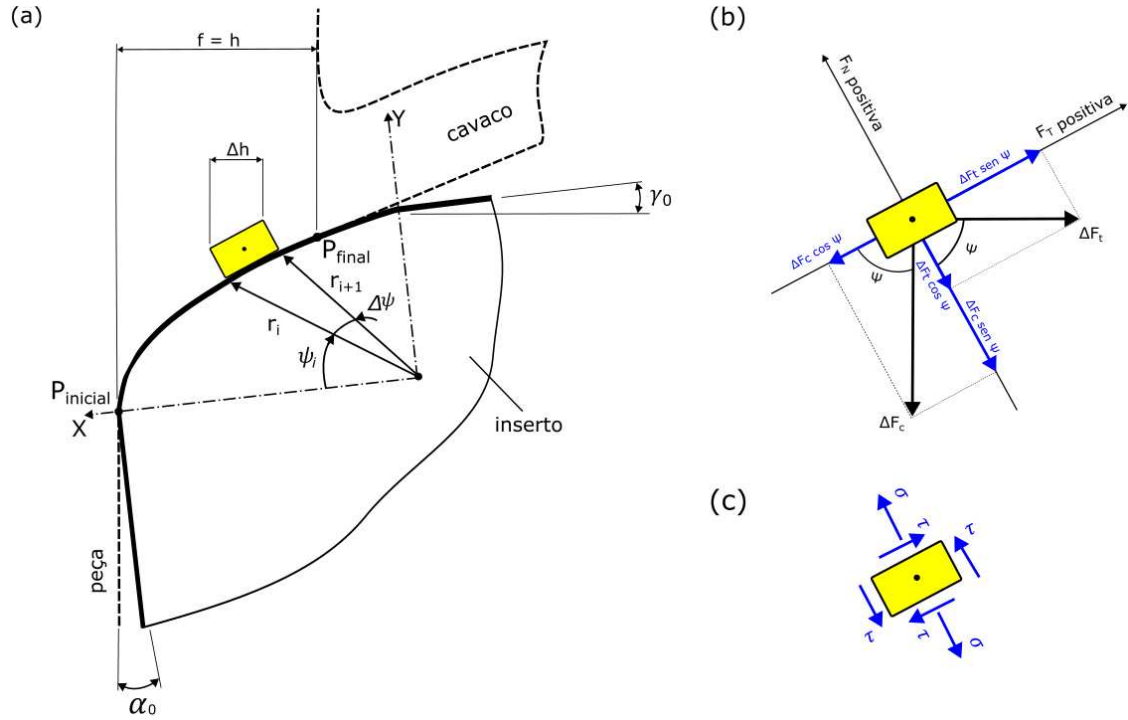
Devido ao ângulo de saída imposto pelo porta-ferramenta (γ_0), o sistema de coordenadas deve ser rotacionado a um ângulo de 6° , tendo que ser aplicada uma matriz de rotação para os cálculos subsequentes. Além disso, o avanço (f) limita a região de contato entre a aresta de corte e o cavaco, determinando os pontos inicial ($P_{inicial}$) e final (P_{final}) da curva da elipse considerada (Figura 25a) para a distribuição das forças e tensões. O intervalo do arco de elipse foi varrido segundo o elemento discreto $\Delta\psi$, definido pela Equação 9. Caso a espessura do cavaco ultrapasse o limite da geometria de aresta, a força unitária para o elemento discreto será calculada levando em conta toda a região de contato, mas a análise será feita apenas para a região da microgeometria.

$$\Delta\psi = \psi_{i+1} - \psi_i \quad (9)$$

Sabendo que o raio varia ao longo do arco de elipse de acordo com o parâmetro angular ψ , a projeção do elemento discreto na direção horizontal Δh (Figura 25a) é expressa pela derivada paramétrica em x , para cada par de r_i e r_{i+1} (Equação 10).

$$\Delta h = \left| \frac{dx}{d\psi} \right| d\psi \quad (10)$$

Figura 25 – (a) Esquema do contato ferramenta-cavaco, (b) diagrama de corpo livre do elemento unitário de forças e (c) tensões atuantes no elemento discreto



Fonte: Elaboração própria, 2026.

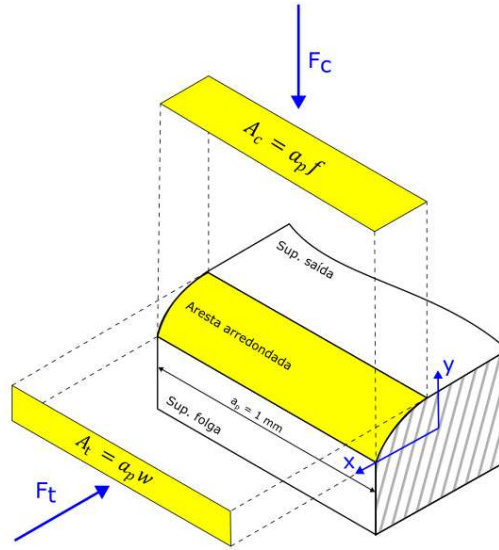
O Diagrama de Corpo Livre (DCL, Figura 25b) permite identificar as forças atuantes sobre o elemento discreto situado no perfil da aresta a partir da projeção das forças unitárias de corte (ΔF_c) e de penetração (ΔF_t). Assumindo que as forças estão distribuídas de maneira uniforme ao longo da região de contato ferramenta-cavaco e que a pressão específica para ambas as direções é constante, pode-se calcular ΔF_c e ΔF_t por meio das Equações 11 e 12, baseadas em um modelo mecanístico simples.

$$\Delta F_c = k s_c \Delta h \quad (11)$$

$$\Delta F_t = k s_t \Delta h \quad (12)$$

sendo $k s_c$ e $k s_t$ as pressões específicas nas direções de corte e penetração, respectivamente, obtidas pelas Equações 13 e 14. Os valores se relacionam à área total de contato peça-ferramenta para cada direção, ou seja, as áreas são perpendiculares à aplicação de cada força (Figura 26)

Figura 26 – Projeção das áreas de aplicação das forças



Fonte: Elaboração própria, 2026.

$$kS_c = \frac{F_c}{a_p f} \quad (13)$$

$$kS_t = \frac{F_t}{a_p w} \quad (14)$$

Os valores médios das forças F_c e F_t são medidos conforme descrito no capítulo anterior. Para cada elemento discreto ao longo da aresta, as forças de corte e de penetração podem ser projetadas nas direções tangencial (ΔF_T) e normal (ΔF_N) à curva da elipse. Assim, os vetores resultantes nas direções tangencial e normal são definidos pelas Equações 15 e 16.

$$\Delta F_T = \Delta F_{c,T} + \Delta F_{t,T} = -\Delta F_c \cos(\psi) + \Delta F_t \sin(\psi) \quad (15)$$

$$\Delta F_N = \Delta F_{c,N} + \Delta F_{t,N} = -\Delta F_c \sin(\psi) - \Delta F_t \cos(\psi) \quad (16)$$

Conforme mostra a Figura 25b, o sentido positivo da força tangencial corresponde ao sentido de escoamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta. Já valores negativos da força normal significam a compressão da ferramenta. Com isso, é possível determinar as tensões atuantes em elementos discretos em equilíbrio ao longo da aresta (Figura 25c), sendo a área submetida às duas componentes de força obtida pelas dimensões do elemento discreto. Devido o corte ser ortogonal, o cálculo foi realizado com base no estado plano de tensão,

desprezando as tensões ao longo da espessura, ainda que existam deformações nessa direção. As tensões de cisalhamento (τ) e normal (σ) são calculadas ao longo do raio de aresta pelas Equações 17 e 18.

$$\tau = \frac{\Delta F_T}{A} \quad (17)$$

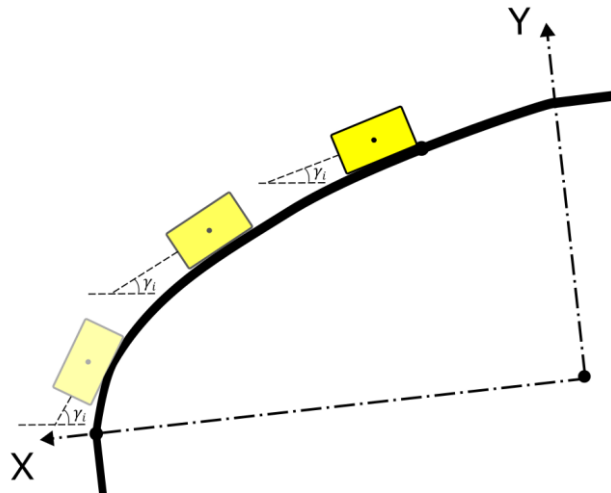
$$\sigma = \frac{\Delta F_N}{A} \quad (18)$$

sendo a área de contato A obtida pela Equação 19.

$$A = \frac{\Delta h a_p}{\cos(\gamma_i - \gamma_0)} \quad (19)$$

na qual γ_i corresponde ao ângulo de inclinação da reta tangente à elipse no ponto associado ao elemento discreto, conforme representado na Figura 27 (Equação 20).

Figura 27 – Representação do ângulo de inclinação da reta tangente à elipse



Fonte: Elaboração própria, 2026.

$$\gamma_i = \pi - \tan^{-1} \left(\frac{dy/d\psi}{dx/d\psi} \right) \quad (20)$$

Por fim, além da análise da máxima tensão normal e da máxima tensão de cisalhamento, com o objetivo de combinar as componentes de tensão nos diferentes pontos, calculou-se a tensão principal máxima σ_1 (Equação 21).

$$\sigma_1 = \left| \frac{\sigma_x}{2} \pm \sqrt{\tau_{xy}^2 + \left(\frac{\sigma_x}{2}\right)^2} \right| \quad (21)$$

Assim, o modelo propõe um método de cálculo de forças e tensões unitárias (em elementos discretos) ao longo do raio de aresta, sendo, com isso, possível localizar as regiões mais e menos solicitadas pelas tensões de cisalhamento, normal e principal em diferentes microgeometrias.

Como consequência do modelo, analisando-se a Equação 15, quando a força tangencial (ou a tensão de cisalhamento) é nula ($\Delta F_T = 0$), ou seja, quando o sentido da carga sobre a ferramenta na direção tangencial muda, encontra-se o ângulo que localiza o ponto de estagnação ou crítico ($\psi = \psi_{crítico}$), que determina o local onde se inicia a formação de cavaco ou a espessura mínima é atingida (Equação 22).

$$tg(\psi_{crítico}) = \frac{\Delta F_c}{\Delta F_f} \rightarrow \psi_{crítico} = \tan^{-1} \left(\frac{ks_c}{ks_f} \right) \quad (22)$$

6 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo, serão apresentados os resultados e as discussões dos testes realizados com insertos de cerâmica mista preparados com diferentes geometrias de aresta. Assim, serão descritos e analisados os resultados das forças no processo, as tensões na geometria de aresta e as relações entre a nucleação de desgaste e as tensões, utilizando-se para isso a distribuição de Weibull. A Tabela 5 exibe os resultados das forças, tensões máximas e percentuais de falha obtidos para todas as geometrias de aresta testadas.

