



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM**  
**ENGENHARIA DE PRODUÇÃO**

**“USINABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL SUPERMARTENSÍTICO  
DURANTE O SERRAMENTO CIRCULAR UTILIZANDO SERRAS  
COM INSERTOS INTERCAMBIÁVEIS DE METAL DURO  
REVESTIDOS E SEM REVESTIMENTO”**

**MARIA CRISTINA MOREIRA**

**Belo Horizonte**

**2016**

MARIA CRISTINA MOREIRA

**“USINABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL SUPERMARTENSÍTICO  
DURANTE O SERRAMENTO CIRCULAR UTILIZANDO SERRAS  
COM INSERTOS INTERCAMBIÁVEIS DE METAL DURO  
REVESTIDOS E SEM REVESTIMENTO”**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito à obtenção do título de Doutora em Engenharia de Produção.

**Área de concentração:** Produção e Logística

**Orientador:** Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão

**Coorientador:** Prof. Dr. Paulo Eustáquio Faria

**Belo Horizonte**  
**Escola de Engenharia da UFMG**  
**2016**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE PRODUÇÃO

UFMG

## ATA DA DEFESA DE TESE DA ALUNA MARIA CRISTINA MOREIRA

Realizou-se, no dia 17 de fevereiro de 2016, às 13:00 horas, Auditório do Departamento de Engenharia Mecânica, da Universidade Federal de Minas Gerais, a 13ª defesa de tese, intitulada *USINABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL SUPERMARTENSÍTICO DURANTE O SERRAMENTO CIRCULAR UTILIZANDO SERRAS COM INSERTOS INTERCAMBIÁVEIS DE METAL DURO REVESTIDOS E SEM REVESTIMENTO*, apresentada por MARIA CRISTINA MOREIRA, número de registro 2012652810, graduada no curso de ENGENHARIA INDUSTRIAL ELÉTRICA, como requisito parcial para a obtenção do grau de Doutor em ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, à seguinte Comissão Examinadora: Prof(a). Alexandre Mendes Abrao - Orientador (UFMG), Prof(a). Paulo Eustáquio de Faria (UFMG), Prof(a). Juan Carlos Campos Rubio (Universidade Federal de Minas Gerais), Prof(a). Marcelo Araújo Câmara (Universidade Federal de Minas Gerais), Prof(a). Ricardo Nolasco de Carvalho (Vallourec), Prof(a). Reginaldo Teixeira Coelho (Universidade de São Paulo).

A Comissão considerou a tese:

Aprovada

Reprovada

Finalizados os trabalhos, lavrei a presente ata que, lida e aprovada, vai assinada por mim e pelos membros da Comissão.

Belo Horizonte, 17 de fevereiro de 2016.

Prof(a). Alexandre Mendes Abrao ( Doutor )

Prof(a). Paulo Eustáquio de Faria ( Doutor )

Prof(a). Juan Carlos Campos Rubio ( Doutor )

Prof(a). Marcelo Araújo Câmara ( Doutor )

Prof(a). Ricardo Nolasco de Carvalho ( Doutor )

Prof(a). Reginaldo Teixeira Coelho ( Doutor )

## **AGRADECIMENTOS**

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, pela oportunidade de realizar este trabalho.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – CAPES, pela bolsa de estudos Programa PDSE para a Texas A&M University (Estados Unidos da América).

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais – FAPEMIG e ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico – CNPq pela infraestrutura laboratorial que permitiu a realização deste projeto.

À Kampmann do Brasil Ltda. pelo apoio ao projeto e pelo fornecimento de insumos, equipamentos (sistema de refrigeração e placa de aquisição de dados), auxílio financeiro à minha participação em congressos e complemento financeiro durante minha estadia na Texas A&M University (Estados Unidos da América).

Ao Centro de Microscopia da Universidade Federal de Minas Gerais por permitir a utilização do seu microscópio eletrônico de varredura e promover apoio técnico para a análise das imagens das amostras. Em especial, agradeço ao Sr. Willian Tito Soares e ao Dr. José Alberto da Cruz Júnior pelo apoio técnico.

Ao Dr. Ricardo Nolasco de Carvalho da Vallourec Tubos do Brasil S.A. pelo apoio ao projeto no quesito fornecimento do material dos corpos de prova.

Aos Prof. Alexandre Mendes Abrão e Prof. Paulo Eustáquio Faria pela orientação e coorientação.

À Profa. Hong Liang por acreditar no projeto e pela preciosa contribuição durante as análises tribológicas.

Ao Prof. Paulo Roberto Cetlin por proporcionar a parceria entre a Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG) e Texas A&M University (TAMU).

Ao Prof. Juan Carlos Campos Rubio pelas contribuições ao projeto no que se refere à escolha de equipamentos para execução dos ensaios de usinagem e apoio durante estes ensaios, além de apoio nos momentos difíceis.

Aos Prof. Paulo César de Matos Rodrigues e Prof. Marcelo Araújo Câmara pelo apoio o projeto no eu se refere às análises do aço inoxidável supermartensítico e dos insertos.

Ao Prof. Meinhard Sesselmann pelo apoio ao projeto no que se refere à análise de microdureza das amostras de aço.

Aos Srs. Clayton Ferreira (Sandvik Hard Materials), Ranulfo Vieira, Rudolf Malaquias, Emerson Cardoso, Anderson Silva e Dorival Silveira (Sandvik Coromant) pelo apoio no desenvolvimento dos insertos da lâmina de serra utilizadas neste experimento.

Ao Sr. Edmar Ferreira Morato da empresa Immor por realizar a furação das serras utilizadas neste experimento além das ilustrações das serras.

Ao Sr. Tertuliano Alves de Oliveira da empresa Aço Liver pela preparação dos corpos de prova.

Aos colegas da UFMG, Caio Henrique Alves Maciel, Fernando Mendes Coimbra de Mendonça, Gleydson Albano de Machado, Rodrigo Cardoso de Menezes e Carlos Artur Alevato Leal, Hugo Vilaça Lima e aos colegas do *Surface Science Group* da Texas A&M University, em especial ao Carlos Joel Sanchez, pelo apoio no desenvolvimento deste trabalho.

À minha mãe Mirian Soares Simões Moreira, meu pai Pedro Lúcio Moreira, minha irmã Nina Flávia Moreira, meu sobrinho Joaquim Moreira Gil e ao meu cunhado Demetrius Gil, pelo apoio e paciência.

Aos meus amigos Jason França, Bruna Amin, Ellen Fraga, Guinea Cardoso, Caroline Loureiro, Arnaldo Lima e Miguel Angel Salazar, pela amizade e apoio.

Meus sinceros agradecimentos.

*“Queremos ter certezas e não dúvidas, resultados e não experiências, mas nem mesmo percebemos que as certezas só podem surgir através das dúvidas e os resultados somente através das experiências.”*

**Carl Gustav Jung**

## RESUMO

O aço inoxidável supermartensítico é um dos materiais empregados na fabricação de tubos rígidos para extração de petróleo e gás natural na camada do Pré-Sal por possuir maior resistência à corrosão por CO<sub>2</sub> e H<sub>2</sub>S se comparado com o aço inoxidável martensítico convencional. Com o aumento da demanda por este produto e a consequente necessidade de otimização da sua produção surgiu a necessidade de se investigar a usinabilidade deste material, em especial o estudo do serramento circular. O presente trabalho tem como objetivo identificar os principais fatores que influenciam a usinabilidade do aço inoxidável supermartensítico durante o serramento circular utilizando ferramentas com insertos intercambiáveis de metal duro sem revestimento e revestidos pelos métodos deposição física de vapor (PVD) e deposição química de vapor a média temperatura (MT-CVD). Mais especificamente, foi analisada a influência dos parâmetros velocidade de corte, avanço por dente e revestimento do inserto sobre a força de corte, temperatura, integridade superficial e cavacos gerados, além da análise do desgaste dos insertos e das alterações microestruturais induzidas na superfície serrada. Para cada serra circular, os dados referentes às grandezas de saída que foram avaliados estatisticamente por meio da análise de variância. Para todas as grandezas de saída analisadas, foi calculado seu valor médio e intervalo de confiança de 95% com o intuito de verificar se os valores obtidos para as três serras eram estatisticamente distintos. De maneira geral, os resultados mostraram que a força de corte reduziu com o aumento da velocidade de corte e aumentou com a elevação do avanço para as três serras testadas. A temperatura de serramento aumentou com o aumento da velocidade de corte para as três serras, ao passo que a elevação do avanço provocou o aumento da temperatura apenas para a serra com insertos revestidos por PVD. A maior temperatura de serramento foi registrada para serra com insertos sem revestimento. Quanto ao desgaste dos insertos, notou-se para a serra com insertos revestidos por MT-CVD apresentou o menor desgaste. Com relação à integridade superficial, a análise da largura da fenda produzida pelo serramento indicou que a alteração dos parâmetros de corte não influenciou o valor desta grandeza. A rugosidade da superfície serrada aumentou com a elevação da velocidade de corte quando empregada a serra com insertos revestidos por MT-CVD e o aumento do avanço elevou a rugosidade para a serra sem revestimento. O menor valor de rugosidade foi obtido usando a serra com insertos revestidos por MT-CVD. No que se refere à altura da rebarba, com a elevação da velocidade de corte houve a redução da altura da rebarba para a serra com insertos sem revestimento e aumento desta grandeza para as serras com insertos revestidos. Comportamento inverso foi observado quando ocorreu a elevação do avanço. Analisando a microestrutura e microdureza das superfícies serradas notou-se que não houve alteração destas grandezas com o aumento da velocidade de corte. De forma geral, foram produzidos cavacos curtos e com o aumento da velocidade de corte foi observado que ocorreu a conexão entre os cavacos. O tipo do cavaco gerado pelo serramento circular do aço inoxidável supermartensítico é segmentada.

**Palavras-chave:** Aço inoxidável supermartensítico, serramento circular, insertos intercambiáveis, metal duro revestido

## ABSTRACT

Supermartensitic stainless steel is the most suitable material for the manufacture of rigid tubes for oil and natural gas extraction from the Pre-Salt layer because it possesses superior mechanical properties in aggressive environments. Therefore, the demand increase for this product has required the improvement of the production process. Consequently, it is necessary the better understanding of the phenomena occurring during machining of this material, especially the study of circular sawing. The work aims to identify the main factors affecting the machinability of supermartensitic stainless steel when circular sawing using uncoated and coated (by means of PVD and MT-CVD techniques) indexable tungsten carbide inserts. More specifically, the influence of the input parameters (cutting speed, feed rate and insert coating) on the output parameters (cutting force, temperature, surface quality and chip) is investigated using analysis of variance with a confidence interval of 95%. In addition to that, tool wear and subsurface alterations induced by circular sawing on the work material were assessed. The results indicated that cutting force was reduced as cutting speed was elevated and increased with feed rate for the three saw blades. Cutting temperature increased with cutting speed and feed rate and the highest value was observed when cutting with uncoated inserts. The lowest inserts wear was observed with MT-CVD inserts coated. As far as the integrity of the machined surface is concerned, the slot width analysis indicated that the cutting parameters did not affect its value. Slot roughness increased with cutting parameters when the MT-CVD coated inserts were used. Burr higher increased with cutting speed only when uncoated inserts were tested and the opposite behavior was noted when feed rate was elevated. The microstructure and microhardness of the work material did not change with the increase of cutting speed for the three saw blades. Short and segmented chip were produced, however, when cutting speed was elevated connected chips were generated.

**Keywords:** Supermartensitic stainless steel, circular sawing, indexable inserts, coated tungsten carbide



## LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1: Distribuição de fases da liga com base 0,01%C-Fe-Cr-Mo.....	7
Figura 3.2: Aço inoxidável supermartensítico revenido à 625° C: (a) microestrutura e (b) austenita retida nas regiões interlamelares. ....	9
Figura 3.3: (a) Microestrutura típica dos aços inoxidáveis supermartensíticos enriquecidos de titânio e (b) os círculos indicam os precipitados de Ti(C,N).....	10
Figura 3.4: Movimentos dos três tipos de serramento: (a) serra alternativa, (b) serra de fita e (c) serra circular.....	15
Figura 3.5: Partes principais do disco da serra circular com insertos .....	21
Figura 3.6: Serramento circular de tubos com: (a) serra convencional e (b) várias serras.....	21
Figura 3.7: Geometria dente pré-cortador e cortador .....	23
Figura 3.8: Geometria dente sulco alternado .....	23
Figura 3.9: Vista sobre o Plano de Referência ( $P_r$ ) .....	24
Figura 3.10: Vista sobre o Plano de Corte ( $P_s$ ).....	25
Figura 3.11: Vista sobre o Plano Ortogonal ( $P_o$ ).....	25
Figura 3.12: Efeito da temperatura sobre a dureza dos carbonetos .....	27
Figura 3.13: Diagrama de fases $\beta$ e $\gamma$ aplicado à ferramentas de metal duro .....	29
Figura 3.14: Esquema da microestrutura do metal duro.....	30
Figura 3.16: Comparação das condições de pressão e temperatura para os métodos de revestimento .....	32
Figura 3.16: Comparação da tensão transversal de ruptura do metal duro 73WC-19(Ti,Ta, Nb)C-BCo com e sem revestimento .....	33
Figura 3.17: Influência do método de revestimento sobre o desgaste do metal duro.....	38
Figura 3.20: Influencia do método de revestimento sobre a tensão residual.....	39
Figura 3.19: Profundidade de corte ( $a_p$ ) e a penetração de trabalho ( $a_e$ ) .....	41
Figura 3.20: Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido ....	47
Figura 3.21: Trincas térmicas em serra de fricção.....	48
Figura 3.22: Influência da velocidade de corte sobre a temperatura de usinagem .....	49
Figura 3.23: Curva da emissividade do aço inoxidável austenítico 316L em função da temperatura .....	50
Figura 3.24: Influência da (a) velocidade de corte e (b) avanço sobre a temperatura média na interface entre cavaco e ferramenta .....	51

Figura 3.25: Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura.....	54
Figura 3.26: Superfície de folga do inserto de metal duro: (a) antes e (b) após realização dos ensaios (volume removido igual a 103701,60 mm <sup>3</sup> ).....	57
Figura 3.27: Superfície de folga do inserto cermet após remover o volume total de 44704 mm <sup>3</sup> .....	57
Figura 3.28: Aresta de corte do inserto de metal duro com geometria sulco alternado após remover o volume total de 44704 mm <sup>3</sup> .....	58
Figura 3.29: Desgaste do inserto de metal duro P20 após 100 cortes do tubo de aço S235JR	58
Figura 3.30: (a) Vista transversal da cunha de corte e (b) vista da superfície de folga.....	60
Figura 3.31: Influência do comprimento cortado sobre o desgaste de flanco ( $v_c=110$ m/min; $f=0,08$ mm/rev; $a_p=10$ mm) .....	61
Figura 3.32: Caracterização da microgeometria da aresta de corte.....	61
Figura 3.33: Marcas na superfície cortada após serramento circular .....	64
Figura 3.34: Definição de rebarba fixa na borda de uma peça usinada teórica.....	68
Figura 3.35: Rebarbas aderidas ao final do corte: (a) serra de cermet com geometria sulco alternado,(b) metal duro geometria sulco alternado e (c) metal duro geometria com pré-cortador e cortador ( $v_c= 140$ m/min e $f_z= 0,07$ mm/rev) .....	69
Figura 3.36: Estrutura das camadas após usinagem de um material metálico .....	71
Figura 3.37: Deformação plástica do material ABNT 1015 endurecido da peça após furação, $v_c = 200$ m/min e $f = 0,1$ mm utilizando (a) ferramenta nova e (b) ferramenta desgastada .....	72
Figura 3.38: Microestrutura da seção transversal da superfície após torneamento fino das ligas (a) AlSi5 e (b) AlSi20.....	72
Figura 3.39: Formação de cavaco por deformação plástica contínua (a) material da peça, (b) estrutura do cavaco, (c) porção da superfície de saída em contato com o cavaco, (d) porção da superfície de folga em contato com a peça, (e) aresta de corte ( $v_c$ ) velocidade de corte e ( $v_{ch}$ ) velocidade de escoamento do cavaco. ....	75
Figura 3.40: Formação do cavaco durante o serramento circular discordante .....	77
Figura 3.41: Serramento circular: (a) sem quebra-cavaco e (b) com quebra-cavaco .....	77
Figura 3.42: Diferentes situações de desgaste para insertos com quebra-cavaco na superfície de saída .....	78
Figura 3.43: Modificação do cavaco com o aumento do desgaste de flancos.....	79

Figura 3.44: Cavacos gerados pelas serras: (a) cermet, (b) metal duro com geometria sulco alternado e (c) metal duro com dente pré-cortador e cortador, sob velocidade de corte de 140 m/min e avanço por dente de 0,04 mm/rev .....	80
Figura 3.45: Coloração dos cavacos sob diferentes velocidades de corte: (a) $v_c = 50$ m/min, (b) $v_c=70$ m/min, (c) $v_c=90$ m/min e (d) $v_c=110$ m/min ( $f=0,08$ mm/rev, $a_e=0,7$ mm e $a_p=10$ mm).....	81
Figura 3.46: Tipos de cavaco em relação às propriedades do material .....	84
Figura 3.47: Cavaco lamelar (condições de fresamento: SKD11, 62 HRC, inserto de metal duro revestido com (Ti,Si)N, $v_c=200$ m/min, $f_z=0,03$ mm/rev, $a_p=0,30$ mm) .....	87
Figura 3.48: Cavacos produzidos durante usinagem do aço com baixo teor de carbono com condições de corte: avanço (0,10 mm), velocidade de corte (a) 150 e (b) 1500 m/min.....	87
Figura 4.1: Aço inoxidável supermartensítico: (a) microestrutura e (b) elementos químicos que compõem a fase martensítica.....	89
Figura 4.2: Precipitado de titânio: (a) microestrutura e (b) composição química .....	90
Figura 4.3: Preparação do corpo de prova: (a) fresamento do corpo de prova e (b) vista superior do teste de serramento .....	91
Figura 4.4: Etapas do corpo de prova antes e após aos ensaios: (a) tubo original, (b) tubo após fresamento e (c) tubo após serramento circular.....	91
Figura 4.5: Curva de carga do centro de usinagem Romi Discovery 560.....	92
Figura 4.6: Serra circular com insertos de metal duro.....	93
Figura 4.7: Inserto intercambiável com geometria de sulco alternado.....	93
Figura 4.8: Microestrutura do metal duro classe ISO M30 .....	94
Figura 4.9: Seção transversal do inserto de metal duro da classe ISO M30 com revestimento (Ti,Al)N-TiN multicamada produzido por PVD .....	95
Figura 4.10: Seção transversal do inserto de metal duro da classe ISO M30 com revestimento Ti(C,N)-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -TiN produzido por MT-CVD .....	96
Figura 4.11: Detalhe da aresta de corte do inserto com revestimento produzido por MT-CVD .....	96
Figura 4.12: Inserto fixo no alojamento do dente.....	97
Figura 4.13: Montagem do flange e da serra no mandril.....	98
Figura 4.14: Centro de usinagem Romi Discovery 560 .....	98
Figura 4.15: Sistema de lubrificarrefrigeração por mínima quantidade de fluido (MQF) .....	99
Figura 4.16: Montagem do experimento no centro de usinagem Romi Discovery 560 para realização dos ensaios de corte.....	100