Tabela 5 – Forças, tensões e percentuais de falhas em diferentes geometrias de aresta

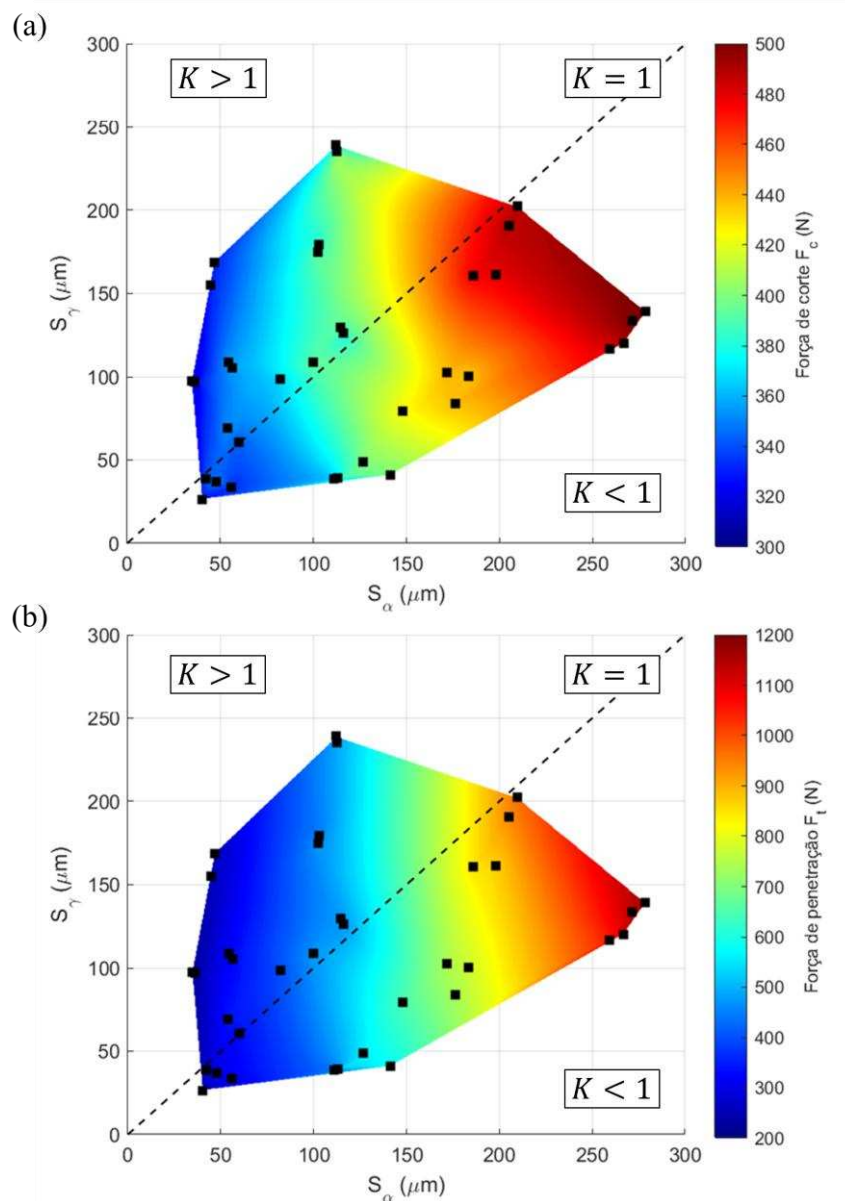
S_γ (μm)	S_α (μm)	K	F_c (N)	F_t (N)	τ (MPa)	σ (MPa)	σ_1 (MPa)	Falha (%)
60,7	59,9	1,01	342,7	335,3	5191,4	4854,8	7183,3	66,7
33,8	55,8	0,61	333,3	312,3	5470,8	3812,5	7384,5	66,7
26,4	40,1	0,66	329,3	259,0	5824,1	3988,5	7700,1	100,0
69,1	53,7	1,29	353,0	346,7	5772,7	5729,9	7809,2	66,7
48,9	126,9	0,39	399,7	561,0	5366,8	4076,9	7727,4	100,0
39,1	113,1	0,35	389,0	529,0	5803,6	3950,5	8065,8	100,0
38,7	111,2	0,35	364,0	441,3	4900,0	3687,4	7047,0	100,0
40,9	141,2	0,29	400,3	583,3	5602,5	4027,3	7948,7	100,0
108,9	54,6	1,99	355,3	327,3	5045,3	6033,0	7297,9	66,7
37,2	47,6	0,78	352,7	317,7	6116,6	4647,0	8135,9	66,7
28,5	42,1	0,91	340,0	277,3	5769,6	4824,8	7720,7	33,3
105,4	56,2	1,88	356,3	330,3	5167,6	5938,3	7245,9	33,3
129,5	114,8	1,13	395,3	477,3	3501,3	5028,4	6418,0	0,0
108,9	99,7	1,09	394,3	474,7	4695,5	5191,1	7062,0	33,3
98,4	82,3	1,20	367,0	399,3	4638,5	5104,0	6823,2	100,0
126,0	116,0	1,09	379,7	469,7	3576,7	4809,4	6277,2	100,0
155,2	45,0	3,45	330,7	255,3	2227,1	5878,4	5930,9	100,0
97,1	36,4	2,67	326,3	247,0	5408,4	6177,4	7291,4	66,7
97,5	34,5	2,83	315,3	223,7	5101,3	5892,2	6922,8	33,3
168,9	46,6	3,62	331,3	262,7	2275,6	5964,2	6036,8	0,0
239,0	112,3	2,13	377,3	483,0	1870,1	5863,6	5868,7	33,3
174,6	102,6	1,70	394,0	475,3	1686,7	5831,3	6224,6	33,3
179,3	103,2	1,74	382,7	446,0	1605,0	5589,2	5860,1	33,3
235,3	112,5	2,09	405,7	492,3	2025,4	6115,1	6123,7	33,3
190,8	204,9	0,93	488,7	938,3	2933,9	5897,2	7107,8	0,0
161,4	198,1	0,81	479,0	867,5	3560,2	5466,0	7199,0	0,0
161,0	186,0	0,87	477,3	849,7	3626,7	5594,2	7331,7	0,0
202,3	209,6	0,97	487,7	964,3	2694,9	5988,5	7022,7	0,0
100,2	183,6	0,55	436,3	774,3	4831,2	4571,4	7480,2	66,7
83,7	176,1	0,48	438,0	740,3	4954,8	4513,6	7607,2	66,7
79,3	148,0	0,54	423,7	647,0	4951,0	4453,2	7505,8	66,7
102,6	171,8	0,60	438,7	746,0	4866,0	4680,7	7533,1	33,3
139,1	278,7	0,50	502,3	1159,0	4692,3	5162,9	7930,4	0,0
120,2	266,8	0,45	492,3	1124,7	5164,6	5025,9	8180,5	0,0
116,5	259,3	0,45	483,3	1050,3	4956,3	4928,4	7928,4	0,0
133,4	271,5	0,49	500,7	1139,0	4869,9	5147,3	8055,7	0,0

Fonte: Elaboração própria, 2026.

6.1 FORÇAS NO PROCESSO

Durante os testes de torneamento, as forças de corte e de penetração foram coletadas para verificar a influência das diferentes geometrias de aresta. Os resultados possibilitaram a construção de mapas de força em função dos parâmetros geométricos da ferramenta, destacando a tendência dos esforços e as geometrias mais solicitadas. Os valores das forças são apresentados nos mapas da Figura 28. Na Figura 29, mostra-se em uma situação arbitrária a relação entre as forças e as variáveis S_γ e S_α , separadamente.

Figura 28 – Mapas das forças de (a) corte F_c e de (b) penetração F_t em função dos parâmetros geométricos da aresta S_γ e S_α



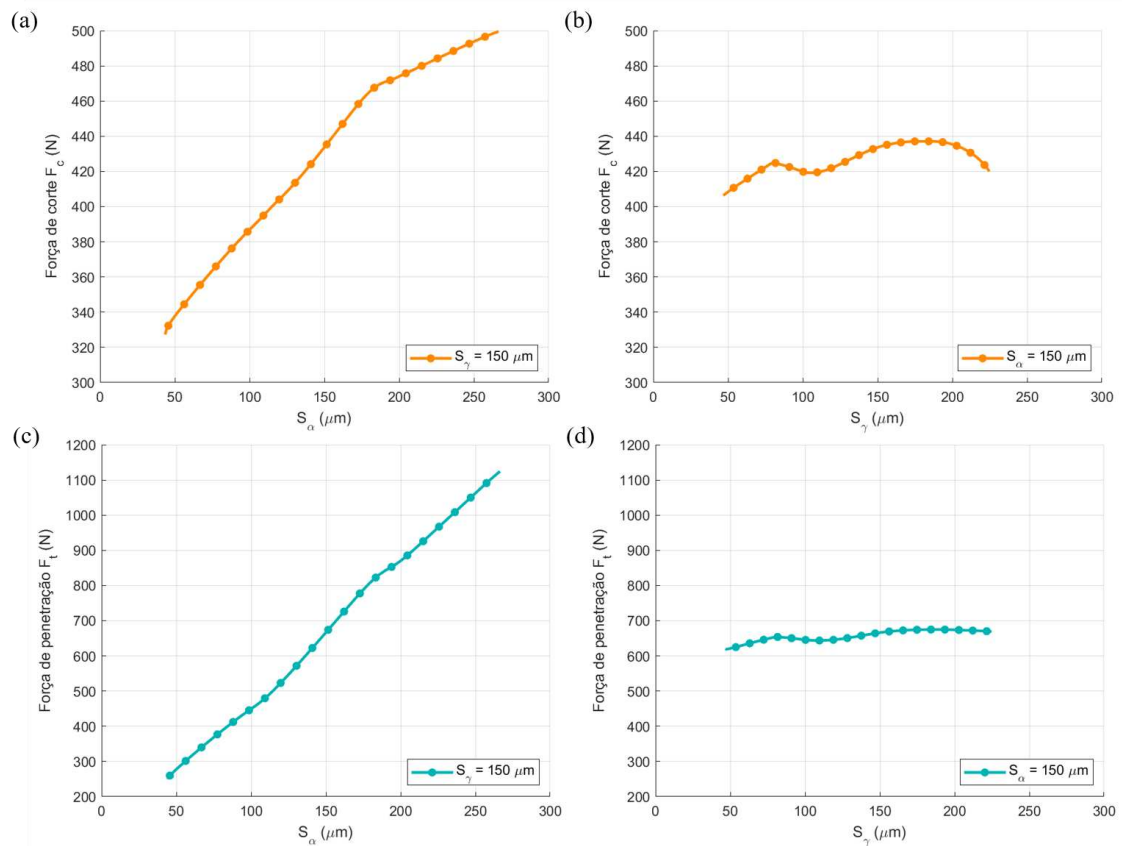
Fonte: Elaboração própria, 2026.

Nos mapas, as arestas menos solicitadas estão localizadas em menores valores de S_γ e S_α . Nessa região, a aresta se comporta como uma ferramenta afiada, devido ao pequeno raio de aresta, o que facilita a remoção de material da peça e reduz os esforços de corte durante o processo. A partir disso, existe uma tendência de crescimento dos esforços, relacionada principalmente ao aumento de S_α , indicada pelo gradiente de cores e verificada de forma mais clara pelas Figura 29a e 29c.

Para um valor fixo de S_γ , as forças de corte e de penetração variam de 330 a 500 N e de 220 a 1120 N, respectivamente. O aumento de S_α intensifica o contato peça-ferramenta na região da superfície de folga, dificultando a penetração e prejudicando o corte. Esse resultado coincide com os apresentados por Ventura, Breidenstein e Denkena (2018), no qual o aumento de S_α provoca o aumento do sulcamento (*ploughing*) e das forças envolvidas no processo.