Figura 4.17: Máquina de medição de coordenadas Tesa Micro-Hite 3D.....	100
Figura 4.18: Máquina de corte por jato d'água Flow 3M WMC.....	101
Figura 4.19: Perfilômetro Qualitest TR1900.....	101
Figura 4.20: Microscópio óptico Keyence VHX-600 com a lente VHZ100.....	102
Figura 4.21: Fluxograma de atividades .....	104
Figura 5.1: Análise de resíduos para os dados da força de corte.....	109
Figura 5.2: Efeito da velocidade de corte sobre a força de corte.....	110
Figura 5.3: Efeito do avanço sobre a força de corte .....	111
Figura 5.4: Comparação entre os valores médios força de corte (intervalo de confiança de 95%) .....	112
Figura 5.5: Análise de resíduos para os dados da temperatura de serramento .....	113
Figura 5.6: Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura de serramento.....	115
Figura 5.7: Efeito do avanço sobre a temperatura de serramento .....	116
Figura 5.8: Comparação entre os valores médios de temperatura de serramento (intervalo de confiança de 95%) .....	117
Figura 5.9: Superfície de folga dos insertos antes e depois dos ensaios .....	119
Figura 5.10: Detalhe das arestas de corte visualizadas a partir da superfície de folga dos insertos novos e após a realização dos ensaios.....	120
Figura 5.11: Análise química da aresta de corte do inserto sem revestimento (a) novo e (b) após remoção do volume de 3825000 mm <sup>3</sup> .....	122
Figura 5.12: Análise química da aresta de corte do inserto revestido por PVD (a) novo e (b) após remoção do volume de 5737500 mm <sup>3</sup> .....	123
Figura 5.13: Análise química da aresta de corte do inserto revestido por MT-CVD (a) novo e (b) após remoção do volume de 11475000 mm <sup>3</sup> .....	124
Figura 5.14: Análise de resíduos para os dados da largura da fenda.....	125
Figura 5.15: Comparação entre os valores médios da largura da fenda (intervalo de confiança de 95%).....	127
Figura 5.16: Análise de resíduos para os dados da rugosidade R <sub>q</sub> .....	128
Figura 5.17: Efeito do avanço sobre o parâmetro de rugosidade R <sub>q</sub> .....	129
Figura 5.18: Comparação entre os valores médios do parâmetro de rugosidade R <sub>q</sub> (intervalo de confiança de 95%) .....	130
Figura 5.19: Rebarba aderida na borda da parede serrada quando os parâmetros de corte (v <sub>c</sub> = 250 m/min e f <sub>z</sub> = 0,1 mm/rev) para: (a) serra A, (b) serra B e (c) serra C.....	131
Figura 5.20: Ilustração do material serrado com a rebarba .....	131

Figura 5.21: Análise de resíduos para os dados da altura da rebarba .....	132
Figura 5.22: Efeito do avanço sobre a altura da rebarba .....	133
Figura 5.23: Comparação entre os valores médios da altura da rebarba (intervalo de confiança de 95%).....	134
Figura 5.24: Seção transversal da parede serrada para as três serras, ampliação de 500 vezes ( $f_z = 0,10$ mm/rev) .....	135
Figura 5.25: Seção transversal da parede serrada para as três serras, ampliação de 2500 vezes ( $f_z = 0,10$ mm/rev) .....	136
Figura 5.26: Indentação na seção transversal da parede serrada .....	137
Figura 5.27: Perfil de microdureza da seção transversal da parede serrada ( $v_c=150$ m/min e $f_z=0,1$ mm/rev).....	138
Figura 5.28: Perfil de microdureza da seção transversal da parede serrada ( $v_c=250$ m/min e $f_z=0,1$ mm/rev).....	139
Figura 5.29: Porção da aresta de corte onde ocorre a formação do cavaco mais largo (inserto novo da serra A) .....	140
Figura 5.30: Cavacos gerados durante o serramento circular do aço inoxidável supermartensítico ( $f_z = 0,10$ mm/rev).....	140
Figura 5.31: Coloração do cavaco gerado durante serramento circular do aço inoxidável supermartensítico ( $f_z = 0,10$ mm/rev).....	142
Figura 5.32: Detalhe da conexão entre cavacos: (a) serra A e (b) serra B ( $v_c = 250$ m/min e $f_z = 0,1$ mm/rev) .....	143
Figura 5.33 :Microestrutura da seção transversal do cavaco gerado durante serramento circular do aço inoxidável supermartensítico para as três serras ( $f_z = 0,10$ mm/rev).....	145
Figura 5.34: Ângulo de cisalhamento ( $v_c=250$ m/min, $f_z=0,1$ mm/rev, serra C) .....	146

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1: Elementos químicos e custo dos aços utilizados para fabricação de tubos petrolíferos.....	5
Tabela 3.2: Propriedades mecânicas do AISM-Ti e AISM: dureza (HRC), resistência à tração (RT), limite de escoamento (E), alongamento (L%) e energia de impacto (EI).....	10
Tabela 3.3: Comportamento dos fluidos utilizados no MQF .....	18
Tabela 3.4: Faixas de ângulos de saída indicados para cada classe .....	26
Tabela 3.5: Principais materiais e propriedades das camadas de revestimento.....	36
Tabela 3.6: Tolerância alcançável no serramento .....	63
Tabela 3.7: Tipo do cavaco formada durante usinagem de materiais dúcteis .....	85
Tabela 4.1: Composição química do aço inoxidável supermartensítico .....	88
Tabela 4.2: Denominações das serras e detalhes do substrato e revestimento .....	94
Tabela 4.3: Parâmetros de corte utilizados nas análises das grandezas de saída.....	103
Tabela 5.1: P-valores da força de corte para as três serras .....	109
Tabela 5.2: P-valores da temperatura para as três serras .....	113
Tabela 5.3: P-valores da largura da fenda para as três serras .....	126
Tabela 5.4: P-valores da rugosidade $R_q$ para as três serras .....	128
Tabela 5.5: P-valores da altura da rebarba para as três serras .....	132
Tabela I.1: Cálculo da rotação .....	165
Tabela I.2: Relação entre a potência calculada do serramento circular e potência fornecida pelo centro de usinagem Romi Discovery 560 .....	165
Tabela II.1: Dados coletados para serra A (serra com inserto de metal duro sem revestimento) .....	166
Tabela II.2: Dados coletados para serra B (serra com inserto de metal duro revestidos por PVD).....	167
Tabela II.3: Dados coletados para serra C (serra com inserto de metal duro revestidos por MT-CVD) .....	168

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

<b>ABNT</b>	Associação brasileira de normas técnicas
<b>AISI</b>	Instituto americano de ferro e aço ( <i>American iron and steel institute</i> )
<b>AISM</b>	Aço inoxidável supermartensítico
<b>AISM-Ti</b>	Aço inoxidável supermartensítico enriquecido com titânio
<b>ANOVA</b>	Análise de variância
<b>ASTM</b>	Sociedade americana de testes e materiais ( <i>American society for testing and materials</i> )
<b>APC</b>	Aresta postiça de corte
<b>CBN</b>	Nitreto cúbico de boro
<b>CNC</b>	Comando numérico computadorizado
<b>CVD</b>	Deposição química de vapor ( <i>Chemical vapor deposition</i> )
<b>DIN</b>	Padrão industrial alemão ( <i>Deustcher industut für normen</i> )
<b>EDS</b>	Espectrômetro de raio-X de energia dispersiva
<b>HRC</b>	Dureza Rockwell – Escala C
<b>HSS</b>	Aço rápido ( <i>High speed steel</i> )
<b>ISO</b>	Organização internacional de padronização ( <i>International organization for standartization</i> )
<b>JIS</b>	Padrão industrial japonês ( <i>Japanese industrial standards</i> )
<b>M</b>	Liga de aço rápido que tem como principal elemento de liga o molibdênio
<b>MEV</b>	Microscópio eletrônico de varredura
<b>MQF</b>	Mínima quantidade de fluido
<b>MT-CVD</b>	Deposição química de vapor por média temperatura ( <i>Chemical vapor deposition by medium temperature</i> )
<b>NBR</b>	Norma brasileira
<b>PA-CVD</b>	Deposição química de vapor por plasma ( <i>Chemical vapor deposition by plasma</i> )
<b>pH</b>	Potencial hidrogeniônico
<b>PVD</b>	Deposição física de vapor ( <i>Physical vapor deposition</i> )
<b>PcBN</b>	Nitreto cúbico de boro policristalino
<b>RMS</b>	Desvio médio quadrático ( <i>Root mean square</i> )

<b>SAE</b>	Sociedade de engenharia automotiva ( <i>Society of automotive engineer</i> )
<b>T</b>	Liga de aço rápido que tem como principal elemento de liga o tungstênio
<b>TAMU</b>	Texas A&M University
<b>UFMG</b>	Universidade Federal de Minas Gerais
<b>ZTA</b>	Zona termicamente afetada



## LISTA DE ABREVIATURAS DE ELEMENTOS E COMPOSTOS QUÍMICOS

<b>Al</b>	Alumínio
<b>(Al, Cr)N</b>	Nitreto de alumínio e cromo
<b>AlN</b>	Nitreto de alumínio
<b>Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	Óxido de alumínio
<b>(Al, Ti)N</b>	Nitreto de alumínio e titânio
<b>BCo</b>	Borato de cobalto
<b>C</b>	Carbono
<b>C<sub>6</sub>H<sub>3</sub>N<sub>3</sub>O<sub>7</sub></b>	Ácido pícrico
<b>C<sub>2</sub>H<sub>6</sub>O</b>	Álcool etílico
<b>Co</b>	Cobalto
<b>CO<sub>2</sub></b>	Dióxido de carbono
<b>Cr</b>	Cromo
<b>CrN</b>	Nitreto de cromo
<b>Cu</b>	Cobre
<b>HCl</b>	Ácido clorídrico
<b>H<sub>2</sub>O</b>	Água
<b>H<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	Trioxidane
<b>H<sub>2</sub>S</b>	Sulfeto de hidrogênio
<b>Hf(C,N)</b>	Carbonitreto de háfnio
<b>Fe</b>	Ferro
<b>FeO</b>	Óxido de ferro
<b>Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>	Óxido de férrico
<b>Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub></b>	Tetróxido de triferro
<b>Mn</b>	Manganês
<b>MnS</b>	Sulfeto de manganês
<b>Mo</b>	Molibidênio
<b>Mo<sub>2</sub>C</b>	Carboneto de molibdênio
<b>MoS<sub>2</sub></b>	Sulfeto de molibdênio
<b>N</b>	Nitrogênio
<b>Nb</b>	Nióbio

<b>NbC</b>	Carboneto de nióbio
<b>Ni</b>	Níquel
<b>(Ni, Mo)C</b>	Carboneto de níquel e molibdênio
<b>P</b>	Fósforo
<b>S</b>	Enxofre
<b>Si</b>	Silício
<b>TaC</b>	Carboneto de tântalo
<b>TaN</b>	Nitreto de tântalo
<b>(Ta, Nb)C</b>	Carboneto de tântalo e nióbio
<b>Ti</b>	Titânio
<b>(Ti,Al)N</b>	Nitreto de titânio alumínio
<b>TiAl(O,N)</b>	Óxido nitreto de titânio alumínio
<b>TiC</b>	Carboneto de titânio
<b>Ti(C,N)</b>	Carbonitreto de titânio
<b>(Ti,Hf)(C,N)</b>	Carbonitreto de titânio e háfnio
<b>TiN</b>	Nitreto de titânio
<b>TiNi</b>	Composto binário de titânio e níquel
<b>TiO<sub>x</sub></b>	Óxido de titânio
<b>(Ti,Si)N</b>	Nitreto de titânio e silício
<b>(Ti,Zr)(C,N)</b>	Carbonitreto de titânio e zircônio
<b>V</b>	Vanádio
<b>V<sub>4</sub>C<sub>3</sub></b>	Carboneto de vanádio
<b>ZrO<sub>2</sub></b>	Dióxido de zircônio
<b>Zr(C,N)</b>	Carbonitreto de zircônio
<b>W</b>	Tungstênio
<b>WC</b>	Carboneto de tungstênio

## NOMENCLATURA

### Letras Latinas

$a_e$	Penetração de trabalho	[mm]
$a_{cavaco}$	Largura do cavaco	[mm]
$a_{fenda}$	Largura da fenda	[mm]
$a_p$	Profundidade ou largura de usinagem	[mm]
$A_\alpha$	Superfície de folga	[adimensional]
$A'_\alpha$	Superfície de folga secundária	[adimensional]
$A_\gamma$	Superfície de saída	[adimensional]
$A'_\gamma$	Superfície de saída secundária	[adimensional]
$c_{p,ar}$	Calor específico do ar	[KJ.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]
$c_{p,óleo}$	Calor específico do óleo	[KJ.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]
$cos\varphi$	Defasagem entre tensão e corrente elétricas	[grau]
$D$	Diâmetro da serra circular	[mm]
$d_I$	Diagonal da impressão do penetrador Vickers	[mm]
$E$	Módulo de elasticidade	[MPa]
$EI$	Energia de impacto	[J]
$f$	Avanço	[mm.rev <sup>-1</sup> ]
$f_z$	Avanço por dente	[mm.rev <sup>-1</sup> ]
$F_c$	Força de corte	[N]
$F_f$	Força de avanço	[N]
$F_p$	Força passiva	[N]
$F_u$	Força de usinagem	[N]
$H$	Espessura da lamela	[ $\mu$ m]
$HRC$	Dureza Rockwell C	[HRC]
$h_I$	Espessura da banda de cisalhamento	[ $\mu$ m]
$h_{ch}$	Espessura do cavaco lamelar	[ $\mu$ m]
$H_{cint}$	Altura da camada interna afetada pelo corte	[ $\mu$ m]
$h_m$	Espessura de corte	[mm]
$HV$	Dureza Vickers	[HV]
$H_{rebarba}$	Altura da rebarba	[mm]

<b><i>K</i></b>	Razão arredondamento da aresta de corte entre a superfície de saída e superfície de folga	[adimensional]
<b><i>k<sub>c</sub></i></b>	Pressão específica de corte do material da peça	[N/mm <sup>2</sup> ]
<b><i>k<sub>c1,1</sub></i></b>	Pressão específica de corte do material da peça para um cavaco de seção 1 mm x 1 mm	[N/mm <sup>2</sup> ]
<b><i>k<sub>ch</sub></i></b>	Pressão específica de corte do material da peça com os fatores de correção	[N/mm <sup>2</sup> ]
<b><i>k<sub>desgaste</sub></i></b>	Fator de correção do desgaste da ferramenta	[adimensional]
<b><i>k<sub>recalque</sub></i></b>	Fator de correção do recalque do material da peça	[adimensional]
<b><i>KT</i></b>	Profundidade da cratera	[mm]
<b><i>k<sub>v</sub></i></b>	Fator de correção do material da ferramenta	[adimensional]
<b><i>I</i></b>	Corrente elétrica consumida	[A]
<b><i>L</i></b>	Comprimento de corte	[mm]
<b><i>L<sub>cavaco</sub></i></b>	Comprimento do cavaco	[mm]
<b><i>L%</i></b>	Alongamento percentual	[adimensional]
<b><i>mc</i></b>	Expoente de Kienzle	[adimensional]
<b><i>n</i></b>	Rotação	[rev.min <sup>-1</sup> ]
<b><i>N</i></b>	Número de impactos	[adimensional]
<b><i>p</i></b>	Passo da serra circular	[mm]
<b><i>P<sub>a</sub></i></b>	Potência de avanço	[W]
<b><i>P<sub>at3F</sub></i></b>	Potência ativa trifásica	[W]
<b><i>p<sub>c</sub></i></b>	Distância entre picos das lamelas do cavaco	[μm]
<b><i>P<sub>c</sub></i></b>	Potência de corte	[W]
<b><i>P<sub>e</sub></i></b>	Potência efetiva	[W]
<b><i>P<sub>f</sub></i></b>	Plano de trabalho	[adimensional]
<b><i>P<sub>HV</sub></i></b>	Carga aplicada durante teste Vickers	[g]
<b><i>P<sub>mc</sub></i></b>	Potência do motor de corte	[W]
<b><i>P<sub>mf</sub></i></b>	Potência do motor de avanço	[W]
<b><i>P<sub>o</sub></i></b>	Plano ortogonal	[adimensional]
<b><i>P<sub>r</sub></i></b>	Plano de referência	[adimensional]
<b><i>P<sub>Romi</sub></i></b>	Potência do centro de usinagem Romi Discovery 560	[W]
<b><i>P<sub>s</sub></i></b>	Plano de corte	[adimensional]
<b><i>P<sub>serramento circular</sub></i></b>	Potência do serramento circular	[W]

$P'_s$	Plano de corte secundário	[adimensional]
$R_a$	Parâmetro de rugosidade desvio aritmético médio	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_q$	Parâmetro de rugosidade desvio médio quadrático	[ $\mu\text{m}$ ]
$R_t$	Parâmetro de rugosidade altura total do perfil	[ $\mu\text{m}$ ]
$RT$	Resistência à tração	[MPa]
$R_z$	Parâmetro de rugosidade altura máxima Do perfil	[ $\mu\text{m}$ ]
$r_s$	Raio de ponta da ferramenta	[ $\mu\text{m}$ ]
$S_\gamma$	Aresta de corte	[adimensional]
$T$	Temperatura mensurada durante ensaios de serramento circular do aço inoxidável supermartensítico	[ $^{\circ}\text{C}$ ]
$t_h$	Tempo de corte	[s]
$V$	Tensão elétrica	[V]
$VB_B$	Desgaste de flancos médio	[mm]
$VB_{m\acute{a}x}$	Desgaste de flancos máximo	[mm]
$v_c$	Velocidade de corte	[ $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ ]
$v_{ch}$	Velocidade de escoamento do cavaco	[ $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ ]
$v_f$	Velocidade de avanço	[ $\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$ ]
$VN$	Desgaste de entalhe	[mm]
$z$	Número de dentes da serra circular	[adimensional]
$z_e$	Número de dentes em contato com o material peça	[adimensional]

## Letras Gregas

$\alpha$	Fase do metal duro composta por WC	[adimensional]
$\alpha_0$	Ângulo de folga	[graus]
$\beta$	Fase do metal duro composta por metal aglutinante	[adimensional]
$\beta_0$	Ângulo de cunha	[graus]
$\varepsilon$	Emissividade do material da peça	[adimensional]
$\varepsilon_B$	Grau de deformação na região plástica	[adimensional]
$\varepsilon_E$	Grau de deformação na região elástica	[adimensional]
$\varepsilon_F$	Grau de deformação na região de fratura	[adimensional]
$\varepsilon_0$	Grau de deformação no plano de cisalhamento	[adimensional]
$\varepsilon_r$	Ângulo de ponta	[graus]
$\varphi$	Ângulo de cisalhamento	[graus]
$\varphi_s$	Ângulo de contato	[graus]
$\gamma$	Fase do metal duro composta por carbonetos compostos	[adimensional]
$\gamma_0$	Ângulo de saída	[graus]
$\lambda_s$	Ângulo de inclinação	[graus]
$\eta_c$	Rendimento do motor de corte	[adimensional]
$\eta_f$	Rendimento do motor de avanço	[adimensional]
$\chi_r$	Ângulo de posição	[graus]
$\chi'_r$	Ângulo de posição da aresta secundária	[graus]
$\zeta_s$	Ângulo de folga tangencial	[graus]

## SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO .....	1
2. OBJETIVOS .....	3
2.1 Objetivos Específicos .....	3
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	4
3.1 Aço Inoxidável Supermartensítico .....	4
3.1.1 Microestrutura do Aço Inoxidável Supermartensítico .....	6
3.1.2 Usinabilidade do Aço Inoxidável .....	11
3.2 Operação de Serramento.....	13
3.2.1 Fluido de Corte .....	16
3.3 Serra Circular.....	19
3.3.1 Geometria .....	20
3.3.2 Materiais .....	26
3.3.3 Revestimento .....	30
3.4 Grandezas Físicas .....	39
3.5 Força e Potência de Serramento .....	42
3.5.1 Força do Serramento .....	42
3.5.2 Potência do Serramento.....	45
3.6 Temperatura de Corte .....	47
3.7 Desgaste da Serra.....	51
3.7.1 Formas de Desgaste.....	52
3.7.2 Medição do Desgaste.....	59
3.8 Integridade Superficial .....	62
3.8.1 Largura da Fenda de Corte .....	62
3.8.2 Rugosidade da Parede Serrada .....	63
3.8.3 Formação de Rebarbas .....	67
3.8.4 Microestrutura da Parede Serrada .....	70
3.8.5 Dureza da Parede Serrada.....	72
3.9 Formação de Cavacos .....	74
3.9.1 Morfologia do Cavaco.....	75
3.9.2 Tipo dos Cavacos .....	82

4. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL .....	88
4.1 Materiais .....	88
4.2 Equipamentos .....	98
4.3 Métodos .....	103
5. RESULTADOS E DISCUSSÕES .....	108
5.1 Força de Corte .....	108
5.2 Temperatura de Serramento.....	112
5.3 Desgaste da Serra.....	117
5.4 Integridade Superficial .....	124
5.4.1 Largura da Fenda de Corte .....	125
5.4.2 Rugosidade da Parede Serrada .....	127
5.4.3 Altura da Rebarba.....	130
5.4.5 Microestrutura da Parede Serrada .....	134
5.4.6 Microdureza da Parede Serrada.....	137
5.5 Formação de Cavacos .....	139
5.5.1 Morfologia do Cavaco.....	139
5.5.2 Tipo do Cavaco .....	144
6. CONCLUSÕES .....	147
7. SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS .....	150
8. REFERÊNCIAS.....	151
Apêndice I.....	164
Apêndice II.....	166



# 1. INTRODUÇÃO

A usinagem de aços especiais é sempre um desafio, pois estas ligas são desenvolvidas para resistir a condições adversas (por exemplo, alta resistência à corrosão) e podem possuir em sua composição química elementos que também estão presentes na ferramenta de corte. Em geral, as empresas fabricantes de aços especiais são responsáveis pelo desenvolvimento destes materiais e por consequência, são detentoras das patentes internacionais referentes a estes produtos.

Quando há o interesse do fabricante deste tipo de aço em melhorar a sua produtividade, este busca no mercado empresas, não apenas vendedoras de ferramentas, mas parceiros tecnológicos aos quais pode confiar o fornecimento das informações técnicas (elementos de composição, propriedades mecânicas, entre outros) necessárias para o desenvolvimento de ferramentas com melhores propriedades.

Em 2007 foi divulgado pela Petrobras S.A. a existência de petróleo em águas profundas em uma grande extensão da costa brasileira, entre os estados de Santa Catarina e Espírito Santo (PETROBRAS S.A., s.a.). Este petróleo está localizado em um conjunto de rochas em águas ultraprofundas (a distância entre a superfície do mar e os reservatórios de petróleo abaixo da camada de sal pode chegar a mais de sete mil metros), conhecido como a camada do Pré-Sal. Desde esta descoberta pesquisas têm sido realizadas com o objetivo de desenvolver novos materiais e técnicas para extração de petróleo e gás natural. Isto tem sido necessário, pois o ambiente onde serão realizadas estas extrações é mais agressivo do que o de extração costeira convencional.

Os tubos rígidos sem costura utilizados para extração costeira convencional são fabricados em aço inoxidável martensítico. Entretanto, com o ambiente de extração mais propício à corrosão por  $\text{CO}_2$  e  $\text{H}_2\text{S}$ , além da alta temperatura e da alta pressão, selecionou-se para a fabricação destes tubos o material aço inoxidável supermartensítico. Com isto, ocorreu o aumento da produção deste material e consequente necessidade de melhorar a produtividade do processo.

O serramento circular é uma das operações de usinagem executada durante a fabricação de tubos rígidos sem costura. As ferramentas normalmente utilizadas neste processo são as serras de fricção (durante o processo de conformação à quente e ainda está em altas temperaturas) ou serras com insertos de metal duro (ao longo do processo de fabricação nas etapas posteriores à conformação à quente). Durante o corte do aço inoxidável

supermartensítico, as ferramentas de corte estão sujeitas a um maior desgaste devido às elevadas tensões mecânicas e térmicas.

Apesar de tubos rígidos fabricados em aço inoxidável supermartensítico estarem no mercado há cerca de vinte anos, não existem estudos publicados sobre a usinagem convencional deste material, o que motivou o desenvolvimento deste tema. Este trabalho realizará o levantamento de informações relevantes sobre a usinagem convencional (por meio da operação serramento circular) do aço inoxidável supermartensítico. Com isto, espera-se que estas informações auxiliem no desenvolvimento de ferramentas de corte com melhor desempenho, se comparadas com as opções existentes atualmente no mercado.

No próximo capítulo serão apresentados os objetivos do presente trabalho. A revisão bibliográfica apresentará informações sobre o aço inoxidável supermartensítico, a operação de serramento circular com a descrição das principais características da ferramenta lâmina de serra circular, grandezas físicas, fluido de corte e parâmetros de operação, tais como: força e potência de corte, temperatura de serramento, desgaste da serra, integridade superficial e cavacos. O planejamento experimental indicará os materiais (ferramentas e corpos de prova), meio de lubrificação/refrigeração, equipamentos a serem utilizados para execução e medição das variáveis que se deseja estudar e os métodos de trabalho. Posteriormente os resultados serão discutidos. Para finalizar serão apresentadas as conclusões, sugestão de trabalhos futuros, referências bibliográficas e apêndices.

## **2. OBJETIVOS**

O objetivo geral deste trabalho é identificar os principais fatores que influenciam a usinabilidade do aço inoxidável supermartensítico durante serramento circular utilizando ferramentas com insertos de metal duro com e sem revestimento. Será investigada a influência dos parâmetros de entrada (velocidade de corte, avanço por dente e revestimento) sobre os parâmetros de saída (força de corte, temperatura, integridade superficial e formato do cavaco). As análises serão fundamentadas em conceitos técnicos e estatísticos. Os insertos serão analisados antes e depois dos ensaios com o intuito de verificar o desgaste. Também será realizada a classificação dos cavacos no que se refere a sua morfologia e microestrutura.

### **2.1 Objetivos Específicos**

De maneira específica, será avaliada de maneira quantitativa a influência dos parâmetros velocidade de corte, avanço por dente e revestimento dos insertos sobre os seguintes parâmetros de saída: força de corte, temperatura do serramento e integridade superficial da peça (largura da fenda de corte, rugosidade desvio médio quadrático da parede serrada, altura da rebarba e microestrutura e microdureza da seção transversal da parede serrada).

No desenvolvimento do trabalho a análise de variância (ANOVA) será utilizada para avaliar a influência da velocidade de corte e avanço por dente e sua interação sobre os parâmetros de saída descritos no parágrafo anterior. Em seguida, será realizada para cada parâmetro de saída a comparação entre as três serras circulares (com insertos revestidos por PVD, MT-CVD e sem revestimento) com o objetivo de verificar se há diferenças significativas entre seus valores. Para isto será gerado o gráfico do valor médio do parâmetro de saída estudado para um intervalo de confiança de 95%.

De maneira qualitativa será realizada a verificação do desgaste dos insertos e a classificação dos cavacos conforme sua morfologia e tipo.

### **3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

Este capítulo apresentará a revisão bibliográfica na qual serão tratados os seguintes itens: aço inoxidável supermartensítico (será apresentado um breve histórico, principal utilização, microestrutura, influência dos elementos de liga e usinabilidade do aço inoxidável), operação de serramento (onde será descrito o princípio de funcionamento desta operação e fluido de corte), serra circular (serão tratadas as principais características desta ferramenta como geometria, material e revestimento), grandezas físicas, força e potência, temperatura, desgaste da serra (forma e medição de desgaste), integridade superficial (onde serão abordadas a largura da fenda, além da rugosidade, formação de rebarbas e microestrutura da parede serrada e dureza) e formação de cavacos (morfologia e tipo).

#### **3.1 Aço Inoxidável Supermartensítico**

Segundo Henke et al. (2013), os aços inoxidáveis martensíticos com baixo teor de carbono são divididos em martensíticos macios e supermartensíticos (AISM). Os AISM têm sido utilizados em diferentes áreas da engenharia, como equipamentos de centrais hidrelétricas e em tubulações rígidas empregadas na produção de petróleo.

De acordo com Smith & Celant (2002), a primeira utilização de tubos rígidos fabricados em aço inoxidável martensítico por indústrias petrolíferas ocorreu em 1981 pela empresa Mobil no campo de Arun na Indonésia, onde mais de 28 km de tubos foram instalados em um período de treze anos. Entretanto, a utilização da classe convencional de aços inoxidáveis martensíticos para a fabricação de tubos rígidos apresenta a desvantagem de baixa soldabilidade (KONDO et al., 2002). Com isto, após a soldagem, é necessária a aplicação de tratamentos térmicos que nem sempre são possíveis de serem realizados em campo (HENKE et al., 2013).

O aço inoxidável martensítico com baixo teor de carbono surgiu em 1992 (SUMITOMO, 2011) e sua primeira utilização ocorreu em 1996 transformando significativamente o uso das ligas resistentes à corrosão (SMITH & CELANT, 2002). O uso deste aço se deve à necessidade de aliar resistência mecânica, resistência à corrosão, soldabilidade e baixo custo (ANSELMO et al., 2006).

Segundo Carrouge (2002), as características do material para a fabricação de tubos rígidos para extração na terra e no mar de óleo e gás são: resistência à corrosão por CO<sub>2</sub> e H<sub>2</sub>S

em temperaturas até 150° C, elevado limite de escoamento (em torno de 550 MPa) com intuito de permitir a fabricação de tubos com menor espessura (diminuindo peso e custos), boa tenacidade ao impacto sob baixas temperaturas e ótima soldabilidade (redução de possíveis tratamentos térmicos após a soldagem).

De acordo com Sumitomo (2011), o AISM 13Cr possui resistência à corrosão por CO<sub>2</sub> e H<sub>2</sub>S acima de 180° C. Heuser et al. e Toussaint et al. citados por Rodrigues et al. (2007) afirmam que o AISM possui as seguintes propriedades mecânicas: dureza entre 25 e 32 HRC, limite de escoamento entre 650 e 750 MPa, resistência à tração entre 880 e 950 MPa, alongamento até ruptura de 20% e energia de impacto acima de 100 J. Segundo Vallourec Tubos do Brasil S.A. (2005), estas propriedades são muito dependentes do tipo de tratamento térmico e do balanço entre os elementos químicos.

O AISM possui menor custo em relação às outras ligas resistentes à corrosão utilizadas pela indústria petrolífera devido à menor concentração de elementos de liga em relação ao aço duplex, além de ser viável sua fabricação na maioria das linhas de produção de tubos existentes no mundo. Com isto, foram instalados aproximadamente 660 km de tubos fabricados de AISM entre 1996 e 2002 (SMITH & CELANT, 2002). A Tabela 3.1 compara o preço por tonelada das ligas utilizadas para fabricação de tubos petrolíferos. Embora o aço carbono apresente menor custo por tonelada, a sua utilização para transporte de fluidos corrosivos não é uma boa opção econômica devido à necessidade de proteção contra corrosão, inspeção, manutenção e substituição precoce das peças corroídas (CARROUGE, 2002).

Tabela 3.1: Elementos químicos e custo dos aços utilizados para fabricação de tubos petrolíferos

Aço	C (%p)	Cr (%p)	Ni (%p)	Mo (%p)	Preço (US\$/ ton)
Aço Carbono	0,26	0	0	0	1000
Aço Inoxidável Duplex 2205	≤ 0,03	22	5	3	4300
Aço Inoxidável Supermartensítico	~ 0,01	12	6	2,5	3200

Fonte: SMITH & CELANT (2002) – tabela adaptada

Ramirez (2007) afirma que apesar da boa soldabilidade do AISM em relação aos martensíticos convencionais se dá pela possibilidade de se realizar procedimentos especiais de soldagem (por exemplo, soldagem por corrente pulsada) que minimizam os níveis de tensões residuais nas zonas termicamente afetadas pela solda.

### 3.1.1 Microestrutura do Aço Inoxidável Supermartensítico

De acordo com Anselmo et al. (2006), os AISM são essencialmente ligas à base de ferro, cromo, níquel e molibdênio com baixos teores de carbono, nitrogênio, fósforo e enxofre ( $C \leq 0,02 \%$  e  $N, P, S \leq 0,003 \%$ ).

Kumar et al. (2013) afirmam que os aços inoxidáveis martensíticos são ligas à base de Fe-Cr-C. A variação das propriedades mecânicas, tais como resistência à tração e ductilidade, ocorre por meio de tratamento térmico. Entretanto, estes aços são susceptíveis à perda de ductilidade causada pelo endurecimento do contorno de grão devido à precipitação do carboneto de cromo e formação de ferrita delta. Durante o tratamento térmico, o carbono precipita na forma de carbonetos no contorno de grão da austenita primária.

Segundo Rovere et al. (2013), as principais mudanças metalúrgicas do aço inoxidável supermartensítico em relação ao aço inoxidável martensítico convencional são o aumento da concentração de molibdênio acima de 3% e de níquel acima de 6%. A adição de molibdênio melhora a resistência à corrosão do aço, enquanto o níquel é adicionado para estabilizar a austenita em altas temperaturas, inibindo a formação de ferrita delta. A concentração de carbono é reduzida para aproximadamente 0,01% de modo a melhorar a soldabilidade. Além disso, baixa concentração de carbono exige a adição de níquel de modo a estabilizar a austenita em altas temperaturas, evitando a formação da ferrita delta, o que afeta negativamente as propriedades mecânicas dos aços inoxidáveis supermartensíticos (KONDO et al., 2002). Alguns compostos com titânio e nióbio são empregados para estabilizar o carbono residual e o nitrogênio, além de restringir a precipitação dos carbonitretos ricos em cromo, os quais melhoram a resistência à corrosão do AISM e produzem uma microestrutura final com superiores propriedades mecânicas.

Os AISM têm como concepção básica o aumento efetivo da concentração de cromo efetivo pela redução da concentração de carbono, adição de níquel para manter a fase martensítica sem ferrita delta e adição de molibdênio para melhorar a resistência de corrosão localizada e corrosão sob temperatura. A redução da concentração de carbono resulta na redução da dureza dos aços, porém melhora a soldabilidade. A resistência à corrosão e a boa tenacidade se mantêm mesmo com a zona termicamente afetada (ZTA) após soldagem, pois a ZTA em aços com teor ultrabaixo de carbono acarreta uma elevação moderada da dureza (KONDO et al., 2002).

Segundo Carrouge et al. (2004), a microestrutura dos aços inoxidáveis supermartensíticos é constituída basicamente da fase martensítica e teores residuais de austenita, o que acarreta o aumento da tenacidade.

A Figura 3.1 ilustra a distribuição de fases da liga com base 0,01%C-Fe-Cr-Mo onde se observa a região da fase martensítica à temperatura ambiente sem ferrita delta e austenita retida após austenitização à 1050°C e resfriamento ao ar. Este diagrama é válido quando a microestrutura do aço possui a concentração de Cr entre 12 e 19%, Ni entre 2 a 14% e Mo entre 0 a 3%. Embora a adição de níquel seja necessária para estabilizar a austenita e restringir a formação de ferrita delta nas temperaturas de solubilização, o excesso de níquel torna a fase austenítica excessivamente estável, assim a austenita retida permanecerá na microestrutura devido à redução da temperatura de transformação da martensita final, que se torna abaixo da temperatura ambiente. O cromo é essencial para aumentar a resistência à corrosão, porém em excesso forma ferrita delta, com isto, a fase com apenas martensita é apresentada no diagrama em uma região limitada e estreita. Apesar do molibdênio ser um elemento conhecido por estabilizar a ferrita e reduzir a temperatura de transformação da martensita inicial, sua adição é importante para aumentar a resistência à corrosão além de contribuir para tornar a região onde existe apenas martensita limitada e estreita (KONDO et al., 2002).

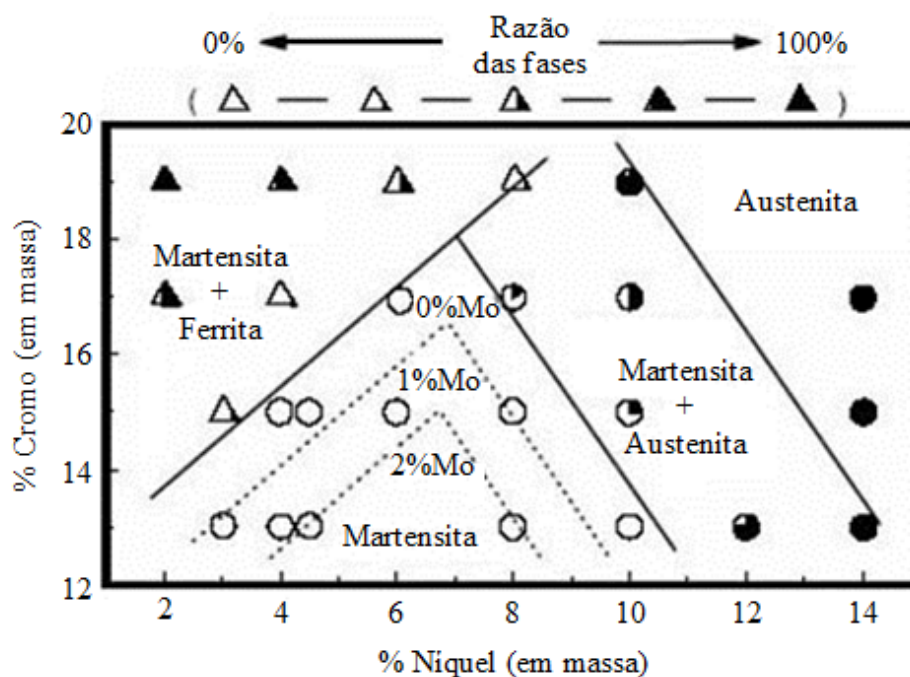


Figura 3.1: Distribuição de fases da liga com base 0,01%C-Fe-Cr-Mo

Fonte: KONDO et al. (2002) – figura adaptada

Kimura et al. e Toussaint et al. citados por Anselmo et al. (2006) afirmam que os elementos químicos Cr e Ni possuem raios atômicos equivalentes (ambos com 0,125 nm), promovendo a formação de martensita e austenita retida na microestrutura das ligas supermartensíticas. O volume da austenita retida pode variar entre uma pequena porcentagem (característica de baixas ligas) e porcentagem acima de 40% (característica de altas ligas), mas isto é difícil de ser identificado porque está disperso na estrutura martensítica. A presença de austenita retida é benéfica para os aços inoxidáveis supermartensíticos porque promove a dissolução dos carbonitretos de molibdênio e cromo, aumentando a concentração destes elementos dissociados na matriz martensítica.