Já para valores fixos de S_α existe uma relação aproximadamente constante entre as forças e S_γ , como observado nas Figura 29b 29d. Dentro da faixa estudada e considerando um valor constante de S_α , verifica-se que alterações de S_γ , que fazem com que o cavaco seja formado dentro ou fora da microgeometria (já que o avanço foi mantido constante), não mudam de forma significativa o ângulo de saída efetivo e, portanto, o esforço para a deformação do material.

Figura 29 – Avaliação das forças de (a, b) corte F_c e de (c, d) penetração F_t em função dos parâmetros geométricos da ferramenta S_α e S_γ



Fonte: Elaboração própria, 2026.

Assim, é possível notar a influência das diferentes microgeometrias sobre as forças envolvidas no processo, sendo o efeito de S_α o mais significativo. A partir dos resultados, pode-se agora determinar a distribuição das cargas sobre elementos discretos ao longo do perfil da aresta e correlacioná-las às nucleações de desgaste observadas.

6.2 NUCLEAÇÃO DO DESGASTE

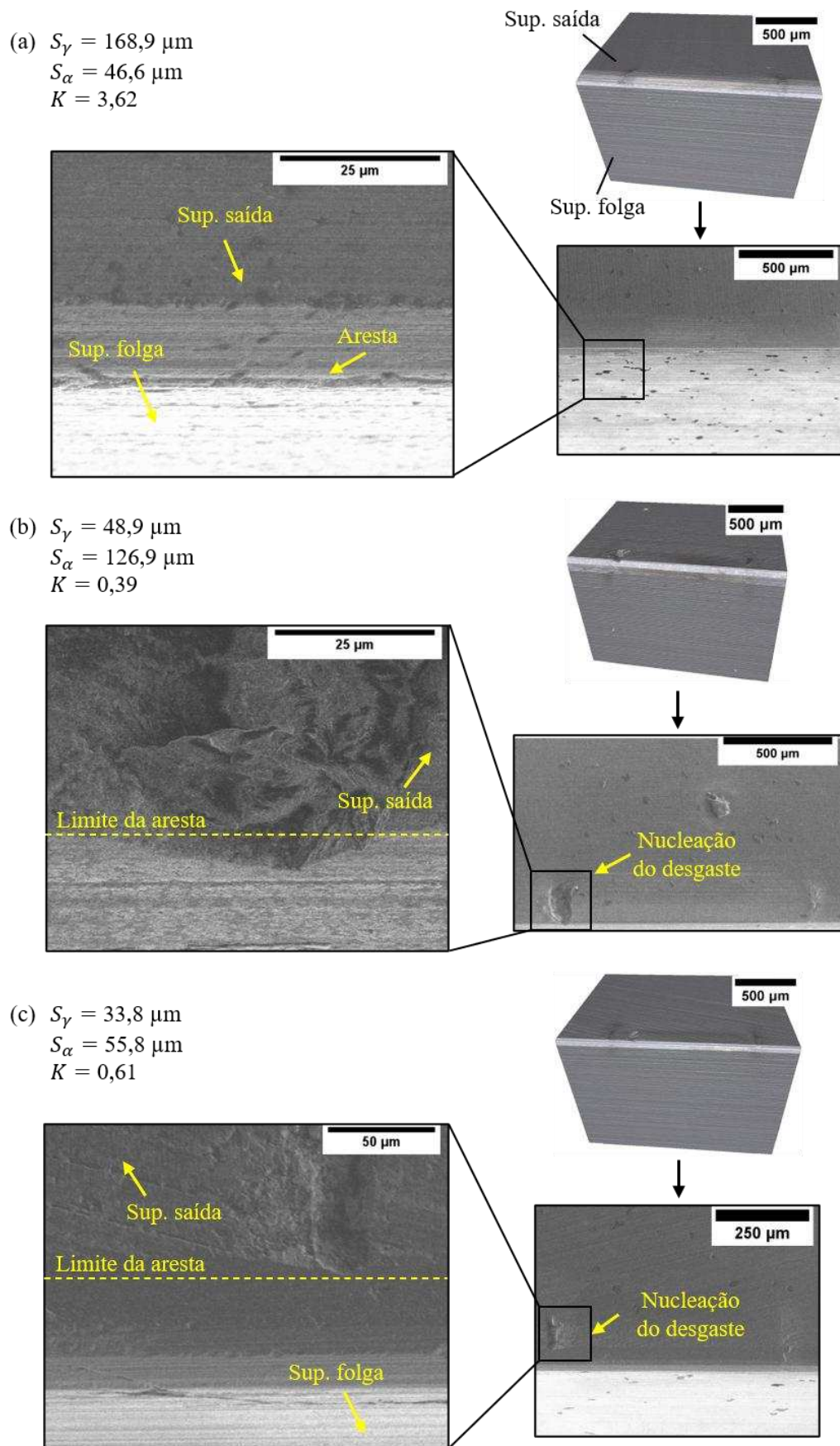
Além de quantificar as forças envolvidas no processo, torna-se importante discutir os seus efeitos sobre a ferramenta, principalmente em relação ao desgaste na aresta. Após os testes de torneamento, verificou-se a nucleação inicial do desgaste em alguns dos experimentos realizados. Assim, para cada um dos três testes associados a cada condição de aresta, classificou-se a ocorrência ou não de nucleação do desgaste de maneira binária, como “falha” ou “não falha”.

A Figura 30 apresenta os resultados da microscopia óptica e eletrônica de varredura para três microgeometrias diferentes após os ensaios. Na Figura 30a, nota-se que a aresta não

apresentou falha, não tendo sido observadas alterações após o corte. Neste trabalho, a falha é entendida como qualquer ponto de nucleação de desgaste ou lascamento da aresta por efeito tribológico, como exibido nas Figura 30b e Figura 30c. Nas imagens, ao longo do trecho útil de corte, nota-se que o início do desgaste ocorre nas bordas da região de contato peça-ferramenta, exatamente na parte do inserto que corta a parede interna do tubo. Tendo sido programada uma rotação constante, associada ao maior diâmetro (46 mm), a velocidade de corte na região da parede interna é 4% menor, o que reduz a carga térmica proporcionalmente e torna a carga mecânica predominante nesse local (Sun *et al.*, 2024).

Considerando agora o plano de trabalho, nos testes realizados, o desgaste ocorre no limite superior da aresta, estendendo-se para a superfície de saída da ferramenta. Isso mostra que o arredondamento da aresta somado à geometria negativa do porta-ferramenta desloca o ponto inicial de desgaste e a região de concentração de tensão para a região superior da ferramenta. Tendo em vista a morfologia dos pontos de nucleação de desgaste, observados por meio da ação dos mecanismos de adesão e abrasão, pode-se supor que grupos de partículas do material da ferramenta sejam arrancados devido à natureza frágil do material (Aslan, Camuşcu e Birgören, 2007) ou ainda que partículas duras desprendidas da própria ferramenta tenham ação abrasiva na sua superfície de saída, expandindo a região de desgaste (Ventura e Denkena, 2015).

Figura 30 – Resultados das arestas em falha ou não falha

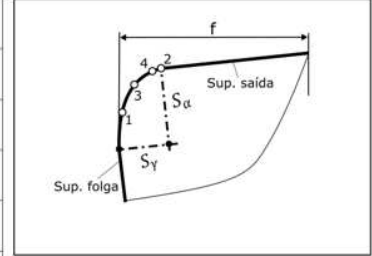
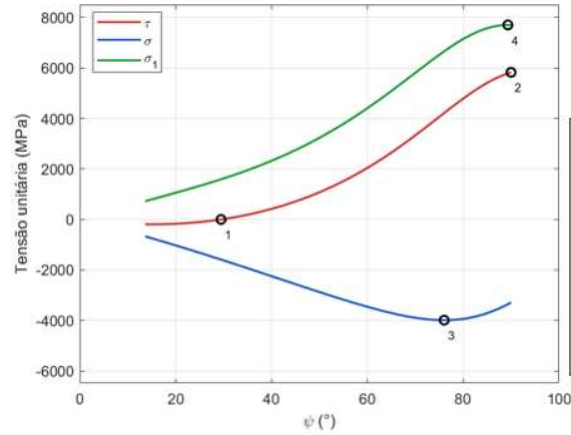
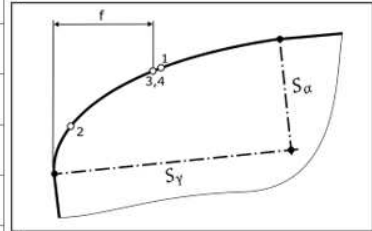
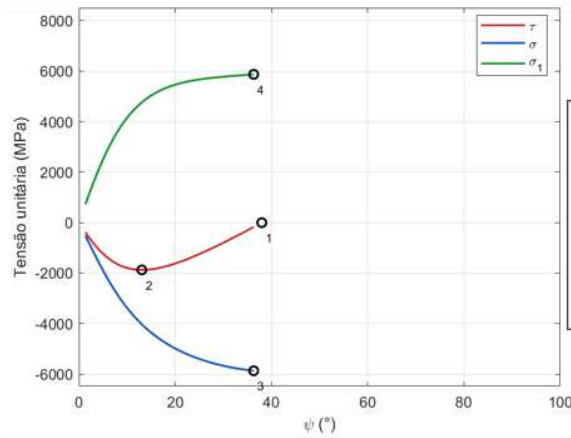
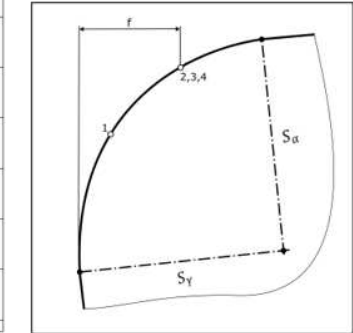
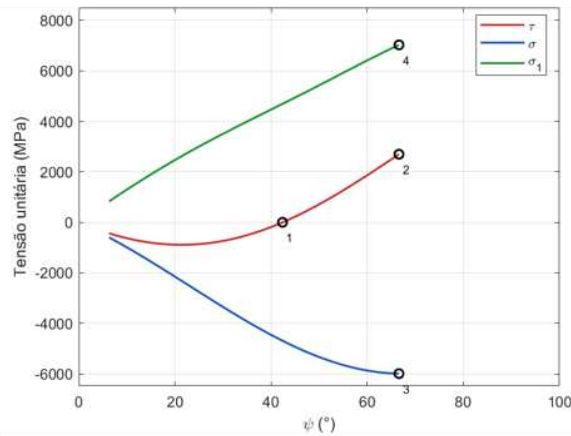
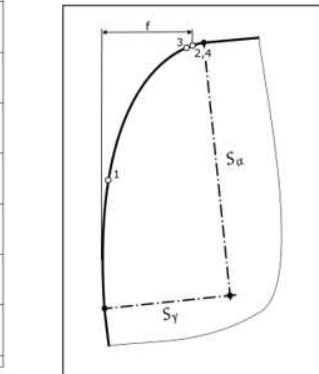
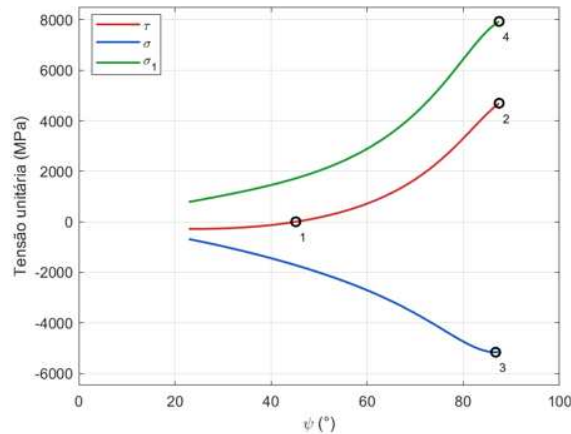


Fonte: Elaboração própria, 2026.