Ma et al. (2012) estudaram a microestrutura de um aço inoxidável supermartensítico com a seguinte composição química: 13% Cr, 5% Ni, 1% Mo, 0,025% Nb, 0,09% V e 0,06% N. A Figura 3.2 mostra (a) o contorno de grão e (b) a austenita retida no contorno interlamelar e dentro das lamelas do aço inoxidável supermartensítico revenido à 625° C. Este resultado sugere que a estabilização da austenita reversível durante o resfriamento (ocorrido após revenimento) se deu pela composição química da liga bem como pela temperatura de revenimento. A concentração dos elementos de liga tornou a austenita reversível estável devido à redução da temperatura de transformação da martensita inicial. A crescente concentração das lacunas por têmpera devido ao aumento da temperatura de revenimento tendeu a reduzir a estabilidade da austenita reversível. Sob baixas temperaturas de revenimento observou-se a redução do volume de austenita reversível, pois a diminuição da temperatura acarreta a redução do potencial termodinâmico. Embora o volume de austenita reversível aumente rapidamente com a elevação da temperatura de revenimento para 700° C, isto causou pouco enriquecimento na concentração da liga, pois uma grande parte se transformou em martensita após resfriamento devido à alta concentração de lacunas por têmpera geradas pelas altas temperaturas. Após o revenimento, realizado em uma faixa moderada de temperatura (entre 600 e 650° C), obteve-se elevada estabilidade da austenita reversível após o resfriamento (devido à elevada concentração dos elementos de liga e baixa concentração das lacunas por têmpera), o que provocou o surgimento da quantidade adequada de austenita retida à temperatura ambiente.



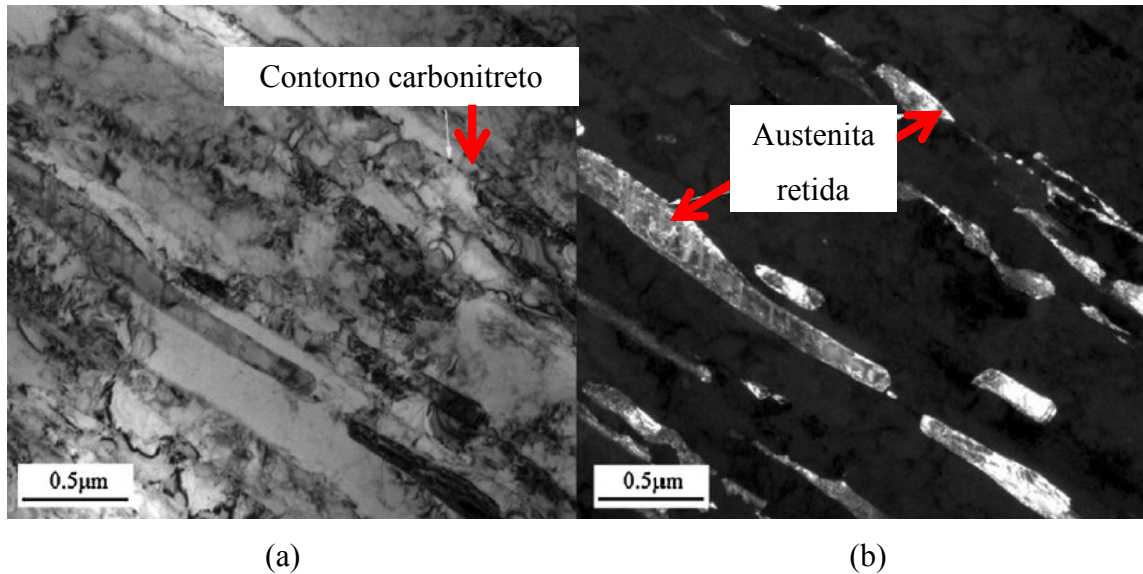


Figura 3.2: Aço inoxidável supermartensítico revenido à 625° C: (a) microestrutura e (b) austenita retida nas regiões interlamelares.

Fonte: MA et al. (2012) – figura adaptada

O titânio é empregado nos aços inoxidáveis supermartensíticos como um elemento químico estabilizador e refinador, além de formador de carbonitreto muito estáveis, como  $Ti(C,N)$ , o que tem uma influência positiva na melhoria das propriedades de resistência a corrosão (RODRIGUES et al., 2007).

Segundo Kondo et al. (2002), por formar carbonitreto muito estáveis, a presença de titânio tem efeito comparável à redução de carbono e nitrogênio, ou seja, inibe a precipitação de carbonitreto de cromo, molibdênio e vanádio. A formação desses carbonitreto reduz a resistência à corrosão e causa endurecimento secundário após revenimento. Entretanto, a adição excessiva de titânio provoca a precipitação de compostos intermetálicos tais como  $TiNi$ , o que aumenta o endurecimento secundário.

De acordo com Carrouge (2002), a concentração mínima de titânio para alcançar o efeito esperado é equivalente a quatro vezes a soma das concentrações de carbono e nitrogênio (% em peso) devido à esquiometria dos precipitados de  $Ti(C,N)$ .

A Figura 3.3 ilustra o aço inoxidável supermartensítico enriquecido com titânio após têmpera em água e revenido à temperatura de 630° C, onde (a) apresenta a microestrutura típica do AISM-Ti com o tamanho de grão de aproximadamente 40 µm e (b) mostra os precipitados de carbonitreto de titânio.

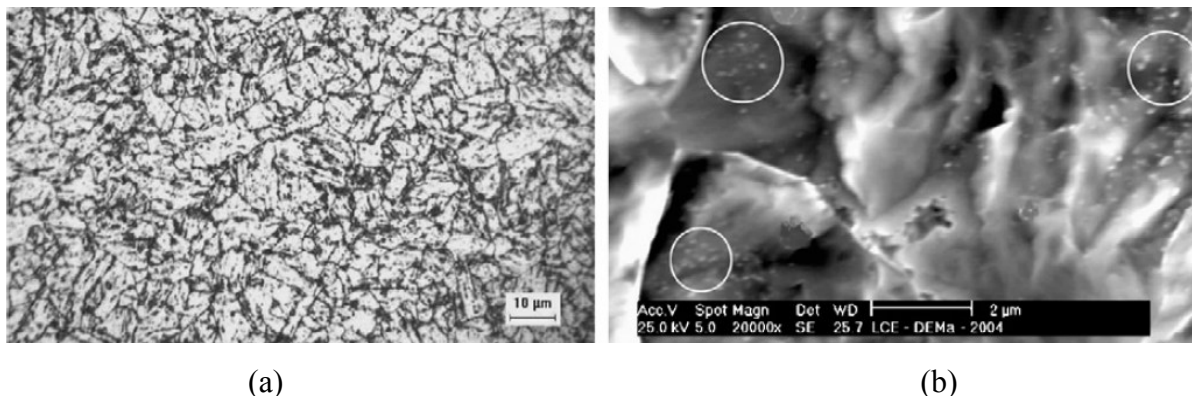


Figura 3.3: (a) Microestrutura típica dos aços inoxidáveis supermartensíticos enriquecidos de titânio e (b) os círculos indicam os precipitados de Ti(C,N)

Fonte: RODRIGUES et al. (2007)

A adição de titânio também auxilia na manutenção da microestrutura refinada na zona termicamente afetada após solda, elevando a resistência à corrosão desta região devido ao efeito fixador de grão do nitreto de titânio, pois o TiN por ser muito estável e ter baixa solubilidade, mesmo em temperaturas próximas as de fusão do aço (KONDO et al., 2002).

Rodrigues et al. (2007) estudaram as propriedades mecânicas do aço inoxidável supermartensítico (composição química da amostra, Cr 12,5%, Ni 5,05%, Mo 2,12%, C 0,013%, Mn 0,30%, Si 0,18%, S 0,0014% e P 0,005%) e do aço inoxidável supermartensítico enriquecido com titânio (composição química da amostra, Cr 12,5%, Ni 5,39%, Mo 2,09%, C 0,017%, Mn 0,30%, Si 0,30%, S 0,003%, P 0,005% e Ti 0,13%). A Tabela 3.2 apresenta os valores das propriedades mecânicas mensuradas. Notou-se que a dureza, o módulo de elasticidade, a resistência à tração e o alongamento têm valores similares para os dois aços analisados. Entretanto, houve uma diferença de 31% entre as energias de impacto (256 J para AISM-Ti e 193 J para AISM), ou seja, o AISM-Ti possui resistência ao impacto maior do que o AISM. Este fenômeno está associado à presença do Ti(C,N) na matriz martensítica do AISM-Ti.

Tabela 3.2: Propriedades mecânicas do AISM-Ti e AISM: dureza (HRC), resistência à tração (RT), limite de escoamento (E), alongamento (L%) e energia de impacto (EI)

Aço	HRC (HRC)	RT (MPa)	E (MPa)	L% (%)	EI (J)
AISM-Ti	28	764	804	23,7	256
AISM	26	802	840	21,0	193

Fonte: RODRIGUES et al. (2007) – tabela adaptada

Segundo Carrouge (2002), outros elementos de liga que compõem a microestrutura dos aços inoxidáveis supermartensíticos são:

- *Nitrogênio (Ni)*: assim como o carbono, é forte estabilizador da austenita nas ligas Fe-Cr. Porém nos AISM tem que ser empregado em baixa concentração (aproximadamente 0,01%) para não elevar a dureza da martensita, o que diminui a resistência à corrosão e piora a soldabilidade;
- *Manganês (Mn)*: age como estabilizador da austenita e pode ser adicionado a uma concentração de até 2% e substitui o níquel que possui custo mais elevado, mas não se pode realizar a substituição total porque o manganês interage com o enxofre, formando sulfeto de manganês, que por consequência reduz a resistência à corrosão por pite;
- *Cobre (Cu)*: melhora a resistência à corrosão por CO<sub>2</sub> e H<sub>2</sub>S;
- *Silício (Si)*: estabilizador da ferrita, não tem efeito direto sobre a precipitação de carbonetos e sobre a dureza da martensita. A concentração máxima é de 0,7% para manter uma microestrutura completamente austenítica a elevadas temperaturas;
- *Vanádio (V)*: aparece na matriz martensítica em maior proporção em relação aos carbonetos, contudo precipitados de carbonetos de vanádio são observados em aços com alto teor de silício e a ferrita delta pode apresentar precipitados de V<sub>4</sub>C<sub>3</sub>;
- *Nióbio (Nb)*: assim como o titânio, restringe a formação de carbonetos de cromo devido à maior afinidade pelo carbono. Com isto, ocorre a precipitação do carbonitreto de nióbio e o cromo permanece em solução sólida;
- *Enxofre (S) e Fósforo (P)*: são sempre mantidos em teores residuais (enxofre em 50 ppm e fósforo em 220 ppm), o que garante boa capacidade de deformação à quente e aumento da resistência à corrosão por H<sub>2</sub>S.

### 3.1.2 Usinabilidade do Aço Inoxidável

Segundo Machado et al. (2011), os aços inoxidáveis são caracterizados por baixa condutividade térmica e alta capacidade de endurecimento por deformação, além de serem materiais que aderem à aresta de corte. Devido à baixa condutividade térmica, a maior parte do calor, geralmente carregada pelo cavaco, deverá ser conduzida através da cunha de corte o

que contribui para a deterioração precoce da ferramenta. Klocke (2011) afirma que a alta capacidade de endurecimento por deformação provoca esforços mecânicos adicionais durante a formação do cavaco, especialmente em casos de cortes interrompidos. A adesão do cavaco do aço inoxidável na aresta de corte da ferramenta ocorre devido à alta ductilidade deste material, gerada pela grande tendência à deformação plástica da microestrutura. Com isto, além de ocorrer o fenômeno descrito anteriormente, também são formados os indesejáveis cavacos em fita longa.

A usinabilidade dos aços inoxidáveis pode variar conforme a estrutura cristalina, tratamento térmico e presença de elementos de liga (TRENT & WRIGHT, 2000). A seguir serão apresentados os efeitos sobre a usinabilidade dos principais elementos de liga que compõem do aço inoxidável supermartensítico:

- *Ferro (Fe)*: o ferro puro é excessivamente macio para ser usinado devido ao elevado contato entre peça e ferramenta. A usinabilidade deste elemento pode ser melhorada por trabalho a frio ou refinamento do tamanho de grão antes da usinagem (SHAW, 2005);
- *Carbono (C)*: a usinabilidade dos aços com a concentração de carbono menor que 0,25% é essencialmente caracterizada pela propriedade da estrutura ferrita de formar uma superfície com alta rugosidade após a usinagem. A ferrita tem alta tendência à adesão e formação de aresta postiça de corte em baixas temperaturas (APC) quando o aço é usinado sob baixas velocidades de corte (TRENT & WRIGHT, 2000). Os aços com baixo teor de carbono também possuem uma forte tendência à formação de rebarbas (KLOCKE, 2011);
- *Cromo (Cr) e Molibdênio (Mo)*: estes elementos de liga associados aos carbonetos existentes no aço prejudicam a usinabilidade (KLOCKE, 2011). Os carbonetos de cromo e de molibdênio são partículas duras e abrasivas (SHAW, 2005);
- *Níquel (Ni)*: as ligas contendo níquel tendem a formar aresta postiça de corte e a promover desgaste de entalhe (MACHADO et al., 2011);
- *Titânio (Ti) e Vanádio (V)*: estes elementos químicos são adicionados aos aços com o intuito de refinar o grão, entretanto, isto não é favorável para a usinagem porque aumenta os esforços mecânicos para a formação do cavaco (KLOCKE, 2011). Além disto, os aços com presença de titânio são mais difíceis de se usinar, pois a existência de Ti(C,N) eleva a abrasividade desses aços. Também podem contribuir para a

formação de APC, redução do tempo de vida da ferramenta e risco de combustão durante a usinagem. O vanádio combinado com o cromo aumenta a resistência mecânica e ductilidade, fatores que influenciam negativamente a usinabilidade (MACHADO et al., 2011);

- *Manganês (Mn)*: a concentração de manganês acima de 1,5% facilita a usinabilidade em aços com baixo teor de carbono, pois ajuda na formação do cavaco (KLOCKE, 2011). O manganês tem alta afinidade química com o enxofre, formando o sulfeto de manganês. O aumento da concentração deste composto melhora a usinabilidade dos aços ferríticos, martensíticos e austeníticos (Kosa & Ney, 1989);
- *Cobre (Cu)*: embora não tenha grande influência sobre a formação de cavacos, sua presença pode contribuir para o aumento da ductilidade do aço, ou seja, auxiliando na formação de cavacos mais longos (MACHADO et al., 2011);
- *Silício (Si)*: influencia positivamente na quebra do cavaco, porém negativamente por aumentar o desgaste por abrasão, caso esteja em inclusão (silicatos), nas ligas onde está presente (MACHADO et al., 2011). Este elemento provoca o aumento do desgaste da ferramenta devido ao aumento da força de corte e à existência da ferrita na microestrutura do aço (KLOCKE, 2011);
- *Nióbio (Nb)*: por aumentar a resistência mecânica e à corrosão, permite a usinagem apenas sob baixas velocidades de corte (MACHADO et al., 2011);
- *Enxofre (S)*: este elemento associado ao manganês forma o MnS, que influencia positivamente na usinabilidade formando cavacos curtos, melhora a qualidade da superfície usinada e reduz a tendência de formação da APC (Kosa & Ney, 1989);
- *Fósforo (P)*: a presença de fósforo auxilia na formação de cavacos curtos. Em concentrações acima de 0,1% melhora a qualidade da superfície usinada (KLOCKE, 2011).

### **3.2 Operação de Serramento**

As indústrias siderúrgica e metal-mecânica utilizam esta operação para cortar grandes seções transversais ou feixes. No que se refere à ferramenta, existe uma grande variedade de diâmetros, formatos de dentes, ângulos, entre outros atributos. A seleção destas características se dá em função do material a ser cortado e da máquina-ferramenta. Devido à alta rigidez das

máquinas modernas para serramento circular, os cortes produzidos durante esta operação apresentam baixa rugosidade e elevada exatidão dimensional (KALPAKJIAN, 2010).

O serramento circular é uma operação de corte interrompido caracterizada por ser um processo rápido, além de produzir peças com alta qualidade dimensional e superficial (TSCHÄTSCH, 2009). Esta operação é realizada em máquinas nas quais o eixo principal é responsável pelo movimento de rotação da ferramenta e o avanço pode ocorrer de maneira horizontal, vertical ou em ângulo (KOETHER & RAU, 2008).

A principal aplicação do serramento é o corte da peça de modo a deixá-la no comprimento desejado. Também pode ser utilizada para abertura de sulcos e para cortes de contornos. De acordo com Slezak & Blum (1989), o serramento tem desempenho satisfatório para materiais que possuem dureza entre 180 e 250 HB. O serramento também apresenta um bom desempenho para aços ao carbono com dureza até 400 HB e aços ligados com dureza até 450 HB.

De acordo com Klocke (2011), o serramento é considerado uma operação de usinagem de semiacabamento cuja ferramenta, que possui várias arestas de corte, geralmente realiza simultaneamente os movimentos de corte e de avanço. Existem três tipos de serramento (com serra alternativa, com serra de fita e com serra circular) e a Figura 3.4 ilustra os movimentos nestes três tipos de serramento. Observa-se no serramento com serra alternativa que o movimento de avanço é aplicado simultaneamente ao movimento de corte e aliviado no movimento de retorno, ou seja, a ferramenta corta somente em um sentido. Na operação com serra de fita, a ferramenta é uma lâmina cujas extremidades são unidas por brasagem e ao contrário da serra alternativa, não há percurso improdutivo. Já no serramento circular a ferramenta é fixa ao eixo do motor principal que por sua vez é responsável pelo movimento de rotação da ferramenta.

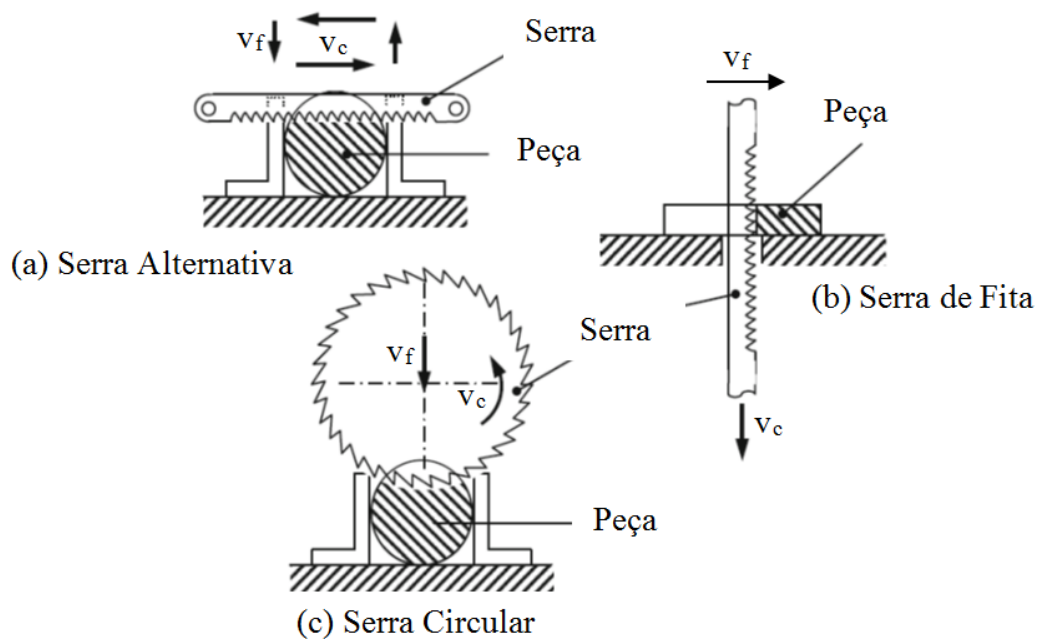


Figura 3.4: Movimentos dos três tipos de serramento: (a) serra alternativa, (b) serra de fita e (c) serra circular

Fonte: KLOCKE (2011) – figura adaptada

Ao comparar as características gerais do serramento com serras alternativa, de fita e circular, em geral, o serramento alternativo e com serra de fita envolve máquinas de menor custo com maior versatilidade e pode ser utilizado em uma ampla gama de materiais. O serramento com serra circular produz superfícies com menor rugosidade e com tolerância mais estreita, além de conferir maior exatidão para ao produto final (TSCHÄTSCH, 2009).

Segundo Slezak & Blum (1989), o serramento com serra de fita tem maior produtividade do que com serra circular porque aquela possui um perfil mais esbelto em relação a esta. Com isto, a serra de fita tem a vantagem de provocar menor perda de material da peça. Outro motivo para melhor desempenho da serra de fita neste quesito está associado ao fato de ser necessária menor potência durante a operação se comparada ao serramento circular, o que gera um menor consumo de energia elétrica.

Em contrapartida, por ser mais esbelta, a serra de fita possui menor estabilidade durante a operação, gerando pior acabamento (maior rugosidade, baixa exatidão e tolerância mais aberta). Outra desvantagem da serra de fita é o desgaste mais acelerado, o que acarreta tempos de parada mais longos para substituição da ferramenta, além do maior tempo para realização da operação devido à utilização de velocidades de corte mais baixas. Segundo Slezak & Blum (1989) e Starrett (s.a.), a faixa de velocidade de corte para o serramento do aço inoxidável martensítico com serra de fita é de 18 a 55 m/min. Para o serramento com

serra circular do mesmo material, Slezak & Blum (1989), Kampmann (2010) e Kanefusa (s.a.) recomendam uma faixa de velocidade de corte de 50 a 90 m/min.

O serramento circular é uma etapa importante no processo de fabricação em indústrias siderúrgicas. Estas optam pelo serramento circular por representar menor tempo de fabricação. Em um exemplo da contínua busca pelo aumento da produtividade por meio da redução do tempo de corte, Cimini & Castro (2011) instalaram um controlador lógico programável em uma máquina de serrar com a finalidade de controlar o torque durante o corte visando a redução do tempo de corte. O feixe constituído de cinco tubos de aço inoxidável martensítico DIN X20Cr13 (tubos com diâmetro externo de 114,3 mm e espessura de parede de 7,72 mm). A lâmina de serra com insertos de metal duro e diâmetro de 1080 mm foi utilizada sob uma velocidade de avanço de 226,8 mm/min. Com o controle do torque, obteve-se a redução média de 15% no tempo de corte sem alteração no desgaste dos insertos da serra. Também foi observado melhor acabamento do material serrado quando foi controlado o torque. Com isto, foi possível reduzir uma etapa do processo produtivo com ganhos estimados em R\$ 1,3 milhão por ano.

Effner citado por Atkins (2009) listou as vantagens e desvantagens da utilização de serras circulares. Uma vantagem é a baixa rugosidade da parede serrada, pois durante o corte as laterais dos dentes da serra passam na parede já serrada, o que auxilia no alisamento destas. Entretanto, como os dentes da serra atiram mais vezes em relação a outras operações de corte, há a necessidade de reafiação dos dentes com mais frequência. Outra vantagem é a possibilidade de utilizar altos avanços sem que a peça serrada perca a qualidade superficial. Com isto, a potência consumida é maior se comparado com os outros tipos de serramento. Por fim, para que a ferramenta tenha desempenho satisfatório é necessário que o material a ser cortado seja fixado adequadamente, pois qualquer movimento ou vibração deste durante o corte tende a danificar a ferramenta e a peça.

### 3.2.1 Fluido de Corte

As funções básicas do fluido de corte são: lubrificação (redução do atrito e da área de contato entre ferramenta e cavaco), refrigeração (transferência de calor da região de corte), remoção dos cavacos da zona de corte, além da proteção da máquina-ferramenta e da peça contra oxidação (TRENT & WRIGHT, 2000). Os fluidos de corte podem afetar significativamente as condições tribológicas das interfaces em contato como mudança da temperatura, alteração das forças e esforços de corte (além da distribuição destes ao longo das



interfaces), mecanismo de desgaste da ferramenta, qualidade da superfície estudada e tensões residuais induzidas nas peças usinadas, entre outros. Embora as funções de lubrificação e refrigeração sejam normalmente consideradas prioritárias, há situações em que a remoção de cavacos se torna crítica, como no serramento e na furação profunda. Nestes casos a aplicação deficiente de fluido de corte pode resultar no engripamento dos cavacos, o que acarreta na quebra prematura da ferramenta. A capacidade do fluido de corte de remover os cavacos da zona de corte depende da sua viscosidade e vazão, além da natureza da operação e do tipo de cavaco que está sendo formado (ASTAKHOV, 2006). A seleção adequada deve levar em conta aspectos tais como a composição química do fluido de corte, propriedades para lidar com as adversidades de um processo de corte específico, agressividade ao meio ambiente e saúde do trabalhador (MACHADO et al., 2011).

Para operações com serras alternativas, serras de fita ou serras circulares, recomenda o uso de emulsões ou óleos minerais sulfurados (FERRARESI, 1977). Neste caso, os fluidos servem para limpar os dentes da serra inibindo a adesão de cavacos, resfriar a ferramenta e diminuir a vibração das lâminas. Entretanto, de acordo com Klocke (2011) quando se trata da usinagem de ligas com baixo teor de carbono geralmente se utiliza óleo integral como fluido de corte para reduzir a tendência à adesão e melhorar a qualidade da superfície usinada. Neste caso as propriedades de lubrificação são mais relevantes do que o efeito de refrigeração.

Segundo Machado et al. (2011), existem três métodos de aplicação do fluido de corte: jorro a baixa pressão, sistema de alta pressão e atomização. O método do jorro a baixa pressão é mais utilizado por sua simplicidade. Já o sistema de alta pressão exige equipamento mais complexo (bomba de múltiplos estágios, reservatório com elevada capacidade e encapsulamento da máquina ferramenta). Finalmente, o método da atomização (também chamado névoa ou mínima quantidade de fluido (MQF), vem sendo desenvolvido nos últimos tempos visando a redução do consumo do fluido de corte, tanto pelo fator econômico quanto pela preocupação ambiental e saúde do operador. Ele apresenta como vantagens o alto poder de penetração e alta velocidade do fluido. De acordo com Min et al. (2005), quando se utiliza o método MQF para o corte de metais, em média é utilizada uma vazão de fluido entre 0,3 e 0,5 mL/min.

A aplicação de MQF pode acontecer com ou sem meio de transporte do fluido de corte. Quando o método ocorre sem ar comprimido, a refrigeração é aplicada na ferramenta por meio de uma bomba que atomiza o fluido e o direciona ao bico de refrigeração. No segundo caso, o meio é atomizar em partículas ultrafinas com a ajuda do ar comprimido,

sendo o fluido de corte adicionado ao ar comprimido (sistema venturi) e saindo na forma de aerossol (KLOCKE, 2011).

Os fluidos de corte utilizados na MQF são a emulsão e o óleo integral. A emulsão é um composto bifásico de óleo mineral adicionado à água, mais agentes emulsificantes ou surfactantes que garantem a uniformidade da mistura. A elevada quantidade de água na mistura (até 99%) proporciona a vantagem de boa refrigeração (MACHADO et al., 2011). No que se refere aos óleos utilizados em sistemas MQF, a primeira exigência é que tenham bom efeito lubrificante. Sua tarefa é reduzir o atrito e o processo de adesão entre a peça, cavaco e ferramenta, assim a redução do atrito acarreta a diminuição da temperatura. Devido ao baixo calor específico do óleo ( $c_{p,\text{óleo}} = 1,92 \text{ kJ.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ) e do ar ( $c_{p,\text{ar}} = 1,04 \text{ kJ.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ) e a pequena quantidade aplicada, o efeito de refrigeração da mistura óleo e ar é de importância secundária (KLOCKE, 2011). A Tabela 3.3 compara os fluidos aplicados desta forma em relação à refrigeração, lubrificação e transporte de cavacos.

Tabela 3.3: Comportamento dos fluidos utilizados no MQF

Meio	Refrigeração	Lubrificação	Transporte de cavacos
Emulsão	Muito Bom	Bom	Bom
Óleo	Bom	Muito Bom	Bom

Fonte: KLOCKE (2011) – tabela adaptada

Lawal et al. (2013) estudaram o comportamento do fresamento do aço ferramenta SKD 61 utilizando o método MQF com aplicação de óleo vegetal e com ferramenta de metal duro sem revestimento. Houve uma redução no desgaste de flanco de até 67,65% quando comparado com o fresamento a seco. Kajaria et al. (2012) investigaram a vida da ferramenta durante microfresamento do aço inoxidável austenítico 316L com MQF. A ferramenta utilizada foi de metal duro revestido por Ti(C,N)-TiAlN-TiN. Foram executados testes a seco, utilizando óleo integral e emulsão. Observou-se que a utilização de fluido de corte melhora a eficiência da operação de microfresamento, pois melhora a qualidade superficial da peça e eleva a vida da ferramenta. A atomização do fluido de corte é ideal para os lubrificantes porque estes podem penetrar na camada limite, lubrificando a aresta de corte da ferramenta sob qualquer velocidade de corte, o que inibe a formação de aresta postiça de corte. O teste de vida mostrou que para o microfresamento do aço inoxidável 316L o óleo integral promoveu o aumento da vida da ferramenta.

Mahdavinejad & Saeedy (2011) analisaram a influência do fluido de corte durante o torneamento do aço inoxidável austenítico AISI 304. O inserto utilizado durante a operação foi de metal duro revestido por TiN. Os testes foram realizados a seco e com emulsão. Notou-se a redução da espessura do cavaco quando o corte foi realizado com fluido de corte. Também foi observado que o fluido de corte aumentou a eficiência do torneamento devido ao aumento da vida da ferramenta, melhora da superfície final (reduzindo a rugosidade), além de reduzir os esforços de corte e vibrações.

Abou-El-Hossein (2008) investigou o fresamento de topo do aço inoxidável austenítico AISI 304, com ferramenta de metal duro revestido por multicamadas TiN-Ti(C,N)-TiN e deposição realizada pelo método deposição física de vapor (PVD). Os testes foram realizados a seco e com sistema de lubrificação por MQF no qual o fluido de corte foi emulsão com óleo semissintético. Durante o teste a seco, observou-se o surgimento da aresta postiça de corte e desgaste na aresta da ferramenta. A presença de desgaste indicou o aumento da temperatura e cargas na ferramenta durante a execução do teste. Para o teste com lubrificação, notou-se trincas na aresta de corte com profundidade inversamente proporcional à velocidade de corte e para as altas velocidades de corte também foi verificado o desgaste de entalhe.

### **3.3 Serra Circular**

A ferramenta serra circular é composta de um disco com vários dentes em sua periferia e é fabricada dentro de tecnologia específica para o corte do material que se pretende trabalhar e pode ser comparada às fresas que realizam corte de canais (ARSHINOV & ALEKKEEVICH, 1979).

De acordo com Tschätsch (2009), a serra circular pode ser produzida em disco inteiriço de aço rápido, com segmentos de aço rápido rebitados na periferia do disco (serra segmentada) ou pode possuir insertos de metal duro ou cermet fixos nos seus dentes. O disco de serras circulares segmentada ou com insertos fixos é feito de aço carbono. As principais características das serras circulares são: geometria, materiais e revestimentos utilizados para sua fabricação. A seguir serão discutidas estas características.

### 3.3.1 Geometria

As serras circulares para corte de metais são padronizadas pelas normas DIN 1837 (1970) e DIN 1838 (1970) para serras circulares com diâmetro até 315 mm, além da norma DIN 8576 (1954) para serras circulares com diâmetro entre 315 a 1600 mm. Tem-se ainda a normas DIN 1840 (1970) que trata da forma dos dentes, ângulo de saída e tolerâncias de fabricação. Estas normas foram desenvolvidas para serras circulares em disco inteiriço e segmentadas de aço rápido. Entretanto, podem ser estendidas para as serras circulares com insertos fixos em seus dentes.

O disco da serra deve possuir resistência mecânica menor do que o eixo motor da máquina onde a ferramenta é fixada, pois em caso de esforço excessivo a serra circular sofre avarias com intuito de proteger o equipamento. De acordo com Stakniev (2004), quando a serra apresenta valores adequados de empeno (planicidade do disco) e tensionamento (balanceamento das tensões residuais existentes no disco) é possível utilizar velocidades de corte e avanços mais altos, além de discos de menor espessura. Só é possível atingir a velocidade de rotação ideal com a serra circular tensionada, pois neste caso a ferramenta tem rigidez máxima.

Em geral, o disco da serra possui um furo central com tolerância H7, através do qual a serra é fixa ao eixo do motor. Além disso, furos de arraste auxiliam na fixação do flange para garantir a estabilidade da ferramenta. Para serras circulares com diâmetros acima de 1000 mm existem ainda furos de suspensão, cuja função é possibilitar a movimentação da ferramenta por meio de ponte rolante. Na periferia do disco encontram-se os dentes (quando se trata de serra inteiriça), os alojamentos dos segmentos ou os alojamentos dos insertos. A Figura 3.5 mostra as partes principais do disco da lâmina de serra com insertos.

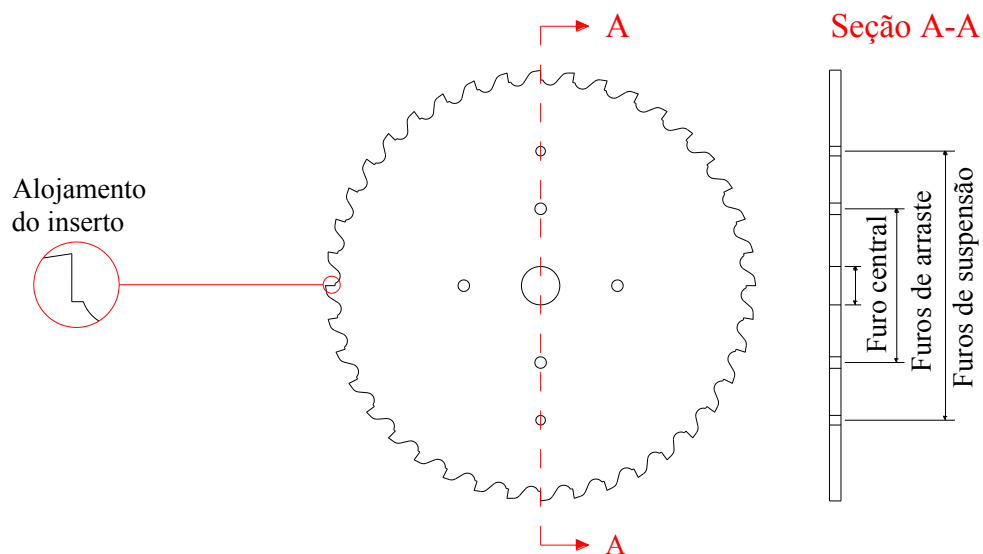


Figura 3.5: Partes principais do disco da serra circular com insertos

O diâmetro do disco da serra varia conforme o equipamento utilizado para realizar o corte e as dimensões do material a ser cortado. Em geral, o diâmetro da serra circular deve ser, no mínimo, três vezes a dimensão a ser cortada, visto que um terço do diâmetro é coberto pelo flange de fixação e os outros dois terços irão cortar o material. Entretanto, existem máquinas para o serramento circular de tubos metálicos que utilizam várias serras. A Figura 3.6 ilustra o serramento circular do tubo com serra convencional e várias serras.

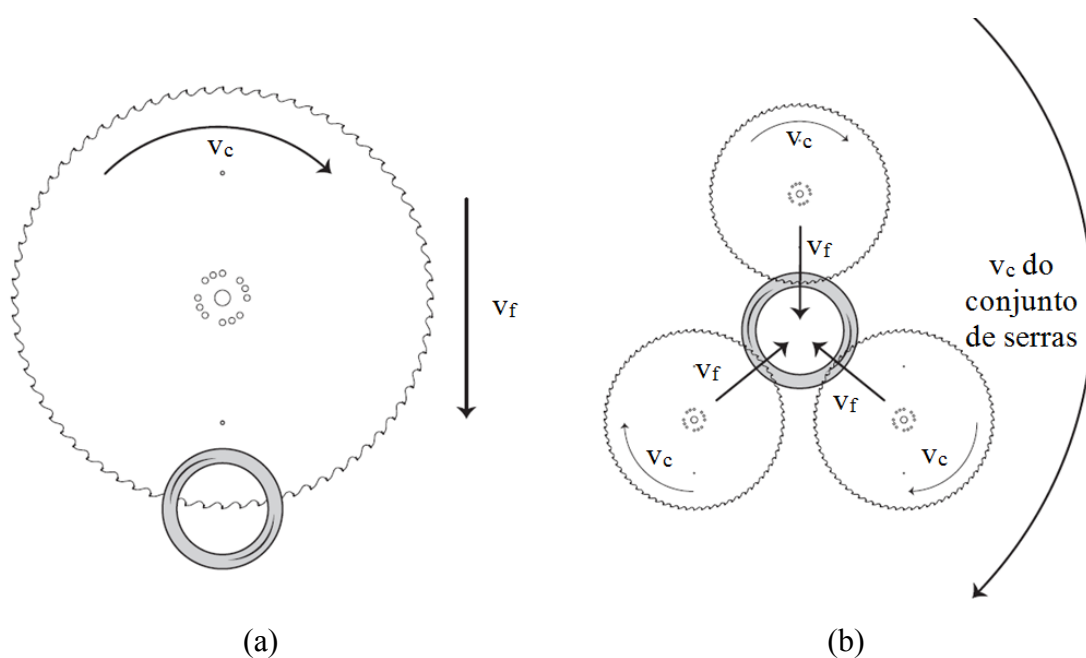


Figura 3.6: Serramento circular de tubos com: (a) serra convencional e (b) várias serras

Duas espessuras devem ser definidas na serra de disco com insertos: a espessura do inserto e a espessura do disco. Isso é necessário para que haja uma folga entre as laterais do corpo da lâmina de serra e a peça, evitando o atrito. Apesar das serras circulares de corpo inteiriço apresentarem em sua descrição apenas a espessura de corte, durante o processo de fabricação as laterais são retificadas de maneira que o núcleo da serra tenha espessura menor que a sua periferia.