6.3 DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES NA GEOMETRIA DE ARESTA

A Figura 31 apresenta os resultados obtidos pelo modelo analítico para avaliação da distribuição das tensões ao longo do raio de aresta para quatro microgeometrias diferentes, escolhidas a fim de ilustrar o efeito de diferentes fatores de forma, a título de análise. Nos casos em que a espessura nominal de cavaco excedeu a região da microgeometria, as tensões foram analisadas até o final do arredondamento, onde se inicia a superfície de saída, como na Figura 31a. Para as situações em que o cavaco se formou dentro da região da microgeometria, ou seja, em que a espessura nominal de cavaco foi menor que S_γ já rotacionado pelo ângulo de saída do porta-ferramenta, as tensões foram consideradas até o final do contato, dado pela espessura nominal de cavaco, como ilustrado nas Figura 31b e Figura 31c. O ponto 1 indica o ponto de estagnação, calculado pela Equação 22, e os pontos 2, 3 e 4 correspondem aos valores máximos das tensões de cisalhamento (τ), normal (σ) e principal máxima (σ_1), respectivamente.

Figura 31 – Distribuição das tensões ao longo da aresta de corte

(a) $S_Y = 26,4 \mu\text{m}$ $S_\alpha = 40,1 \mu\text{m}$ $K = 0,66$ $\tau = 5824,1 \text{ MPa}$ $\sigma = -3988,5 \text{ MPa}$ $\sigma_1 = 7700,1 \text{ MPa}$ (b) $S_Y = 239,0 \mu\text{m}$ $S_\alpha = 112,3 \mu\text{m}$ $K = 2,13$ $\tau = -1870,1 \text{ MPa}$ $\sigma = -5863,6 \text{ MPa}$ $\sigma_1 = 5868,7 \text{ MPa}$ (c) $S_Y = 202,3 \mu\text{m}$ $S_\alpha = 209,6 \mu\text{m}$ $K = 0,96$ $\tau = 2694,9 \text{ MPa}$ $\sigma = -5988,5 \text{ MPa}$ $\sigma_1 = 7022,7 \text{ MPa}$ (d) $S_Y = 139,1 \mu\text{m}$ $S_\alpha = 278,7 \mu\text{m}$ $K = 0,49$ $\tau = 4692,3 \text{ MPa}$ $\sigma = -5162,9 \text{ MPa}$ $\sigma_1 = 7930,4 \text{ MPa}$ 

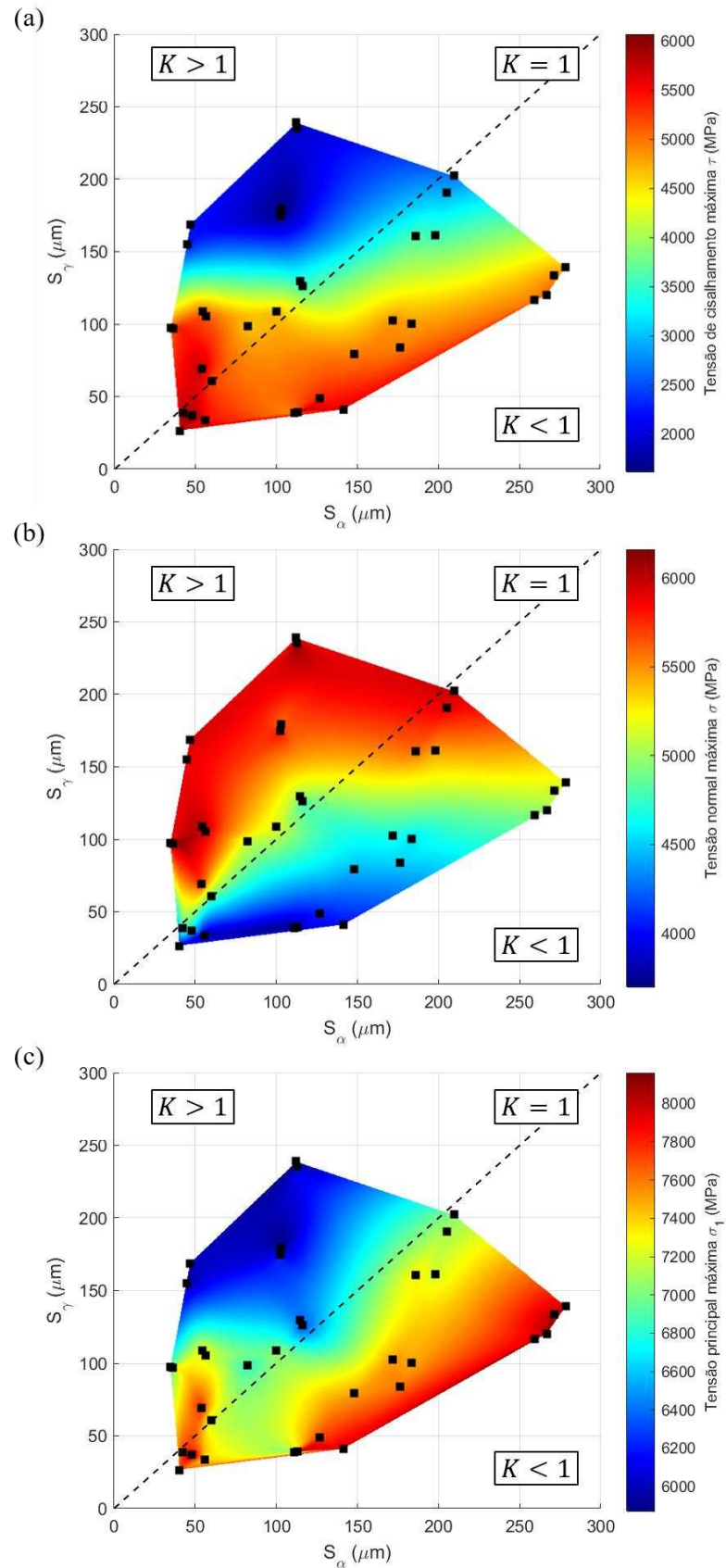
Fonte: Elaboração própria, 2026.

Os resultados mostram que as tensões não são constantes ao longo da curva elíptica da aresta, sendo que cada microgeometria responde de um modo às cargas envolvidas no processo de corte. Em todas as microgeometrias, na direção normal, foram obtidas apenas tensões de compressão ao longo dos arredondamentos. Os valores das tensões máximas ocorreram em locais próximos entre si, concentrados na região de transição com a superfície de saída. Isso indica uma concentração de tensões nessa região e revela a parcela mais solicitada da aresta. Apesar do desgaste de flanco em ferramentas cerâmicas ser frequente no torneamento duro, Aslantas, Uzun e Çicek (2012) apontam que o desgaste de cratera também ocorre, devido à combinação entre a geometria negativa da ferramenta, a área reduzida do cavaco e a elevada dureza da peça (Ventura e Denkena, 2015).

Sobre o ponto de estagnação, verifica-se que, no início do contato ferramenta-peça (menor ψ), a força resultante na direção tangencial ou a tensão de cisalhamento sobre a ferramenta está em sentido oposto ao do escoamento do cavaco, indicando que o inserto está sendo solicitado em direção à peça ($\tau < 0$), correspondendo ao estágio de sulcamento do material (*ploughing*). Logo após o ponto em que $\tau = 0$, o sentido da carga de cisalhamento atuante sobre o inserto passa a ser aquela relacionada ao escoamento do cavaco ($\tau > 0$) e o corte entra no regime de corte (*cutting*). Com isso, define-se o ponto de estagnação, onde o material se separa, formando as superfícies do cavaco e da peça pronta. Para as diferentes geometrias de aresta, observa-se que isso ocorre em diferentes posições ao longo do arredondamento, com $\psi = 29^\circ$ para $K = 0,66$ (Figura 31a), $\psi = 42^\circ$ para $K = 0,96$ (Figura 31c) e $\psi = 45^\circ$ para $K = 0,49$ (Figura 31d). A rigor, no caso de $K < 1$, o ângulo de estagnação se encontra entre 15° e 20° após o início do contato ferramenta-peça, enquanto para $K \cong 1$, o ângulo de estagnação está a aproximadamente 35° após o contato. No caso da geometria de aresta com fator de forma maior que 1 ($K = 2,13$), nota-se que o ponto de estagnação calculado está além do intervalo de contato peça-ferramenta, correspondendo ao estágio de atrito (*rubbing*) do material.

Na Figura 32 estão exibidos os mapas das tensões máximas em função dos parâmetros geométricos da aresta para todas as condições testadas. Essa análise permite uma visão geral das microgeometrias preparadas em relação à tendência das tensões obtidas durante o corte ortogonal. Para complementar essa análise, a Figura 33 avalia o comportamento das tensões em função de uma única variável.

Figura 32 – Mapas das tensões máximas de (a) cisalhamento τ , (b) normal σ e (c) principal máxima σ_1 em função dos parâmetros geométricos da ferramenta S_γ e S_α



Fonte: Elaboração própria, 2026.

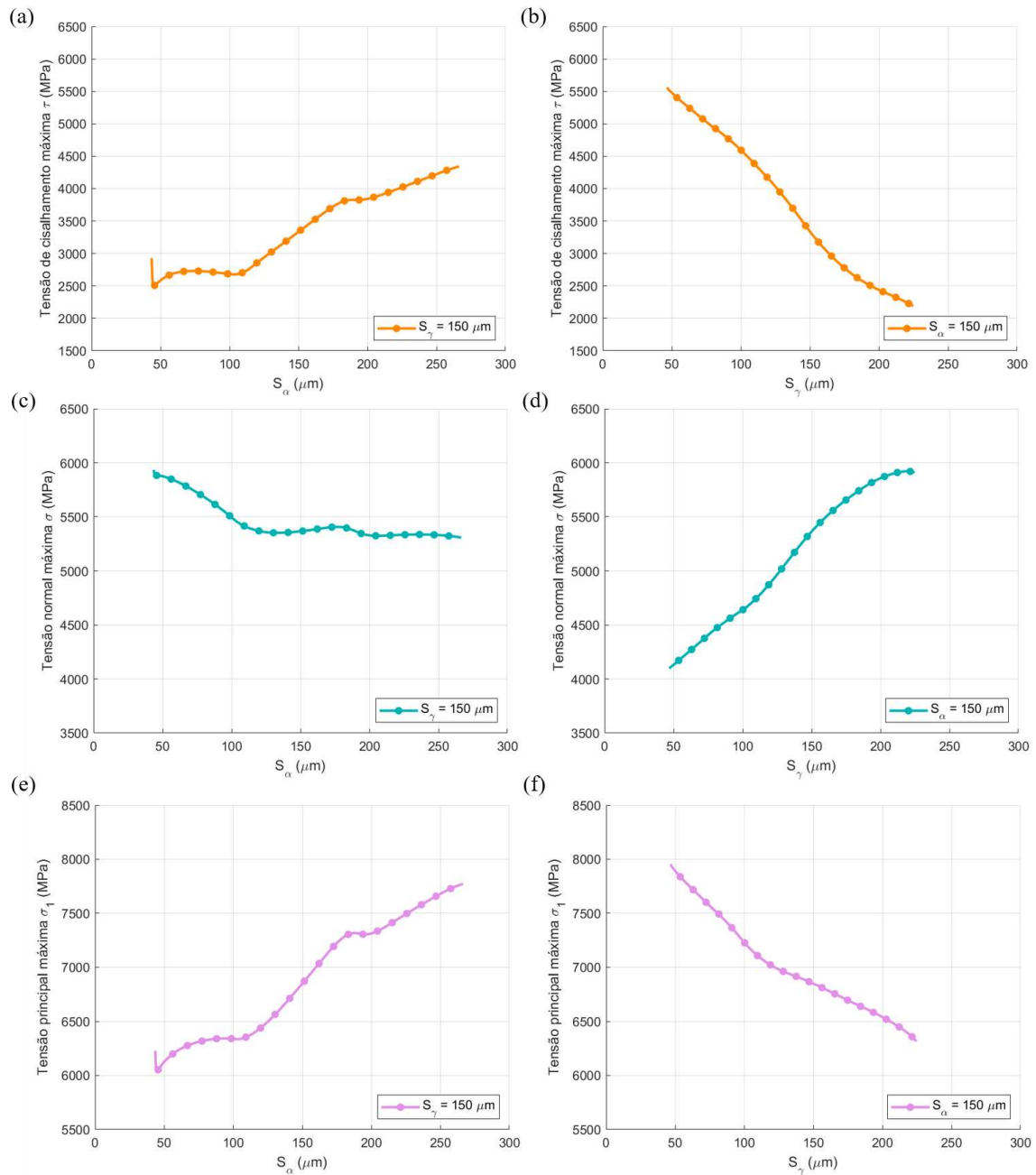
Os resultados mostram uma variação significativa das tensões de acordo com a geometria de aresta. Na Figura 32a, correspondente à tensão de cisalhamento máxima, existem regiões de tensão bem definidas, apresentando uma tendência crescente ao reduzir S_γ e manter S_α constante (Figura 33b). As maiores tensões de cisalhamento máximas foram obtidas para $S_\gamma < 120 \mu\text{m}$, o que indica que quando a espessura nominal de cavaco excede a região da microgeometria, a tensão de cisalhamento máxima no arredondamento é reduzida, já que se distribui na superfície de saída. Para S_γ constante, foram verificadas baixas variações de tensão com a mudança de S_α (Figura 33a), já que este parâmetro não contribui para a alteração da área de distribuição de carga.