O passo (ou espaçamento) é a distância entre dois dentes consecutivos e deve ser suficiente para acomodar os cavacos produzidos durante a operação. Segundo Sawar et al. (1997), se não forem tomados os devidos cuidados no dimensionamento do passo e na seleção dos parâmetros de corte, o dente pode sofrer sobrecarga e por consequência fraturar prematuramente.

Com o intuito de obter maior produtividade durante a operação de serramento, a ferramenta é projetada para que tenha o maior número de dentes possível, dentro dos limites técnicos do equipamento (potência e rigidez) e características da peça a ser cortada (material, dimensão, formato, entre outros). Para se calcular o número de dentes ( $z$ ) é utilizada a Equação 3.1, onde  $D$  é o diâmetro da serra (mm) e  $p$  é o passo da serra (mm).

$$z = \frac{D \cdot \pi}{p} \quad (3.1)$$

Durante o serramento circular é necessário gerar cavacos que fiquem mais estreitos do que a largura de corte para que estes não se acumulem na bolsa entre os dentes. O formato do dente é utilizado para produzir este efeito e se observa que a quebra do cavaco se dá por meio da diferença entre dois dentes consecutivos. A seguir serão descritas as principais geometrias dos dentes para serras circulares para o corte de aços, conforme a norma DIN 1840 (1970).

A Figura 3.7 mostra a geometria dente pré-cortador e cortador, a quebra do cavaco é obtida por meio da diferença de altura entre os dois tipos de dente, ou seja, o dente pré-cortador é mais alto em relação ao cortador. Por ser mais alto, o dente pré-cortador é mais estreito, possuindo assim uma aresta de corte menor, cuja função é remover o material do centro da largura da fenda, em seguida, o dente cortador atua removendo o material nas laterais desta fenda. Esta geometria propicia a formação de três cavacos, um largo e dois estreitos, sua utilização se dá para o serramento de materiais maciços e duros.

A geometria dente sulco alternado possui todos os dentes com a mesma altura com sulcos alternados abertos nas arestas de corte. Esta configuração gera dois cavacos (um mais

estreito e outro mais largo), que são guiados para a região do sulco e assim não aderem à fenda de corte, vide Figura 3.8. Esta geometria é aplicada para materiais duros e nas configurações maciça, de perfil e tubular.

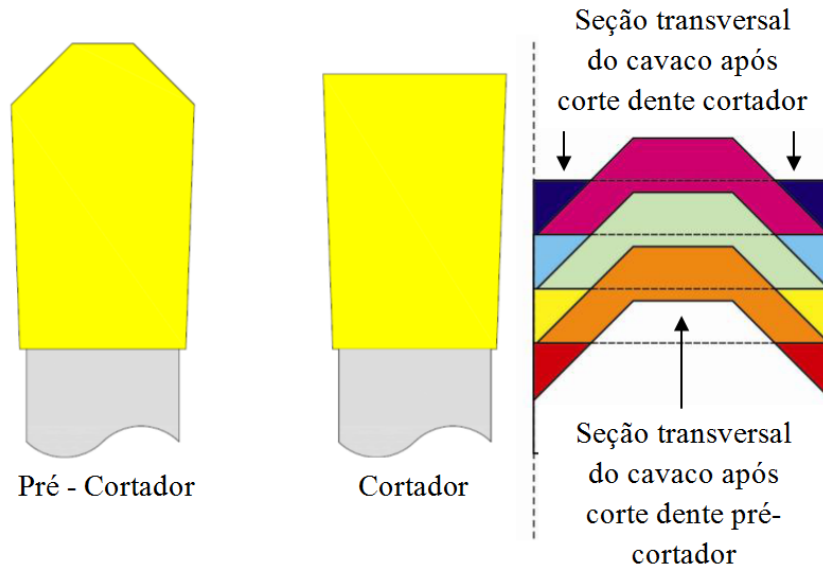


Figura 3.7: Geometria dente pré-cortador e cortador

Fonte: KLOCKE (2011) – figura adaptada

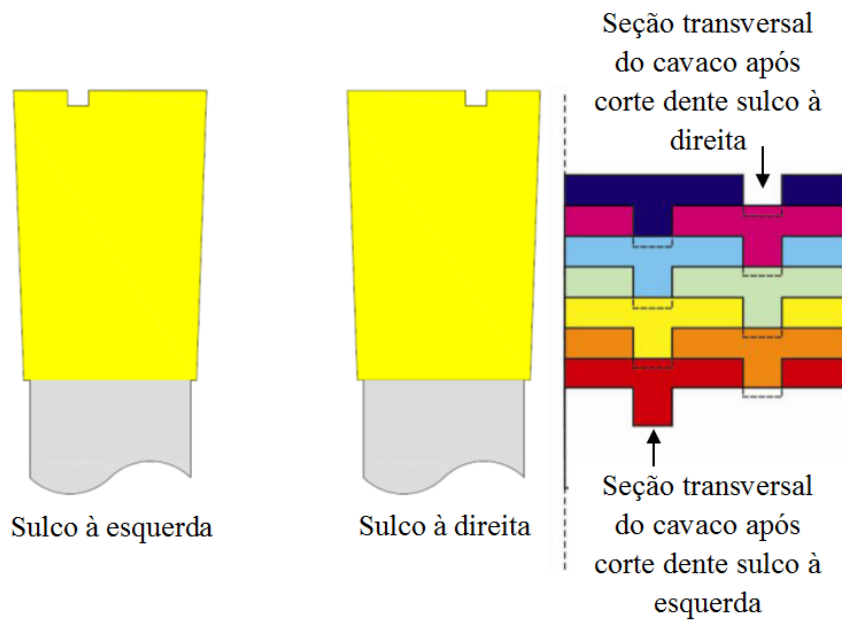


Figura 3.8: Geometria dente sulco alternado

Fonte: KLOCKE (2011) – figura adaptada

Para se analisar o funcionamento da serra pode-se considerar cada dente separadamente. Sendo assim, serão definidos os ângulos dentro da Norma Brasileira NBR 6163 – Conceitos da Técnica de Usinagem: Geometria da Cunha Cortante, Terminologia (ABNT, 1989). Os ângulos são agrupados de acordo com o plano no qual estão localizados.

A Figura 3.9 mostra a vista sobre o plano de referência ( $P_r$ ) onde podem ser visualizados os ângulos de posição ( $\gamma_r$ ), de posição secundário ( $\gamma_r'$ ) e de ponta da ferramenta ( $\epsilon_r$ ). O ângulo de posição é formado pelo plano de corte da ferramenta ( $P_s$ ) e pelo plano de trabalho ( $P_f$ ). O ângulo de posição secundário da ferramenta é formado pelo plano de corte secundário ( $P_s'$ ) e pelo plano de trabalho ( $P_f$ ). O ângulo de ponta da ferramenta é formado pelo plano de corte ( $P_s$ ) e secundário ( $P_s'$ ). Os ângulos desta vista são suplementares.

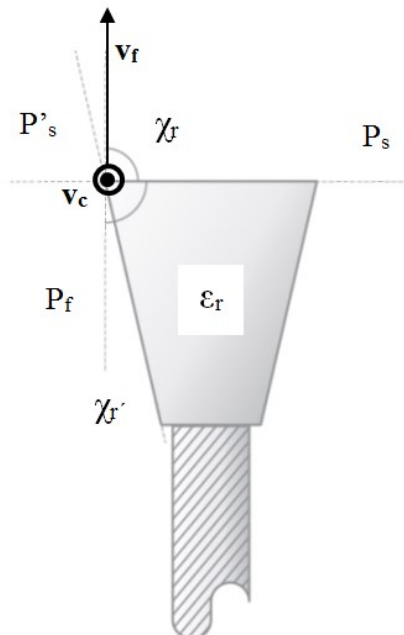


Figura 3.9: Vista sobre o Plano de Referência ( $P_r$ )

A vista sobre o plano de corte ( $P_s$ ) é ilustrada na Figura 3.10, onde se vê o ângulo de inclinação ( $\lambda_s$ ). O ângulo de inclinação da ferramenta é medido entre a aresta de corte ( $S\gamma$ ) e o plano de referência da ferramenta ( $P_r$ ). No caso específico de serras circulares, considera-se ainda o ângulo de folga tangencial ( $\zeta_s$ ), que recebe este nome por ser tangente ao diâmetro da serra, medido entre o plano ortogonal ( $P_o$ ) e a superfície de folga secundária ( $A'_o$ ). Embora não esteja previsto na norma NBR 6163, este ângulo é muito importante para a serra circular com insertos por evitar o contato das arestas secundárias com a peça.



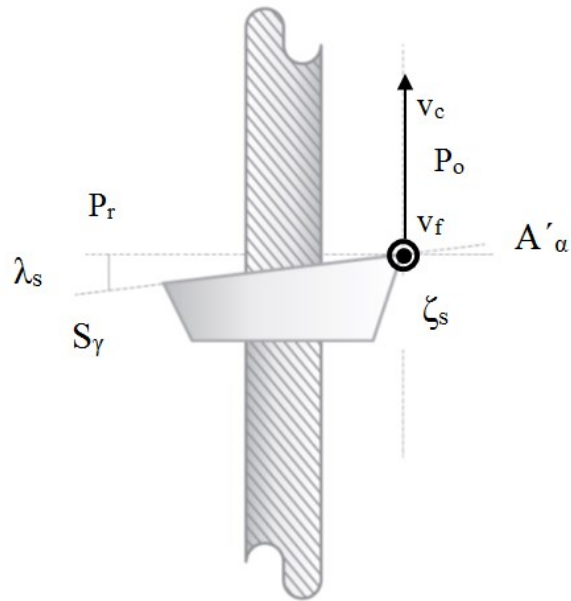


Figura 3.10: Vista sobre o Plano de Corte ( $P_s$ )

Por fim, a Figura 3.11 mostra a vista sobre o plano ortogonal ( $P_o$ ), que contém os ângulos de folga ( $\alpha_o$ ), de cunha ( $\beta_o$ ) e de saída da ferramenta ( $\gamma_o$ ). O ângulo de folga da ferramenta está situado entre a superfície de folga ( $A_\alpha$ ) e o plano de corte ( $P_s$ ). O ângulo de cunha da ferramenta é formado pelas superfícies de saída ( $A_\gamma$ ) e de folga ( $A_\alpha$ ). O ângulo de saída se localiza entre a superfície de saída ( $A_\gamma$ ) e o plano de referência da ferramenta ( $P_r$ ).

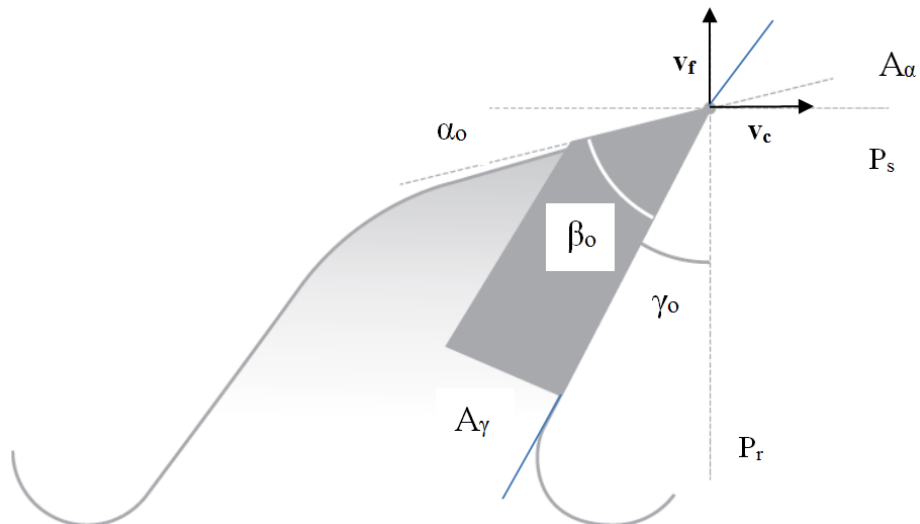


Figura 3.11: Vista sobre o Plano Ortogonal ( $P_o$ )

No caso de serras circulares, quando se tem a definição da classe de materiais a serem cortados, existe uma faixa de ângulos de saída indicados para cada situação. De acordo com a norma DIN 1840 (1970), as classes de materiais a serem cortados são definidas como: N para metais não ferrosos, H para materiais duros e finalmente W para materiais macios. A Tabela 3.4 apresenta a faixa de ângulos de saída recomendadas para cada classe de material.

Tabela 3.4: Faixas de ângulos de saída indicados para cada classe

Formato do dente	Ângulo de saída ( $\gamma_o$ ) com variação de $\pm 2^\circ$		
	N	H	W
B e C	15°	8°	25°

Fonte: DIN 1840 (1970) – tabela adaptada

As serras circulares com insertos podem ainda possuir quebra-cavaco na sua superfície de saída, cuja finalidade é provocar a fratura periódica do cavaco e facilitar sua formação e escoamento. Este tema será abordado no item 3.9.1, morfologia do cavaco.

### 3.3.2 Materiais

Segundo Kalpakjian (2010), a ferramenta de corte está sujeita à elevadas temperaturas, alta tensão de contato e atrito na interface entre ferramenta e cavaco, este atrito acontece ao longo da superfície usinada. Com isto, o material da ferramenta de corte necessariamente deve possuir as seguintes características:

- *Dureza à quente*: a dureza e resistência ao desgaste tem que serem mantidas durante a operação de usinagem. Isto assegura que a ferramenta não sofrerá deformação plástica, assim mantendo a geometria de corte;
- *Tenacidade e resistência à impactos mecânicos*: quando se trata de operações de corte interrompido (exemplo: serramento, fresamento, entre outros) ou quando durante a operação ocorre muita vibração, estas propriedades são muito importantes, pois a ferramenta sofre várias forças de impacto durante a usinagem;
- *Resistência ao choque térmico*: necessário para suportar os ciclos e temperatura sofridos pelas ferramentas durante corte interrompido;

- *Resistência ao desgaste*: a ferramenta tem que ter um período de vida útil aceitável antes de ser substituída. Isto dependerá de vários fatores como tipo da operação, material da peça a ser usinado, vibrações durante o processo, entre outros;
- *Estabilidade química*: não ter afinidade química com o material usinado, para minimizar desgaste prematuro da ferramenta por adesão e difusão entre ferramenta e cavaco.

Serras circulares para corte de metais são produzidas utilizando os materiais: aço rápido, metal duro e cermet. A ferramenta pode ser inteiriça ou com segmentos (aço rápido) e com insertos fixos nos dentes (metal duro e cermet). De acordo com Rulinkas e Rulinkas (s.a.), o disco das ferramentas que não são inteiriças são de aço ao carbono (SAE 6153, SAE 6158, 80CrV4 ou 75Cr1) temperado e revenido para uma dureza entre 43 e 45 HRC.

De acordo com Diniz et al. (2006), o metal duro é utilizado, na maioria das vezes, na forma de pastilhas fixas ao porta ferramenta por meio de brasagem ou mecanicamente (parafuso, grampo, pino, entre outros).

A Figura 3.12 apresenta variação da dureza dos quatro carbonetos em função da elevação de temperatura. Conforme citado anteriormente, os carbonetos são utilizados para aumentar a dureza e a resistência ao desgaste em altas temperaturas, entretanto, quando se eleva em excesso a temperatura, nota-se que os carbonetos perdem estas propriedades, ilustrado neste gráfico pela queda da dureza.

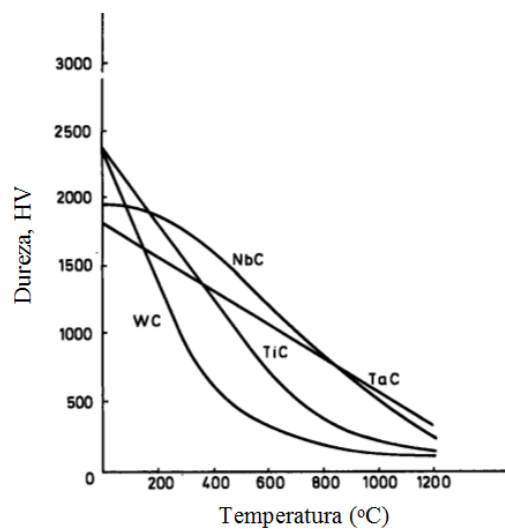


Figura 3.12: Efeito da temperatura sobre a dureza dos carbonetos

Fonte: TRENT & WRIGHT (2000) – figura adaptada

O metal aglomerante normalmente usado é o cobalto (Co), cuja função é aglutinar os carbonetos e conferir tenacidade ao metal duro. De acordo com Santhanam & Tierney (1989) e Schneider (1989), a composição do metal duro é de 85 a 90% de carbonetos e os restantes 10 a 15% de metal aglomerante.

A variação do conteúdo da composição propicia a formação de metais duros com diferentes propriedades, tais como: resistência ao desgaste, dureza e tenacidade (MACHADO et al., 2011). Sendo assim, as ferramentas de metal duro são divididas nos principais grupos pela norma ISO 513 – *Classification and application of hard cutting materials for metal removal with defined cutting edges: Designation of the main groups and groups of application* (2012):

- *Classe P*: compreende os metais duros com elevado teor de carboneto de titânio (TiC) e carboneto de tântalo (TaC), os quais conferem elevada dureza a quente e resistência ao desgaste. As ferramentas desta classe são empregadas na usinagem de aços ao carbono, aços de alta liga, aços fundidos e ferros maleáveis de cavacos longos. Estes materiais formam grande área contato entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta e desenvolvem temperaturas elevadas e acentuado desgaste de cratera;
- *Classe M*: neste grupo encontram-se os metais duros com propriedades intermediárias, destinados a ferramentas que tenham múltiplas aplicações. São empregados na usinagem de aços inoxidáveis austeníticos, ferríticos e martensíticos, aços fundidos, aços-manganês, ferros fundidos e ferros fundidos maleáveis;
- *Classe K*: este grupo foi o primeiro a ser desenvolvido e é composto apenas por carboneto de tungstênio aglomerado por cobalto. Como este metal duro não é resistente ao desgaste de cratera, é aplicado na usinagem de ferro fundido cinzento e ligas ferrosas que apresentam cavacos curtos e ainda materiais não-metálicos;
- *Classe N*: este grupo foi criado para o corte de metais macios e não ferrosos com dureza abaixo de 130 HB, exceto bronze de alta resistência (>225HB), (SANDVIK COROMANT, 2010);
- *Classe S*: este grupo foi desenvolvido para o corte das superligas resistentes ao calor à base de ferro, níquel e cobalto e ligas de titânio. O aumento do teor da liga (mais Co do que Ni) resulta em melhor resistência ao calor, aumento da resistência à tração e maior resistência à corrosão;

- *Classe H*: grupo destinado ao corte de materiais duros como aços endurecidos e temperados com durezas entre 45 e 68 HRC, ferros fundidos endurecidos, ferros fundidos resfriados.

Em geral, o metal duro é composto de duas ou três fases:  $\alpha$ ,  $\beta$  e  $\gamma$ . O metal aglutinante se refere à fase  $\beta$ . A fase  $\alpha$  é o WC puro e fornece ao metal duro a sua dureza. Já a fase  $\gamma$  é composta pelos carbonetos TiC, TaC, NbC. Esta fase proporciona ao metal duro maior resistência ao desgaste em altas temperaturas (TECHNICAL REPORT, 1984). A Figura 3.13 ilustra a quantidade de fase  $\beta$  e fase  $\gamma$  de acordo com os grupos definidos pela norma ISO 513 (2012). Nota-se que o grupo P possui a maior quantidade de fase  $\gamma$ , seguidos pelos grupos M e K.

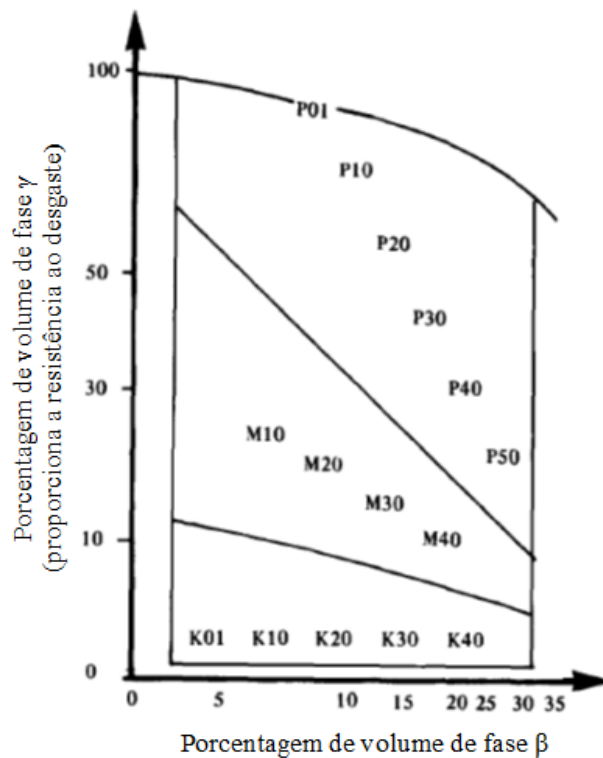


Figura 3.13: Diagrama de fases  $\beta$  e  $\gamma$  aplicado à ferramentas de metal duro

Fonte: TECHNICAL REPORT (1984) – figura adaptada

A Figura 3.14 apresenta um esquema da microestrutura do metal duro. A fase  $\alpha$  (carboneto de tungstênio) que é uma liga de estrutura cristalina hexagonal compacta apresenta formato de prismas retangulares. Já a fase  $\gamma$  (carbonetos compostos) apresenta o cristal de

forma cúbica com arestas arredondadas quase esférico. Estes cristais são aglutinados pela fase  $\beta$ .

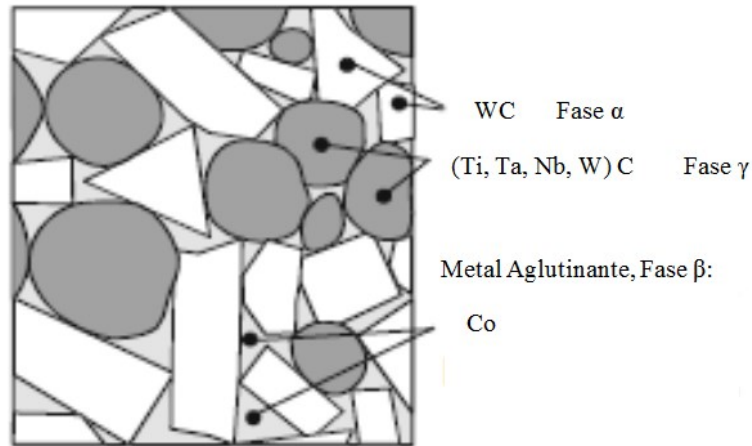


Figura 3.14: Esquema da microestrutura do metal duro

Fonte: KLOCKE (2011) – figura adaptada

### 3.3.3 Revestimento

Com o objetivo de melhorar o rendimento das ferramentas de corte, é comum a aplicação de revestimentos. Serras circulares com corpo inteiriço de aço rápido são comercializadas com revestimento de nitreto de titânio, TiN, e nitreto de titânio alumínio, (Ti,Al)N, depositados por deposição física de vapor (PVD), pois este processo não altera a microestrutura do aço rápido. Também é comum a utilização de revestimentos PVD em serras com insertos de metal duro brasados nos dentes do disco pelo fato deste revestimento ser depositado a uma temperatura inferior à de fusão do metal de adição. Entretanto, com o desenvolvimento de ligas cada vez mais difíceis de serem usinadas, foi necessário o desenvolvimento de um novo método de fixação dos insertos das serras circulares para possibilitar o revestimento pelo método deposição química de vapor (CVD). Esta fixação está em processo de patente no Instituto Nacional da Propriedade Industrial, número BR 10 2013 017641 9, depositada no dia 10/07/2013 e intitulada “Aperfeiçoamento introduzido na ferramenta de corte lâmina de serra circular – Fixação dos insertos nos dentes”.

Segundo Klocke et al. (1991), os revestimentos ganharam grande importância por garantir um desempenho superior à ferramenta sem revestimento no corte de materiais ferrosos. O aumento da eficiência das ferramentas de metal duro está ligado à utilização do revestimento. Atualmente 80% das ferramentas de metal duro são comercializadas com

revestimento. Este percentual chega a 95% na operação de torneamento e aproximadamente 60% no fresamento.

Uma função do revestimento é evitar o contato entre o material da peça e substrato da ferramenta, reduzindo o desgaste por adesão, abrasão, difusão e oxidação. A adesão aparece sob baixas velocidades de corte, já sob altas temperaturas a difusão e oxidação são os fenômenos que determinam o desgaste da ferramenta. Como o revestimento tem alta inércia química e dureza, estas propriedades contribuem para resistência à formação de cratera, ao desgaste de flanco e de entalhe, tanto para baixas como altas velocidades de corte. Durante a operação de usinagem, o revestimento atua como uma barreira química para o mecanismo de difusão, pois tem menor estabilidade química com o material da peça do que o substrato. Em cortes interrompidos, o gradiente térmico e mecânico é provocado pela entrada e saída do dente durante o processo. Com isto, o revestimento deve propiciar resistência ao desgaste de cratera, fratura e lascamento sem afetar a tenacidade do substrato. Outras propriedades que o revestimento deve ter são: boa aderência ao substrato, dureza a quente, tensões residuais de compressão, baixa condutividade térmica e o processo de revestimento não pode reduzir a resistência de ligação interna, isto é, especialmente a dureza do substrato (KLOCKE et al., 1992).

De acordo com Bouzakis et al. (2012), as ferramentas de corte podem ser revestidas pelos métodos de deposição física de vapor (PVD) ou deposição química de vapor (CVD) e suas variantes. O metal duro pode receber revestimento pelos dois processos, pois a utilização de temperaturas elevadas no CVD (aproximadamente 1000° C) não implica em alterações metalúrgicas. A Figura 3.16 mostra a comparação das condições de pressão e temperatura para os métodos de revestimento.

As coberturas por deposição física de vapor (PVD) são formadas em temperaturas comparativamente baixas (entre 400 e 600 °C). O revestimento é depositado por meio da evaporação (ou pulverização) do metal reagente (QUITO, 1988). Este processo é atrativo para o revestimento de ferramentas de metal duro porque a baixa temperatura de deposição mantém o tamanho do grão, além de não alterar a dureza do substrato (QUITO et al., 1996). Outras características do PVD são: manutenção da mesma configuração precisão da aresta. A tensão residual de compressão induzida pelo processo PVD auxilia na inibição da nucleação e propagação de trincas na ferramenta (KONIG, 1987).

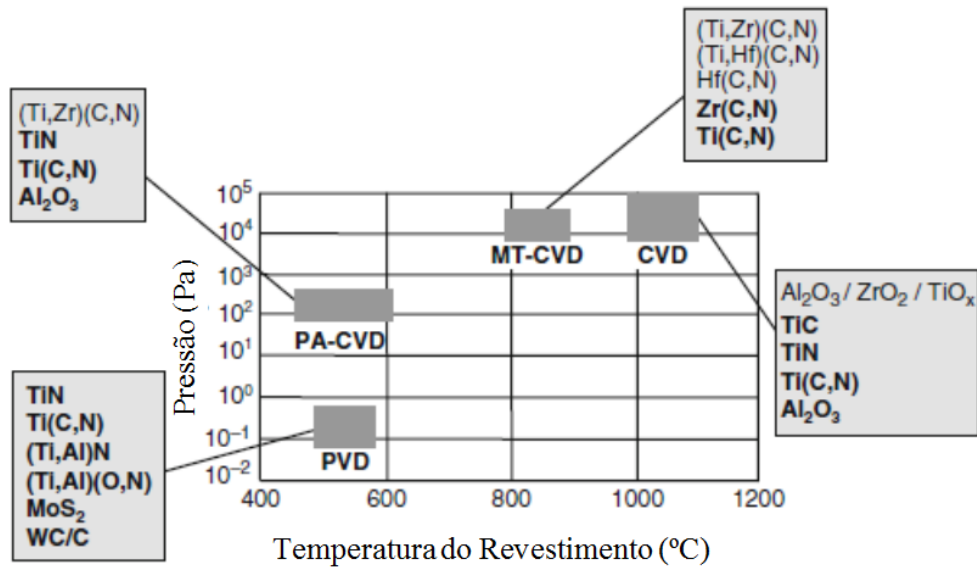


Figura 3.15: Comparação das condições de pressão e temperatura para os métodos de revestimento

Fonte: BOUZAKIS et al. (2012) – figura adaptada

De acordo com Klocke (2011), o processo CVD é ativado pelo calor transferido durante a reação dos compostos químicos gasosos com o substrato adequadamente aquecido e preparado. Os vapores reativos primários podem ser os metais halogenetos (cloreto, brometo, iodeto ou fluoreto) ou carbonetos metálicos, bem como hidretos e organometálicos compostos. Segundo Shaw (2005), para decompor ou transferir o composto metálico para o substrato, ocorre uma transferência de energia térmica que é realizada com a maior temperatura do sistema. Por esta razão, a câmara de reação pode apresentar vários valores de temperatura máxima. A maioria das reações são também conduzidas em um ambiente anidro e anaeróbico, além de frequentemente à pressões sub-atmosféricas. No processo CVD convencional a variação da temperatura de deposição varia de 800 a 1200°C. As altas temperaturas do processo CVD comprometem a uniformidade e o tamanho do grão, além de ocasionalmente produzir carbonetos frágeis nas interfaces. Portanto, é desejável que o processo de revestimento ocorra em baixas temperaturas. Para solucionar este problema foram desenvolvidas os processos MT-CVD (média temperatura, entre 700 e 900°C) e PA-CVD (ativado por plasma, com temperatura entre 450 e 650°C).

A Figura 3.16 compara a tensão de ruptura transversal do metal duro 73WC-19(Ti,Ta,Nb)C-BCo sem revestimento, revestido por PVD e revestido por CVD. Nota-se que os valores da tensão de ruptura do metal duro sem revestimento e revestido por PVD são similares. Entretanto, no caso do metal duro revestido por CVD é 30% inferior, o que é explicado pelo



fato da tensão residual introduzida pelo processo PVD ser de compressão e no caso do processo CVD, de tração.

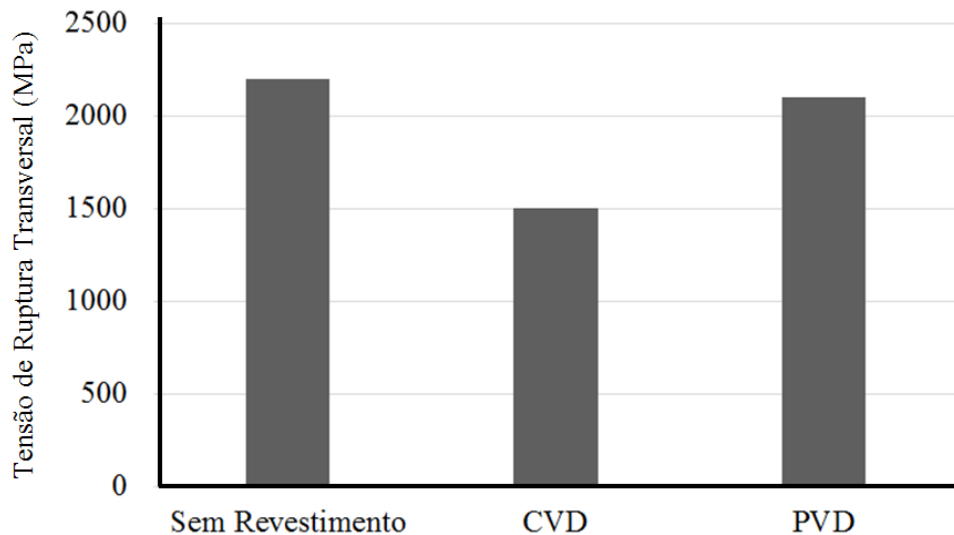


Figura 3.16: Comparação da tensão transversal de ruptura do metal duro 73WC-19(Ti,Ta, Nb)C-BCo com e sem revestimento

Fonte: SANTHANAM & TIERNEY (1989) – figura adaptada

As propriedades mecânicas dos revestimentos são determinadas pela forma de deposição e composição química das camadas. Segundo Machado et al. (2011), a ferramenta pode ter até doze camadas de diferentes revestimentos. Cada camada tem uma função específica e sua associação permite oferecer um revestimento com todas as vantagens possíveis para a operação de corte que a ferramenta se destina. Quando se trata do recobrimento do metal duro é possível que a mesma camada possa ser aplicada por PVD e CVD. A seguir estão algumas camadas que podem ser aplicadas no revestimento do metal duro e a Tabela 3.5 apresenta a comparação entre as principais propriedades destas camadas:

- *Óxido de alumínio ( $Al_2O_3$ )*: camada depositada pelo método CVD, sua coloração é preta. De acordo com Machado et al. (2011), as principais vantagens desta camada são a inércia química e a alta dureza o que garantem alta resistência ao desgaste. Outra característica importante é a redução de sua condutividade térmica com o aumento da temperatura, formando uma barreira térmica que reduz a quantidade de calor que chega ao substrato. Conforme Sandvik (2011), pelo  $Al_2O_3$  ter baixa condutividade térmica, isso o torna mais resistente à craterização. Esta camada também atua como uma barreira térmica, o que melhora a resistência à deformação

plástica. Segundo Klocke (2011), a camada de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  é muito frágil, com isto, ela não pode ser utilizada como camada única, mas sim em combinação com outras camadas formando um revestimento com multicamadas. Dolinsek & Kapac (1999) afirmam que para aumentar a resistência ao desgaste do revestimento por CVD com multicamadas, são introduzidas camadas de  $\text{Al}_2\text{O}_3$  ou TiC.

Hua et al. (2008) estudaram o coeficiente de atrito entre o aço inoxidável austenítico AISI 304 e a esfera de cerâmica  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , o fluido de lubrificação do teste pino sobre disco foi óleo integral e o ensaio foi realizado à temperatura ambiente. Os ensaios foram realizados variando a carga (5, 10, 30 e 50 N) e a velocidade do disco (0,06, 0,13 e 0,19 m/s). Observou-se que o coeficiente de atrito foi baixo e relativamente constante quando o teste foi realizado com baixas cargas (carga de 10N, à velocidade de 0,06 m/s o coeficiente de atrito variou na faixa de 0,6 a 1,2, à velocidade de 0,13 m/s o coeficiente de atrito variou na faixa de 1,8 a 2,2 e à velocidade de 0,19 m/s o coeficiente de atrito variou na faixa variou na faixa de 2,6 a 2,8). O coeficiente de atrito aumentou acentuadamente quando a carga aplicada foi acima de 30 N, cujos valores do coeficiente de atrito em todas as velocidades tendem a estabiliza entre 0,17 a 0,23 na fase inicial, em seguida estes valores passam por uma fase de transição e se elevam rapidamente. Os tempos iniciais e transição do coeficiente de atrito para as velocidades de 0,06 m/s foi de 260 s, de 0,13 m/s foi de 220 s e 0,19 m/s foi de 140 s. Notou-se que quando os coeficientes de atrito entraram no regime de rápido aumento deste valor, as faixas de coeficiente de atrito variaram entre 0,9 a 1,1 na velocidade à 0,06 m/s, 0,5 a 0,7 à 0,13 m/s e 0,4 a 0,6 à 0,19 m/s, ou seja, o maior coeficiente de atrito foi observado com menor velocidade.

- *Nitreto de Titânio (TiN)*: esta camada pode ser aplicada por PVD e CVD, a sua coloração é dourada. De acordo com Klocke (2011), devido à alta interação entre o titânio e o nitrogênio, esta camada possui alta estabilidade química. Com isto, possui alta resistência aos mecanismos de desgaste por difusão e adesão. Conforme Sandvik (2011), o TiN depositado nas camadas internas tem a função de aumentar dureza ao revestimento e quando aplicado na camada externa tem como finalidade facilitar o escorregamento do cavaco na superfície de saída da ferramenta e auxiliar na detecção do desgaste. Para Machado et al. (2011), o TiN na camada externa da ferramenta proporciona baixos coeficientes de atrito entre a ferramenta e o cavaco, garantindo assim menores comprimentos de contato entre a ferramenta e o cavaco devido à menor tendência de adesão dos materiais ferrosos. De acordo com Dolinsek & Kapac

(1999), embora não tenha a dureza do TiC, o TiN atua mais como uma barreira térmica.

De acordo com Oerlikon (2012), o coeficiente de atrito entre o aço e o TiN (teste à seco) é de 0,4. Lin et al. (1994) investigaram o coeficiente de atrito entre o aço SK D61 e a esfera de metal duro revestida com TiN sob diferentes temperaturas, foi realizado o ensaio de pino sobre disco onde a velocidade do disco foi 1,765 m/s, carga do pino de 222,5 N e a distância percorrida foi 2120 m. Verificou-se que à temperatura de 25°C o coeficiente de atrito foi na faixa de 0,46 a 0,52, à temperatura de 250°C o coeficiente de atrito foi na faixa de 0,49 a 0,52 e à temperatura de 450°C o coeficiente de atrito foi na faixa de 0,41 a 0,47.

- *Nitreto de titânio alumínio, (Ti,Al)N*: é depositada por PVD e apresenta coloração violeta-cinza. De acordo com Klocke (2011), a camada de (Ti,Al)N foi desenvolvida para melhorar a resistência à oxidação e manter a dureza sob altas temperaturas. A excelente resistência à oxidação se dá devido ao fato de durante a usinagem, o (Ti,Al)N forma uma fina camada de óxido de alumínio na superfície do revestimento, que é constantemente renovada durante a operação de corte, desacelerando o progresso do desgaste. Com o aumento da concentração de alumínio, aumenta a resistência à oxidação do revestimento (Ti,Al)N. Apesar da elevada resistência à oxidação se comparado com os revestimentos TiN e Ti(C,N), o (Ti,Al)N pode apresentar alto desgaste quando a temperatura ultrapassa a 800° C. Os revestimentos de (Ti,Al)N podem ser utilizados como monocamada ou multicamadas.
- *Carbonitreto de titânio, Ti(C,N)*: pode ser depositado pelos métodos CVD e PVD, sua coloração varia conforme o aumento do teor de carbono alterando de cobre para violeta, azul-cinza para cinza. Segundo Machado et al. (2011), o Ti(C,N) é normalmente o mais requisitado como primeira camada justamente por garantir maior aderência do revestimento ao substrato e de novos revestimentos sobre ele. Para garantir uma tensão residual de compressão, é comum aplicar uma operação de jateamento para remoção da última camada revestida na superfície de saída da ferramenta. Isso garante maior resistência à propagação de trincas. De acordo com Klocke (2011), as propriedades do Ti(C,N) são ajustadas com a variação da razão entre carbono e nitrogênio. Geralmente, o revestimento Ti(C,N) são múltiplas camadas, ou seja, depositados com o aumento do teor de carbono no sentido da superfície do revestimento. A integração entre o carbono e o nitreto de titânio, na

rede cristalina desta camada, resulta no aumento considerável da dureza deste revestimento, o que contribui para o aumento da resistência ao desgaste, entretanto, este revestimento é muito frágil. Para compensar o aumento da fragilidade, o Ti(C,N) é depositado em múltiplas camadas, de modo a reduzir as tensões residuais entre as camadas individuais. Para Sandvik (2011), a dureza do Ti(C,N) oferece resistência ao desgaste por abrasão, resultando na redução do desgaste de flanco.