De forma semelhante, a Figura 32b apresenta o mapa das máximas tensões normais. Comparado ao mapa das máximas tensões de cisalhamento, observa-se um comportamento inverso, com maiores valores para $K > 1$ e menores para $K < 1$, mas também com S_γ entre $100 \mu\text{m}$ e $150 \mu\text{m}$ como uma região de transição. Isso resulta da combinação das projeções das forças de corte e de penetração sobre a direção normal. Sendo as componentes das forças de usinagem as mesmas, assim como as áreas dos elementos discretos, a distinta distribuição de tensão tem motivo puramente geométrico. Cabe lembrar que as contribuições das forças medidas sobre a carga na direção tangencial são opostas (Equação 15), enquanto se somam para o cálculo na carga na direção normal (Equação 16).

As Figura 33c e Figura 33d apresentam as variações da máxima tensão normal em função de S_α e S_γ , respectivamente. De maneira similar, verifica-se um menor efeito de S_α e aumento da tensão para maiores valores de S_γ .

A tensão principal máxima é utilizada para avaliar o efeito das tensões anteriores atuando conjuntamente. A Figura 32c ilustra os resultados obtidos, os quais apontam para uma combinação dos mapas anteriores, porém com efeito predominante da tensão de cisalhamento máxima. Nas Figura 33e 33f, apresenta-se o comportamento desta tensão em função dos parâmetros geométricos isolados. Para S_γ constante, existe uma tendência crescente das tensões ao longo de S_α . Diferentemente, para S_α constante, a tensão decresce com o aumento de S_γ . Os melhores resultados foram localizados para $K > 1$ e espessura nominal de cavaco dentro da região da microgeometria.

Figura 33 – Avaliação das tensões máximas de (a, b) cisalhamento τ , (c, d) normal σ e (e, f) principal σ_1 em função dos parâmetros geométricos da ferramenta S_γ e S_α



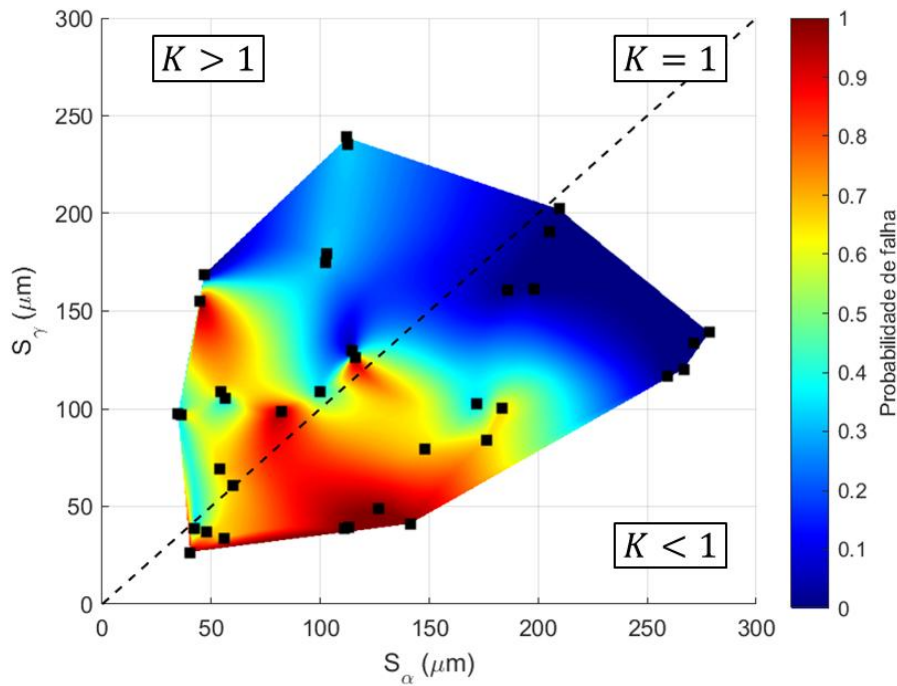
Fonte: Elaboração própria, 2026.

6.4 RELAÇÃO ENTRE FALHA E TENSÃO

Evidencia-se que as tensões se comportam de maneiras distintas, dependendo da microgeometria, devido às diferentes amplitudes, direções e áreas de aplicação das forças. Dada a natureza frágil da cerâmica, foram observadas falhas em algumas das situações testadas, no entanto, nem sempre de forma consistente, considerando os três ensaios

realizados por condição. Após uma avaliação microscópica das arestas depois da usinagem, foram calculados os percentuais de falha para cada microgeometria, os quais são apresentados na Figura 34.

Figura 34 – Mapa das probabilidades de falha da aresta em função dos parâmetros geométricos S_γ e S_α



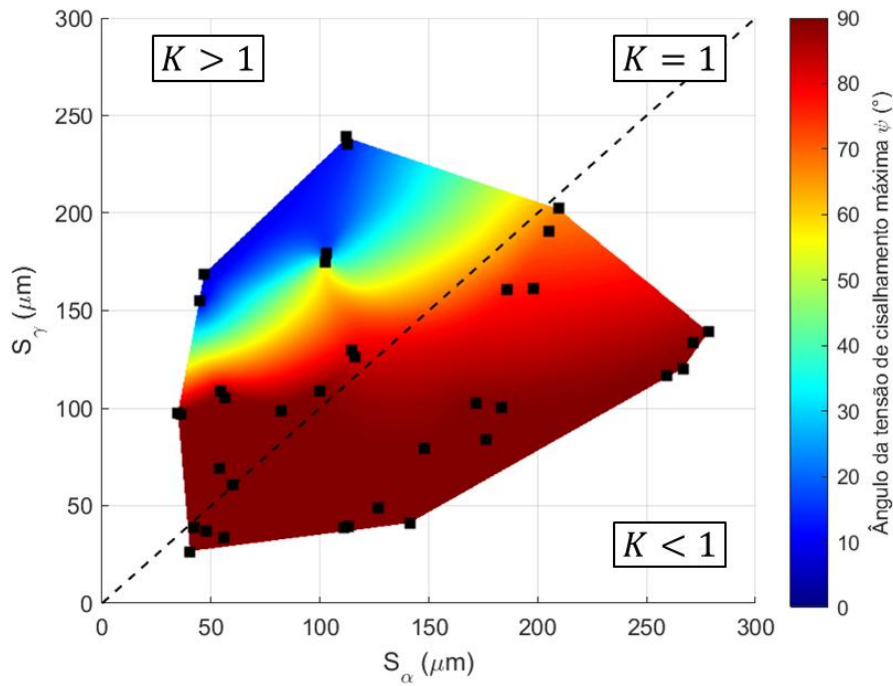
Fonte: Elaboração própria, 2026.

Os menores percentuais de falha foram obtidos para microgeometrias com $S_\gamma > 100 \mu\text{m}$ e os maiores para $S_\gamma < 100 \mu\text{m}$. Em geral, as falhas ocorreram majoritariamente na região do mapa em que a espessura nominal de cavaco era superior à dimensão da geometria de aresta na superfície de saída ($K < 1$), indicando a fragilidade de arestas de menor dimensão no caso estudado.

Verifica-se que a distribuição de cores no mapa de probabilidade de falha é similar à observada no mapa das tensões máximas de cisalhamento, gerando um indício de sua correlação, que pode ser reforçada pelo mapa de posicionamento da tensão máxima de cisalhamento ao longo do arredondamento, na Figura 35. Nela, observa-se que as tensões máximas foram predominantes entre o fim da microgeometria e o início da superfície de saída da ferramenta ($\psi \cong 90^\circ$), coincidindo com os pontos de falha ou nucleação do desgaste apresentados no Capítulo 6.2. O fato de as microgeometrias com fator de forma $K > 1$ terem apresentado menor probabilidade de falha corrobora a análise realizada, indicando que

tensões de cisalhamento máximas em ângulo menores, ou seja, em regiões mais próximas à superfície da peça usinada, causam significativamente menos falhas.

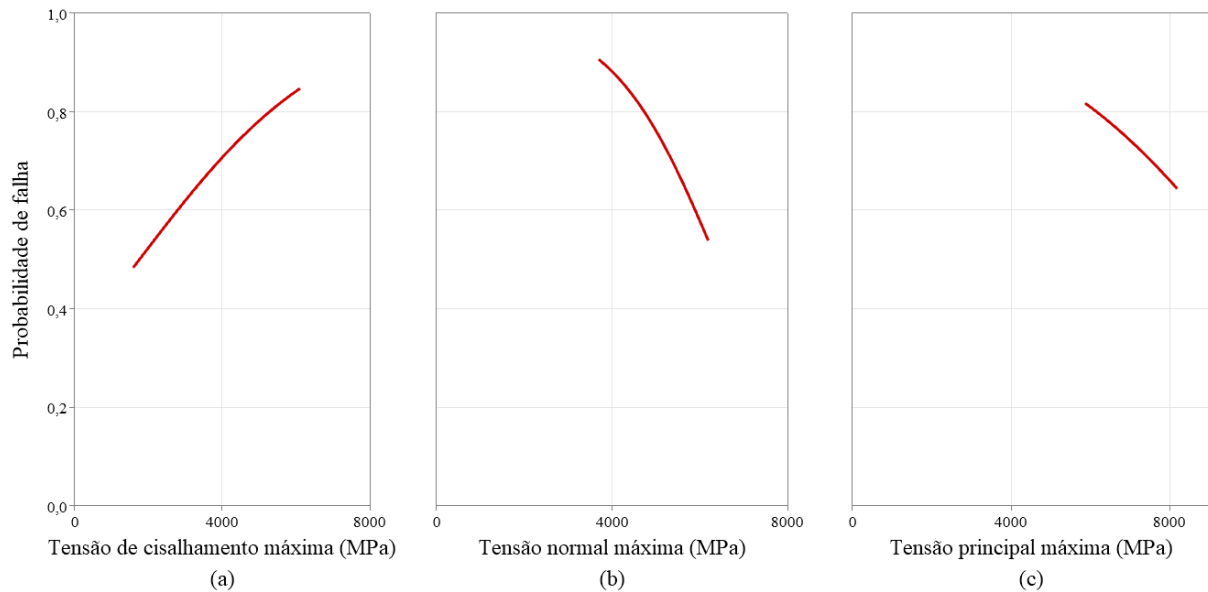
Figura 35 – Mapa do ângulo das tensões de cisalhamento τ máximas em função dos parâmetros geométricos da aresta da ferramenta S_γ e S_α



Fonte: Elaboração própria, 2026.

Ainda assim, considerando insuficiente esse resultado, a Figura 36 faz uma análise comparativa entre as três tensões máximas analisadas (τ , σ e σ_1) e a probabilidade de falha por meio de uma análise de efeitos principais. Considerando um nível de confiança de 95%, foram avaliados o coeficiente de regressão, o valor-p, a razão de chances e a correlação de *Spearman*.

Figura 36 – Gráficos de efeitos principais entre a probabilidade de falha da ferramenta e as tensões máximas de (a) cisalhamento τ , (b) normal σ e (c) principal máxima σ_1

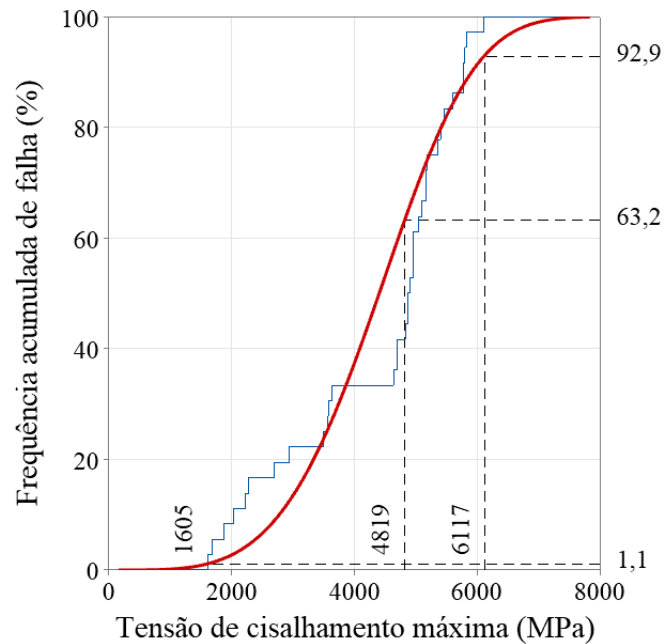


Fonte: Elaboração própria, 2026.

Os resultados estatísticos apontam para uma relação crescente entre a tensão de cisalhamento e a probabilidade de falha. Para essa tensão, observou-se um coeficiente de regressão maior que zero (0,000393); valor-p menor que 0,05 (0,013); razão de chances maior que um (1,0004); e correlação de *Spearman* maior que zero (0,322). Isso demonstra que a tensão de cisalhamento tem efeito significativo sobre a falha da ferramenta, reforçando a tendência crescente do gráfico com evidências estatísticas. De outra forma, para as tensões de compressão e principal máxima não foram observadas tendências crescentes ou significativas. Portanto, a tensão de cisalhamento foi escolhida, a fim de se avaliar a tensão crítica de início do desgaste, com base em uma distribuição de Weibull.

Na Figura 37, apresenta-se a relação entre a tensão de cisalhamento máxima e a distribuição acumulada de falha. Os parâmetros de forma e escala obtidos pelo ajuste gráfico foram idênticos ao calculados pelo método MLE, com módulo de Weibull $m = 4,08$ e tensão de resistência $\sigma_0 = 4819$ MPa.

Figura 37 – Relação entre a tensão de cisalhamento máxima τ e a distribuição acumulada de falha



Fonte: Elaboração própria, 2026.

O módulo de Weibull obtido para a ferramenta cerâmica ficou próximo à faixa de valores esperados para as cerâmicas de engenharia (Meyers e Chawla, 2008), além de indicar que a falha está ocorrendo por desgaste, pois $m > 1$. Nos ajustes das curvas, os pontos de alta densidade de falhas correspondem exatamente aos parâmetros de escala obtidos. Isso significa que 63,21% das arestas falharam com valor igual ou inferior à tensão de 4819 MPa.

Espera-se que, durante o corte, o material da ferramenta tenha resistência suficiente para não falhar, ou ainda, adiar a nucleação do desgaste. Na Figura 37, a menor tensão de cisalhamento (1605 MPa) corresponde a 1,10% de falha das arestas e a microgeometria $S_\alpha = 103,2 \mu\text{m}$ e $S_\gamma = 179,3 \mu\text{m}$. Assim, de acordo com o mapa da tensão de cisalhamento máxima para as diferentes geometrias de aresta (Figura 32a), praticamente todas elas têm chance de falhar durante o corte com as condições testadas, mas identifica-se que as com menor chance são aquelas com fator de forma $K > 1$. De maneira oposta, o percentual de falha de 92,9%, associado à maior tensão de cisalhamento (6116,6 MPa) ocorre principalmente para as arestas com os menores valores de S_γ .

7 CONCLUSÃO

A partir dos resultados obtidos na análise de tensões sobre ferramentas de cerâmica mista preparadas com diferentes geometrias de aresta e aplicadas no corte ortogonal do aço endurecido AISI 4140, podem ser tiradas as seguintes conclusões:

- Os mapas das forças de corte e penetração mostraram que os parâmetros geométricos da aresta influenciam diretamente nos esforços durante o corte. Em ambos os mapas, as forças foram mais sensíveis à variação de S_α , estabelecendo uma relação crescente com essa variável.
- Os gráficos de distribuição da tensão mostraram que as cargas mecânicas não são constantes ao longo da aresta. Além disso, os maiores valores de tensão se concentraram na região entre o fim da geometria de aresta e o início da superfície de saída da ferramenta ($\psi \cong 90^\circ$), exatamente onde os pontos de nucleação do desgaste foram encontrados nas arestas que apresentaram falha.
- O mapeamento das tensões (τ , σ e σ_1) forneceu uma tendência do comportamento entre diferentes microgeometrias. As menores tensões τ foram obtidas na região para $S_\gamma > 120 \mu\text{m}$. Com comportamento inverso, as menores tensões σ foram para $K < 1$, mas também com S_γ entre $100 \mu\text{m}$ e $150 \mu\text{m}$ como uma região de transição. Já a tensão σ_1 , apresentou os melhores resultados para $K > 1$ e espessura nominal de cavaco dentro da região da microgeometria.
- O mapa das probabilidades de falha mostrou resultados semelhantes ao mapa da tensão de cisalhamento, sobretudo em relação à proporcionalidade entre o avanço e a microgeometria. Adicionalmente, os testes estatísticos provaram que as tensões normais e principais máximas não tiveram relação direta com a probabilidade de falha. Por outro lado, a tensão de cisalhamento, demonstrou uma relação crescente e significativa, sendo, assim, a tensão mais relevante e adotada como critério de falha da ferramenta.
- O módulo de Weibull calculado e ajustado graficamente foi de 4,08, valor próximo aos valores encontrados na literatura para cerâmicas avançadas. Diante disso, a distribuição de Weibull pode ser utilizada em conjunto com as tensões de cisalhamento calculadas para previsão da nucleação do desgaste em ferramentas de cerâmica mista. A menor tensão de cisalhamento, obtida para microgeometria $S_\alpha = 103,2 \mu\text{m}$ e $S_\gamma = 179,3 \mu\text{m}$ (1605 MPa), pode ser adotada como a tensão crítica de falha da ferramenta de cerâmica mista, já que foram obtidos apenas 1,10% de falha das arestas.

- Destaca-se, por fim, que, em geral, ferramentas com fatores de forma $K > 1$ são as mais recomendadas para a usinagem do aço endurecido AISI 4140 com ferramenta de cerâmica mista, levando a menores valores de tensão de cisalhamento máxima na aresta.

7.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para complementar o trabalho desenvolvido e avançar na geração de conhecimento científico acerca do estudo das microgeometrias de ferramenta no torneamento duro, sugere-se:

- Expandir a análise para aplicação dos mapas de tensão desenvolvidos para a escolha das geometrias de aresta no raio de ponta da ferramenta no torneamento longitudinal.
- Gerar novos mapas de tensão para diferentes materiais de ferramenta, microgeometrias e parâmetros de corte, com o objetivo de mapear novas regiões, incluir outras variáveis do processo e correlacionar com as propriedades dos materiais.
- Avaliar o desempenho das microgeometrias em termos de acabamento superficial da peça usinada, por meio da análise da rugosidade e caracterização dos cavacos gerados.

REFERÊNCIAS

- ABBAS, A. T.; RAYES, M. M. EL; LUQMAN, M.; NAEIM, N.; HEGAB, H.; ELKASEER, A. On the Assessment of Surface Quality and Productivity Aspects in Precision Hard Turning of AISI 4340 Steel Alloy: Relative Performance of Wiper vs. Conventional Inserts. **Materials** **2020**, Vol. **13**, Page **2036**, v. 13, n. 9, p. 2036, 27 abr. 2020.
- ABDELHAKIM, D.; HARROU, F.; SUN, Y.; MAKHFI, S.; HABAK, M. Explainable machine learning for enhancing predictive accuracy of cutting forces in hard turning processes. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, 1 nov. 2024.
- ABNT NBR ISO 513:2013. **NBR ISO 513:2013: Classificação e aplicação de metais duros para usinagem com arestas de corte definidas – designação dos grupos principais e grupos de aplicação**. Disponível em: <<https://www.normas.com.br/visualizar/abnt-nbr-nm/24115/abnt-nbriso513-classificacao-e-aplicacao-de-metais-duros-para-a-usinagem-com-arestas-de-corte-definidas-denominacao-dos-grupos-principais-e-grupos-de-aplicacao>>. Acesso em: 24 maio. 2026.
- AKGÜN, M.; ÖZLÜ, B.; KARA, F. Effect of PVD-TiN and CVD-Al₂O₃ Coatings on Cutting Force, Surface Roughness, Cutting Power, and Temperature in Hard Turning of AISI H13 Steel. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 32, n. 3, p. 1390–1401, 1 fev. 2023.
- AMBHORE, N.; GAIKWAD, M.; PATIL, A.; SHARMA, Y.; MANIKJADE, A. Predictive modeling and optimization of dry turning of hardened steel. **International Journal on Interactive Design and Manufacturing (IJIDeM)**, v. 18, n. 8, p. 6281–6287, 2024.
- AOUICI, H.; ELBAH, M.; YALLESE, M. A.; FNIDES, B.; MEDDOUR, I.; BENLAHMIDI, S. Performance comparison of wiper and conventional ceramic inserts in hard turning of AISI 4140 steel: analysis of machining forces and flank wear. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 87, n. 5, p. 2221–2244, 2016.
- ASLAN, E.; CAMUŞCU, N.; BIRGÖREN, B. Design optimization of cutting parameters when turning hardened AISI 4140 steel (63 HRC) with Al₂O₃ + TiCN mixed ceramic tool. **Materials & Design**, v. 28, n. 5, p. 1618–1622, 1 jan. 2007.
- ASLANTAS, K.; UCUN, T. I.; ÇICEK, A. Tool life and wear mechanism of coated and uncoated Al₂O₃/TiCN mixed ceramic tools in turning hardened alloy steel. **Wear**, v. 274–275, p. 442–451, 27 jan. 2012.
- ASTM C1239-07. **Standard Practice for Reporting Uniaxial Strength Data and Estimating Weibull Distribution Parameters for Advanced Ceramics**. Disponível em: <<https://store.astm.org/c1239-07.html>>. Acesso em: 25 maio. 2026.
- ASTM C1327:2013. **Glass Standards and Ceramic Standards - Standards Products - Standards & Publications - Products & Services**. Disponível em: <<https://store.astm.org/products-services/standards-and-publications/standards/glass-standards-and-ceramic-standards.html>>. Acesso em: 24 maio. 2026.

BARTARYA, G.; CHOUDHURY, S. K. State of the art in hard turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 53, n. 1, p. 1–14, 1 fev. 2012.

BASSETT, E.; KÖHLER, J.; DENKENA, B. On the honed cutting edge and its side effects during orthogonal turning operations of AISI1045 with coated WC-Co inserts. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 5, n. 2, p. 108–126, 1 jan. 2012.

BOBZIN, K. High-performance coatings for cutting tools. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 18, p. 1–9, 2017.

BOING, D.; CASTRO, F. L.; SCHROETER, R. B. Prediction of PCBN tool life in hard turning process based on the three-dimensional tool wear parameter. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 106, n. 1, p. 779–790, 2020.

BOING, D.; ZILLI, L.; FRIES, C. E.; SCHROETER, R. B. Tool wear rate of the PCBN, mixed ceramic, and coated cemented carbide in the hard turning of the AISI 52100 steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 104, n. 9–12, p. 4697–4704, 1 out. 2019.

BORBA, M. Comportamento mecânico de cerâmicas utilizadas na confecção de próteses parciais fixas. **Universidade de São Paulo**, n. Tese (Doutorado em Ciências Odontológicas), p. 172, 23 jun. 2010.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; DENKENA, B. Advancing Cutting Technology. **CIRP Annals**, v. 52, n. 2, p. 483–507, 2003.

CALLISTER, W. D. **Ciência e engenharia de materiais: uma introdução**. Rio de Janeiro: LTC, 2008.

CAMPOCASSO, S.; COSTES, J. P.; FROMENTIN, G.; BISSEY-BRETON, S.; POULACHON, G. A generalised geometrical model of turning operations for cutting force modelling using edge discretisation. **Applied Mathematical Modelling**, v. 39, n. 21, p. 6612–6630, 1 nov. 2015.

CAPPELLINI, C.; ABENI, A. Development and implementation of crater and flank tool wear model for hard turning simulations. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 120, n. 3, p. 2055–2073, 2022.

CASCÓN, I.; SARASUA, J. A.; ELKASEER, A. Tailored Chip Breaker Development for Polycrystalline Diamond Inserts: FEM-Based Design and Validation. **Applied Sciences** 2019, Vol. 9, Page 4117, v. 9, n. 19, p. 4117, 1 out. 2019.

CRUZ, D. C.; SORDI, V. L.; VENTURA, C. E. H. Assessment of the surface integrity of ground cemented tungsten carbide cutting inserts and its influence on tool wear in turning of ferritic nodular cast iron. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 37, p. 613–622, 1 maio 2022.

CUTTING TOOLS, N. N. **Dedalus Consulting, New York**. Disponível em: <<https://dedalusconsulting.com/>>.

- DAS, S. R.; DHUPAL, D.; KUMAR, A. Experimental investigation into machinability of hardened AISI 4140 steel using TiN coated ceramic tool. **Measurement**, v. 62, p. 108–126, 1 fev. 2015.
- DENKENA, B.; BIERMANN, D. Cutting edge geometries. **CIRP Annals**, v. 63, n. 2, p. 631–653, 2014.
- DENKENA, B.; KOEHLER, J.; REHE, M. Influence of the Honed Cutting Edge on Tool Wear and Surface Integrity in Slot Milling of 42CrMo4 Steel. **Procedia CIRP**, v. 1, n. 1, p. 190–195, 1 jan. 2012.
- DENKENA, B.; KÖHLER, J.; BREIDENSTEIN, B.; ABRÃO, A. M.; VENTURA, C. E. H. Influence of the cutting edge preparation method on characteristics and performance of PVD coated carbide inserts in hard turning. **Surface and Coatings Technology**, v. 254, p. 447–454, 2014.
- DENKENA, B.; KÖHLER, J.; VENTURA, C. E. H. Customized cutting edge preparation by means of grinding. **Precision Engineering**, v. 37, n. 3, p. 590–598, 2013.
- DENKENA, B.; KRÖDEL, A.; HECKEMEYER, A. Numerical and experimental analysis of thermal and mechanical tool load when turning AISI 52100 with ground cutting edge microgeometries. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 35, p. 494–501, 2021.
- DENKENA, B.; LUCAS, A.; BASSETT, E. Effects of the cutting edge microgeometry on tool wear and its thermo-mechanical load. **CIRP Annals**, v. 60, n. 1, p. 73–76, 1 jan. 2011.
- DIAS, E. F.; BARROSO, C. C. G. C.; COSTA SILVA, S. DA; SHIGAKI, Y.; SANTOS, S. C. Evaluation of the performance of a PCBN tool in turning AISI D2 hardened steel in continuous and interrupted cutting. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 134, n. 11–12, p. 5657–5666, 1 out. 2024.
- DOSBAEVA, G. K.; HAKIM, M. A. EL; SHALABY, M. A.; KRZANOWSKI, J. E.; VELDHUIS, S. C. Cutting temperature effect on PCBN and CVD coated carbide tools in hard turning of D2 tool steel. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 50, p. 1–8, 1 maio 2015.
- ELBAH, M.; YALLESE, M. A.; AOUICI, H.; MABROUKI, T.; RIGAL, J. F. Comparative assessment of wiper and conventional ceramic tools on surface roughness in hard turning AISI 4140 steel. **Measurement**, v. 46, n. 9, p. 3041–3056, 1 nov. 2013.
- FARAHNAKIAN, M.; ELHAMI, S.; DANESHPAJOOH, H.; RAZFAR, M. R. Mechanistic modeling of cutting forces and tool flank wear in the thermally enhanced turning of hardened steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 88, n. 9–12, p. 2969–2983, 1 fev. 2017.
- FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. [s.l.] Editora blucher, 2018.

FULEMOVA, J.; JANDA, Z. Influence of the Cutting Edge Radius and the Cutting Edge Preparation on Tool Life and Cutting Forces at Inserts with Wiper Geometry. **Procedia Engineering**, v. 69, p. 565–573, 1 jan. 2014.

GAJRANI, K. K.; SURESH, S.; SANKAR, M. R. Environmental friendly hard machining performance of uncoated and MoS₂ coated mechanical micro-textured tungsten carbide cutting tools. **Tribology International**, v. 125, p. 141–155, 1 set. 2018.

GONDIM, R. M. Aplicação da distribuição de weibull no monitoramento da operação de torneamento. **Universidade Federal de Uberlândia**, n. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), p. 104, 7 mar. 2008.

GONG, F.; NI, X.; LIU, G.; LIU, C.; SUN, J. Cutting performance and failure mechanisms of TiB₂-TiC-Al₂O₃ multi-dimensional gradient ceramic tool in intermittent turning of hardened steel. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 118, p. 106438, 1 jan. 2024.

GROOVER, P. M. Fundamentals of Modern Manufacturing Materials Processes and Systems 4th . **John Wiley & Sons, Inc.**, p. 816, 2010.

GUO, Y. B.; SAHNI, J. A comparative study of hard turned and cylindrically ground white layers. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 2, p. 135–145, 2004.

HASSAN, S.; KHAN, S. A.; NAVEED, R.; SALEEM, M. Q.; MUFTI, N. A.; FAROOQ, M. U. Investigation on tool wear mechanisms and machining tribology of hardened DC53 steel through modified CBN tooling geometry in hard turning. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 127, n. 1, p. 547–564, 2023.

HUANG, Y.; LIANG, S. Y. Modeling of CBN Tool Flank Wear Progression in Finish Hard Turning. **Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 126, n. 1, p. 98–106, 1 fev. 2004.

HUSSAIN, G.; ALKAHTANI, M.; ALSULTAN, M.; BUHL, J.; KUMAR GUPTA, M. Chip formation, cutting temperature and forces measurements in hard turning of Gcr15 under the influence of PcBN chamfering parameters. **Measurement: Journal of the International Measurement Confederation**, v. 204, 30 nov. 2022.

IKBAL, N. A. M.; HALIM, S. A.; ALI, N. Estimating Weibull Parameters Using Maximum Likelihood Estimation and Ordinary Least Squares: Simulation Study and Application on Meteorological Data. **Mathematics and Statistics**, v. 10, n. 2, p. 269–292, 1 mar. 2022.

İYNEN, O.; EKŞİ, A. K.; ÖZDEMİR, M.; RAFIGHI, M.; AKYILDIZ, H. K. Comparative evaluation of CBN, ceramic, and carbide inserts during hard turning of AISI 4340 steel using Taguchi-based gray relational analysis. <https://doi.org/10.1142/S0218625X25501422>, 14 abr. 2025.

JING, H.; SHI, Y.; CHEN, Z.; CHEN, H.; MENG, X.; YI, M.; XIAO, G.; XU, C. Tool performance prediction by characterizing crack initiation and extension in Al₂O₃/TiN ceramic

tools by Voronoi diagram method. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 329, p. 111637, 25 nov. 2025.

KANG, Y.; DEROUACH, H.; BERGER, N.; HERRMANN, T.; L'HUILLIER, J. Experimental research of picosecond laser based edge preparation of cutting tools. **Journal of Laser Applications**, v. 32, n. 2, 1 maio 2020.

KARPAT, Y.; ÖZEL, T. Mechanics of high speed cutting with curvilinear edge tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 48, n. 2, p. 195–208, 1 fev. 2008.

KARPUSCHEWSKI, B.; BYELYAYEV, O.; MAIBORODA, V. S. Magneto-abrasive machining for the mechanical preparation of high-speed steel twist drills. **CIRP Annals**, v. 58, n. 1, p. 295–298, 1 jan. 2009.

KARPUSCHEWSKI, B.; SCHMIDT, K.; PRILUKOVA, J.; BEŇO, J.; MAŇKOVÁ, I.; HIEU, N. T. Influence of tool edge preparation on performance of ceramic tool inserts when hard turning. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 213, n. 11, p. 1978–1988, 2013.

KIENZLE, O. Die bestimmung von kräften und leistungen an spanenden werkzeugen und werkzeugmaschinen. **Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure**, v. 94, n. 11, p. 299–305, 1952.

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1: Cutting**. [s.l: s.n.].

KLOCKE, F.; KRATZ, H. Advanced Tool Edge Geometry for High Precision Hard Turning. **CIRP Annals**, v. 54, n. 1, p. 47–50, 2005.

LI, S.; HUANG, C.; LIU, H.; SHI, Z.; JI, L.; CUI, X.; DU, C.; WANG, Z.; XU, L.; HUANG, S. FEM and experimental research on residual stress, crack propagation and toughening mechanisms of novel bionic ceramic cutting tools. **Materials Characterization**, v. 223, p. 114875, 1 maio 2025.

LIU, C.; WHITE, R. W.; DUMAIS, S. Understanding web browsing behaviors through weibull analysis of dwell time. **SIGIR 2010 Proceedings - 33rd Annual International ACM SIGIR Conference on Research and Development in Information Retrieval**, p. 379–386, 2010.

MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B. DA. **Teoria da usinagem dos materiais**. [s.l.] Editora Blucher, 2015.

MAGALHÃES, F. C.; VENTURA, C. E. H.; ABRÃO, A. M.; DENKENA, B. Experimental and numerical analysis of hard turning with multi-chamfered cutting edges. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 49, p. 126–134, 2020.

MAISS, O.; GROVE, T.; DENKENA, B. Influence of asymmetric cutting edge roundings on surface topography. **Production Engineering**, v. 11, n. 4–5, p. 383–388, 1 out. 2017.

MEDDOUR, I.; YALLESE, M. A.; KHATTABI, R.; ELBAH, M.; BOULANOUAR, L. Investigation and modeling of cutting forces and surface roughness when hard turning of AISI 52100 steel with mixed ceramic tool: cutting conditions optimization. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 77, n. 5–8, p. 1387–1399, 1 mar. 2015.

MERCHANT, M. E. Basic mechanics of the metal-cutting process. **Journal of Applied Mechanics**, p. A168–A175, 1944.

_____. Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. **Journal of Applied Physics**, v. 16, n. 5, p. 267–275, 1 maio 1945.

MEURER, M.; TEKKAYA, B.; SCHRAKNEPPER, D.; BERGS, T.; MÜNSTERMANN, S. **Numerical prediction of machining induced residual stresses when hard cutting AISI 4140**Procedia CIRP. **Anais...Elsevier B.V.**, 2022

MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K. Mechanical Behavior of Materials. 6 nov. 2008.

MITSUBISHI. **Materiais das Ferramentas de Corte**. Disponível em: <https://www.mitsubishicarbide.net/contents/mht/pt/html/product/technical_information/information/cutting_tool.html>. Acesso em: 25 maio. 2026.

NGOC, T. B.; DUC, T. M.; TUAN, N. M.; LONG, T. T. **Influence of Al₂O₃/MoS₂ hybrid nanofluid MQL on surface roughness, cutting force, tool wear and tool life in hard turning**Forces in MechanicsElsevier B.V., , 1 ago. 2024.

ÖZEL, T. Computational modelling of 3D turning: Influence of edge micro-geometry on forces, stresses, friction and tool wear in PcBN tooling. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, n. 11, p. 5167–5177, 2009.

ÖZTÜRK, E. FEM and statistical-based assessment of AISI-4140 dry hard turning using micro-textured insert. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 81, p. 290–300, 1 set. 2022.

PANDA, A.; SAHOO, A. K.; ROUT, A. K.; KUMAR, R.; DAS, R. K. **Investigation of Flank Wear in Hard Turning of AISI 52100 Grade Steel Using Multilayer Coated Carbide and Mixed Ceramic Inserts**Procedia Manufacturing. **Anais...Elsevier B.V.**, 2018

PATEL, V. D.; GANDHI, A. H. Analytical and Empirical Modeling of Wear and Forces of CBN Tool in Hard Turning - A Review. **Journal of The Institution of Engineers (India): Series C**, v. 98, n. 4, p. 507–513, 1 ago. 2017.

RAFIGHI, M.; ÖZDEMİR, M.; SHEHABI, S. AL; KAYA, M. T. Sustainable Hard Turning of High Chromium AISI D2 Tool Steel Using CBN and Ceramic Inserts. **Transactions of the Indian Institute of Metals**, v. 74, n. 7, p. 1639–1653, 2021.

RECHT, R. F. A Dynamic Analysis of High-Speed Machining. **Journal of Engineering for Industry**, v. 107, n. 4, p. 309–315, 1 nov. 1985.

RITTER, J. E. Predicting lifetimes of materials and material structures. **Dental Materials**, v. 11, n. 2, p. 142–146, 1 mar. 1995.

SAHIN, Y. Comparison of tool life between ceramic and cubic boron nitride (CBN) cutting tools when machining hardened steels. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 209, n. 7, p. 3478–3489, 1 abr. 2009.

SAIKAEW, C.; PAENGCHIT, P.; WISITSORAAT, A. Machining performances of TiN+AlCrN coated WC and Al₂O₃+TiC inserts for turning of AISI 4140 steel under dry condition. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 50, p. 412–420, 1 fev. 2020.

SALEHI, M.; SCHMITZ, T. L.; COPENHAVER, R.; HAAS, R.; OVTCHAROVA, J. Probabilistic Prediction of Cutting and Ploughing Forces using Extended Kienzle Force Model in Orthogonal Turning Process. **Procedia CIRP**, v. 77, p. 90–93, 1 jan. 2018.

SCOPUS. **Scopus**. Disponível em: <<https://www.scopus.com>>. Acesso em: 19 maio. 2026.

SHALABY, M. A.; HAKIM, M. A. EL; ABDELHAMEED, M. M.; KRZANOWSKI, J. E.; VELDHUIS, S. C.; DOSBAEVA, G. K. Wear mechanisms of several cutting tool materials in hard turning of high carbon–chromium tool steel. **Tribology International**, v. 70, p. 148–154, 1 fev. 2014.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. [s.l.] Oxford university press, 2005.

SHELDON, D. A.; LEWIS, D. Fabrication and Proper Ties of a Ceramic Fiber-Ceramic Matrix Composite. **Journal of the American Ceramic Society**, v. 59, n. 7-8, p. 372–374, 1976.

SINGH, D.; RAO, P. V. Flank wear prediction of ceramic tools in hard turning. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 50, n. 5–8, p. 479–493, 3 set. 2010.

STORCH, B.; ZAWADA-TOMKIEWICZ, A. Distribution of unit forces on the tool edge rounding in the case of finishing turning. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology** 2011 60:5, v. 60, n. 5, p. 453–461, 23 set. 2011.

_____. Distribution of unit forces on the tool nose rounding in the case of constrained turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 57, p. 1–9, 1 jun. 2012.

SUJUAN, W.; TAO, Z.; WENPING, D.; ZHANWEN, S.; TO, S. Analytical modeling and prediction of cutting forces in orthogonal turning: a review. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology** 2021 119:3, v. 119, n. 3, p. 1407–1434, 26 nov. 2021.

SUN, Y.; MA, L.; JIA, J.; TAN, Y.; QI, S.; TANG, B.; LI, H.; ZHOU, Y. The generation mechanism of cutting heat and the theoretical prediction model for temperature on the rake face of the cutting tool in Zirconia ceramics. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 132, p. 584–597, 26 dez. 2024.

SURESH, S. Crack deflection: Implications for the growth of long and short fatigue cracks. **Metallurgical Transactions A** 1983 14:11, v. 14, n. 11, p. 2375–2385, nov. 1983.

TAEGUTEC. **Catálogo de ferramentasTaeguTec**. [s.l: s.n.]. Disponível em: <<https://www.taegutec.com>>. Acesso em: 24 maio. 2026.

TAMIZHARASAN, T.; SELVARAJ, T.; HAQ, A. N. Analysis of tool wear and surface finish in hard turning. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 28, n. 7–8, p. 671–679, 24 abr. 2006.

TANG, L.; HUANG, J.; XIE, L. Finite element modeling and simulation in dry hard orthogonal cutting AISI D2 tool steel with CBN cutting tool. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 53, n. 9, p. 1167–1181, 2011.

TEKKAYA, B.; MEURER, M.; DÖLZ, M.; KÖNEMANN, M.; MÜNSTERMANN, S.; BERGS, T. Modeling of microstructural workpiece rim zone modifications during hard machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 311, p. 117815, 1 jan. 2023.

TONSHOFF, H. K.; ARENDT, C.; AMOR, R. BEN. Cutting of Hardened Steel. **CIRP Annals**, v. 49, n. 2, p. 547–566, 1 jan. 2000.

TONSHOFF, H. K.; WOBKER, H. G.; BRANDT, D. Hard turning influence on the workpiece properties. **Trans NAMRI/SME**, v. 23, p. 215–220, 1995.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. [s.l.] Butterworth-Heinemann, 2000.

VENTURA, C. E. H.; BREIDENSTEIN, B.; DENKENA, B. Influence of customized cutting edge geometries on the workpiece residual stress in hard turning. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, v. 232, n. 12, p. 2132–2139, 1 out. 2018.

VENTURA, C. E. H.; DENKENA, B. **Preparação de arestas de ferramentas de cerâmica mista por retificação e sua aplicação no torneamento de aço endurecido** 8º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. **Anais...** 2015

VENTURA, C. E. H.; KÖHLER, J.; DENKENA, B. Cutting edge preparation of PCBN inserts by means of grinding and its application in hard turning. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 6, n. 4, p. 246–253, 2013.

VENTURA, C. E. H.; KÖHLER, J.; DENKENA, B. Influence of cutting edge geometry on tool wear performance in interrupted hard turning. **Journal of Manufacturing Processes**, v. 19, p. 129–134, 1 ago. 2015.

VENTURA, C. E. H.; MAGALHÃES, F. C.; ABRÃO, A. M.; DENKENA, B.; BREIDENSTEIN, B. Performance evaluation of the edge preparation of tungsten carbide inserts applied to hard turning. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 112, n. 11, p. 3515–3527, 2021.

WACHTMAN, J. B.; CANNON, W. R.; MATTHEWSON, M. J. Mechanical Properties of Ceramics, Second Edition. **Mechanical Properties of Ceramics, Second Edition**, p. 1–479, 11 set. 2009.

WANG, W.; BIERMANN, D.; ASSMUTH, R.; ARIF, A. F. M.; VELDHUIS, S. C. Effects on tool performance of cutting edge prepared by pressurized air wet abrasive jet machining (PAWJM). **Journal of Materials Processing Technology**, v. 277, 1 mar. 2020.

- WEIBULL, W. A Statistical Distribution Function of Wide Applicability. **Journal of Applied Mechanics**, v. 18, n. 3, p. 293–297, 1 set. 1951.
- WENG, J.; ZHUANG, K.; ZHU, D.; GUO, S.; DING, H. An analytical model for the prediction of force distribution of round insert considering edge effect and size effect. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 138–139, p. 86–98, 1 abr. 2018.
- YUSSEFIAN, N. Z.; KOSHY, P.; BUCHHOLZ, S.; KLOCKE, F. Electro-erosion edge honing of cutting tools. **CIRP Annals**, v. 59, n. 1, p. 215–218, 1 jan. 2010.
- ZHANG, G.; GUO, C. Modeling of Cutting Force Distribution on Tool Edge in Turning Process. **Procedia Manufacturing**, v. 1, p. 454–465, 1 jan. 2015.
- ZHANG, W.; ZHUANG, K. Effect of cutting edge microgeometry on surface roughness and white layer in turning AISI 52100 steel. **Procedia CIRP**, v. 87, p. 53–58, 2020.
- ZHAO, T.; ZHOU, J. M.; BUSHLYA, V.; STÅHL, J. E. Effect of cutting edge radius on surface roughness and tool wear in hard turning of AISI 52100 steel. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology** 2017 91:9, v. 91, n. 9, p. 3611–3618, 26 jan. 2017.
- ZHAO, Y.; LU, J.; ZHANG, Y.; WU, F.; HUO, D. Development of an analytical model based on Mohr–Coulomb criterion for cutting of metallic glasses. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 106, p. 168–175, 1 fev. 2016.
- ZHUANG, K.; FU, C.; WENG, J.; HU, C. Cutting edge microgeometries in metal cutting: a review. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 116, n. 7, p. 2045–2092, 2021.