Tabela 3.5: Principais materiais e propriedades das camadas de revestimento

	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	TiN	(Al,Ti)N	Ti(C,N)
Processo de produção	CVD	CVD/ PVD	PVD	CVD/PVD
Espessura da camada (µm)	1 a 5	1 a 5	1 a 5	1 a 5
Microdureza (HV 0,05)	2100 HV 0,1	2300	3000	3000
Temperatura de oxidação (°C)	-	> 450	> 700	> 350
Barreira de efeito térmico	+++++	+++	++++	++
Resistência à abrasão	++	++	+++	+++
Resistência ao desgaste por adesão (em relação ao aço)	+++	++	++	++
Resistência ao desgaste por difusão (em relação ao aço)	+++	++	+++	+
Proteção do substrato à corrosão	+	+	+	+

Fonte: KLOCKE (2011) – tabela adaptada

Sawar et al. (1997) compararam o desempenho da serra circular segmentada com insertos de metal duro brasados em seus dentes com e sem revestimento. O método de deposição do revestimento foi PVD e a camada aplicada foi TiN. O ensaio de corte do aço médio carbono foi realizado à seco, velocidade de corte de 203 m/min, avanço por dente de 0,355 mm/rev, metal duro dos insertos da classe S4. Já o ensaio de corte do aço inoxidável

302S25 também foi realizado à seco,  $v_c$  de 34 m/min,  $f_z$  de 0,046 mm/rev e classe de metal duro MS20. Observou-se, para ambos os aços, uma significativa redução das forças de corte e rugosidade das peças quando o teste foi realizado com serras que possuíam revestimento TiN em seus insertos.

Klocke et al. (1992) analisaram a influência da velocidade de corte sobre o comportamento da operação de torneamento longitudinal. Foram utilizadas ferramentas de metal duro revestidas por MT-CVD composta por três camadas TiN-Ti(C,N)-TiN, com espessura de 6  $\mu\text{m}$  e PVD uma camada de TiN com espessura de 3  $\mu\text{m}$ . Como este experimento se trata de um teste de vida da ferramenta, o número de impactos (N) significa o número de vezes que a operação foi realizada. Em baixas velocidades de corte a ferramenta revestida por PVD teve melhor rendimento em relação à revestida por MT-CVD devido ao fato desta ter maior tenacidade que aquela. Entretanto, ao elevar a velocidade de corte, aumenta a temperatura durante a operação, como o MT-CVD é mais resistente ao desgaste por abrasão em relação ao PVD, este para ter melhor rendimento. As ferramentas revestidas apresentam desempenho superior ao metal duro sem revestimento, conforme ilustra a Figura 3.17 e sob faixas elevadas de velocidade de corte não se observa diferença no desempenho do revestimento produzido por PVD em relação ao MT-CVD.

Segundo Bouzakis et al. (2012), o metal duro revestido por MT-CVD é utilizado sobretudo para operações de fresamento. De acordo com Trent & Wright (2000), como a tenacidade do revestimento gerado por MT-CVD é maior do que a do CVD, conseqüentemente, o MT-CVD apresenta maior resistência ao desgaste de flanco.

Como visto anteriormente, a indução de tensões residuais de compressão no revestimento da ferramenta é benéfica para o desempenho do conjugado. Estas tensões residuais de compressão também podem ser induzidas pelo método CVD por meio da escolha de um arranjo de camadas individuais, como por exemplo, TiN-Ti(C,N)-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (KLOCKE et al., 1991). A camada externa do revestimento é formada por Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, pois este tem o menor coeficiente de expansão térmica. O aumento da tensão residual de compressão se dá pela deposição de outra camada externa à Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, que pode ser Hf(C, N) ou Zr(C, N), vide Figura 3.20.

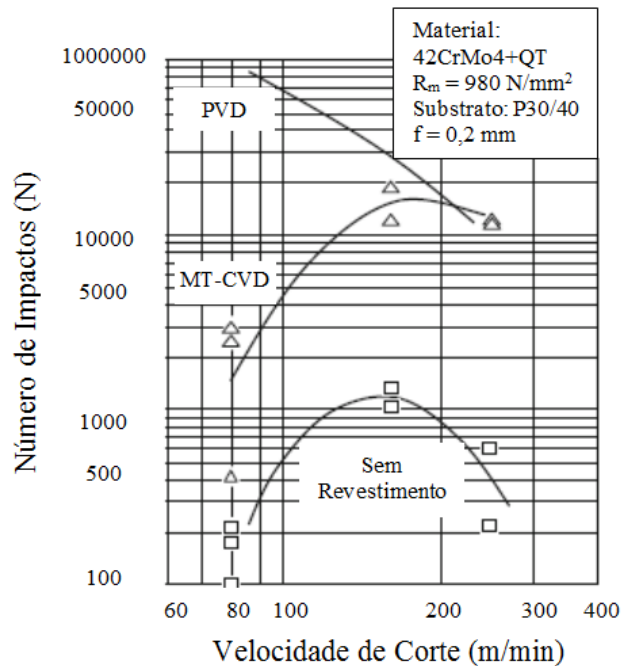


Figura 3.17: Influência do método de revestimento sobre o desgaste do metal duro

Fonte: KLOCKE et al. (1992) – figura adaptada

Noordin et al. (2007) estudaram o torneamento a seco de um aço inoxidável martensítico com composição C 0,38%, Mn 0,5%, Si 0,9%, Cr 13,6% e V 0,3% e dureza entre 43 e 45 HRC. Foram testadas ferramentas de metal duro revestido por MT-CVD, Ti(C,N), e cermet revestido por multicamadas de PVD, TiN-Ti(C,N)-TiN. Observou-se o aumento da vida da ferramenta de cermet com a redução da velocidade de corte, porém sob elevado avanço a ferramenta de metal duro superou a de cermet. Os tipos de desgaste que a ferramenta de cermet apresentou foram o desgaste de flanco e falha catastrófica. Já a ferramenta de metal duro apresentou apenas desgaste de flanco. O desgaste de flanco ocorreu pela combinação dos mecanismos de desgaste adesão e abrasão. A falha catastrófica pode ser associada à combinação entre os mecanismos de desgaste abrasão, adesão, difusão, fratura e deformação plástica. Os resultados sugerem que tanto a ferramenta de cermet revestida por PVD quanto à ferramenta de metal duro revestida por MT-CVD podem ser usadas no torneamento a seco do aço inoxidável martensítico.

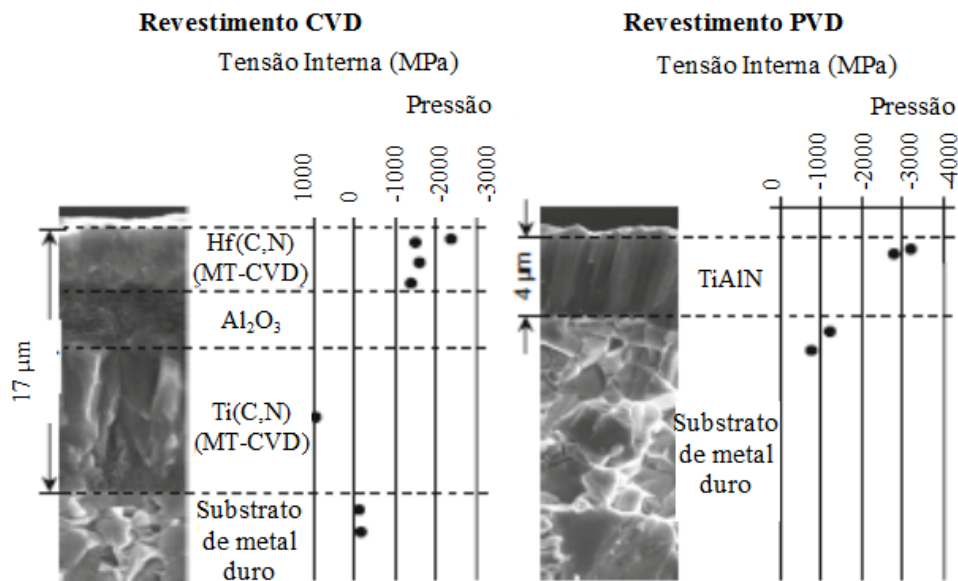


Figura 3.18: Influencia do método de revestimento sobre a tensão residual

Fonte: KLOCKE et al. (1991) - figura adaptada

Biermann et al. (2013) investigaram o microfresamento do aço inoxidável austenítico DIN X5CrNi18 com ferramentas de metal duro microgrão revestidos por PVD, CrN-Ti-(Al,Cr)N- (Al,Ti)N. Notou-se que os revestimentos (Ti,Al)N e (Al,Cr)N tiveram melhor desempenho no que se refere ao desgaste da ferramenta. Além disso, não foi observado o desgaste por aderência, característico desta operação, provavelmente devido à dureza elevada do revestimento e à baixa afinidade química entre o revestimento e a peça.

Ciftci (2006) estudou o torneamento contínuo a seco dos aços inoxidáveis austeníticos AISI 304 e AISI 316 com ferramentas de metal duro revestida pelo método CVD com multicamadas TiC-Ti(C,N)-TiN e Ti(C,N)-TiC-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. A força de corte foi menor durante o torneamento com a ferramenta revestida com TiC-Ti(C,N)-TiN em relação à ferramenta com Ti(C,N)-TiC-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Este efeito foi atribuído ao menor o coeficiente de atrito da camada externa de TiN.

### 3.4 Grandezas Físicas

Os conceitos relacionados às grandezas físicas envolvidas no processo de usinagem são normalizados pela NBR 6162 - Movimentos e Relações Geométricas na Usinagem de Metais: Terminologia (ABNT, 1989) e serão brevemente descritos a seguir.

A velocidade de corte ( $v_c$ ) é definida como sendo a velocidade instantânea da aresta cortante da ferramenta segundo a direção e o sentido de corte, sua unidade é metros por minuto (m/min). Ela é calculada pela Equação 3.2, onde D é o diâmetro (mm) e n é a rotação (RPM).

$$v_c = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000} \quad (3.2)$$

Para o serramento circular do aço inoxidável, os fabricantes de serra recomendam que a velocidade de corte seja entre 50 e 90 m/min (KAMPMANN, 2010 e KANEFUSA, s.a.). Já para a serra de fita, Slezak & Blum (1989) e Starrett (s.a.) recomendam a faixa de velocidade de corte de 18 a 55 m/min para o serramento do aço inoxidável martensítico. Sob baixas velocidades de corte a temperatura durante o serramento é reduzida, o que é desejável por aumentar a resistência ao desgaste dos insertos, evitar o desequilíbrio das tensões residuais presentes no disco da serra, além de evitar transformações metalúrgicas no material da peça. Entretanto, o manual técnico da Sandvik Coromant (2010) recomenda para o corte interrompido deste material o uso de altas velocidades ( $v_c = 150 - 250$  m/min) para se evitar o desgaste por aderência.

A velocidade de avanço ( $v_f$ ) é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante da ferramenta, segundo a direção e o sentido de avanço. É calculada conforme Equação 3.3, onde f é o avanço (mm/rev).

$$v_f = f \cdot n \quad (3.3)$$

Por possuir vários dentes (tal como no fresamento), distingue-se em serras circulares o avanço por dente ( $f_z$ ), que representa o percurso de avanço de cada dente medido na direção do avanço da ferramenta (correspondente à geração de duas superfícies consecutivas em usinagem) e é calculado conforme a Equação 3.4.

$$f = f_z \cdot z \quad (3.4)$$

O aumento do avanço acarreta a elevação das forças de usinagem. Além disso, este parâmetro tem ligação com o acabamento (com a redução do avanço, a rugosidade da peça é reduzida, gerando um melhor acabamento) e com a taxa de remoção (quanto maior o avanço



maior a taxa de remoção). A velocidade de avanço também influencia o tempo de corte ( $t_h$ ), como mostra a Equação 3.5, onde  $L$  é o comprimento de corte (mm).

$$t_h = \frac{L}{60 \cdot v_f} \quad (3.5)$$

Os fabricantes de serras circulares (Kampmann, 2010 e Kanefusa, s.a) recomendam valores de avanço por dente entre 0,04 e 0,10 mm/rev para garantir a estabilidade do disco da serra durante o corte (redução da vibração). Por sua vez, o manual técnico da Sandvik Coromant (2010) afirma que quando se utiliza um valor muito baixo do avanço pode haver maior desgaste do inserto porque a aresta cortará uma região encruada pela ação do dente anterior.

A profundidade ou largura de usinagem ( $a_p$ ) representa a profundidade ou largura de penetração da ferramenta na peça, medida em uma direção perpendicular ao plano de trabalho. No caso do serramento circular, corresponde à largura máxima do inserto, que em geral varia de 2 a 15 mm.

A penetração de trabalho ( $a_e$ ) é o valor do quanto a ferramenta entrou na peça para realizar a remoção do material, medida no plano de trabalho e em uma direção perpendicular à direção de avanço. Machado et al. (2011) salientam que o valor desta grandeza é muito importante quando se trata do fresamento e da retificação. A Figura 3.19 ilustra a profundidade de corte ( $a_p$ ) e a penetração de trabalho ( $a_e$ ) na operação de serramento.

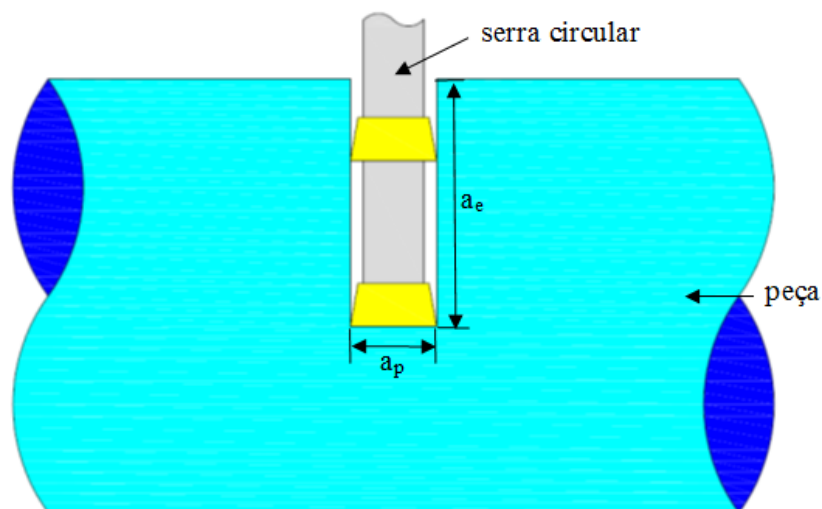


Figura 3.19: Profundidade de corte ( $a_p$ ) e a penetração de trabalho ( $a_e$ )

### 3.5 Força e Potência de Serramento

É de grande importância a determinação da força envolvida durante a operação de serramento, pois esta influencia diretamente a potência requerida para o corte. Nesta parte do trabalho serão abordadas a força e potência de serramento.

#### 3.5.1 Força do Serramento

A força de usinagem ( $F_u$ ) é considerada como uma ação da ferramenta sobre a peça, a qual é responsável pela deformação local do material, produzindo assim o cavaco. Esta força pode ser decomposta em três componentes: força de corte ( $F_c$ ), força de avanço ( $F_f$ ) e força passiva ( $F_p$ ). A força de corte é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho na direção corte (dada pela velocidade de corte), a força de avanço é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho na direção de avanço (dada pela velocidade de avanço) e a força passiva é a projeção da força de usinagem perpendicular ao plano de trabalho (FERRARESI, 1977).

De acordo com Trent & Wright (2000), a força de usinagem depende principalmente da resistência ao cisalhamento do material, do coeficiente de atrito da ferramenta e das áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário. Desta forma, os fatores que podem afetar a área e a resistência são: o material da peça, fluido de corte (condições de refrigeração e lubrificação), parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) e ferramenta (geometria, material e nível de desgaste).

No serramento circular, a força de corte pode ser calculada conforme a Equação 3.6 (LOCHMANN, 2009):

$$F_c = a_p \cdot f_z \cdot k_c \cdot z_e \quad (3.6)$$

Onde  $k_c$  é a pressão específica do material a ser cortado ( $N/mm^2$ ) e  $z_e$  é o número de dentes em contato com o material. A pressão específica ( $k_c$ ) de corte pode ser entendida como a energia efetiva consumida para arrancar uma unidade de volume do material da peça (MACHADO et al., 2011). Nota-se que o aumento de qualquer um dos parâmetros envolvidos tem-se a elevação de  $F_c$ .

Segundo Tschätsch (2009), o cálculo da pressão específica com os fatores de correção no serramento também pode ser efetuado pela Equação 3.7.

$$k_{ch} = k_v \cdot k_{desgaste} \cdot k_{recalque} \cdot k_c \quad (3.7)$$

Onde  $k_v$  é o fator de correção do material da ferramenta ( $k_v = 1,2$  para aço rápido e  $k_v = 1,0$  para metal duro),  $k_{desgaste}$  é o fator de correção de desgaste do material da ferramenta ( $k_{desgaste} = 1,3$ ),  $k_{recalque}$  é o fator de correção de recalque do material da peça ( $k_{recalque} = 1,2$ ) e  $k_c$  é calculado pela Equação 3.8.

$$k_c = \frac{k_{c1,1}}{h_m^{mc}} \quad (3.8)$$

Onde  $k_{c1,1}$  é a pressão específica de corte para um cavaco com seção 1 mm x 1 mm ( $N/mm^2$ ) e  $mc$  é o expoente de Kienzle, estes fatores são constantes do material, além  $h_m$  é espessura de corte média (mm). Normalmente as lâminas de serras circulares possuem ângulo de posição principal ( $\chi_r$ ) de  $90^\circ$ , neste caso  $h_m$  é igual à  $f_z$ .

De acordo com Machado et al. (2003), na operação de fresamento (que pode ser comparado ao serramento circular) cada dente exerce uma força proporcional ao material a ser removido, pois esta força depende da geometria do dente. A força exercida na ferramenta é o somatório das forças exercidas em cada dente que está em contato com a peça. Segundo Klocke (2011), em serras circulares, a vantagem de se utilizar a geometria sulco alternado em relação à geometria dente pré-cortador e cortador consiste no fato de um único dente com sulco alternado conseguir remover o mesmo volume de material que os dentes pré-cortador e cortando juntos. Porém isto acarreta a necessidade de maior força de corte.

Abrão et al. (2014) estudaram a força avanço durante o serramento circular do aço ABNT 1045 utilizando serras com insertos de metal duro e cermet com geometria sulco alternado. Observou-se que o aumento da velocidade de corte provocou a redução da força de avanço para as duas serras à redução dos valores da pressão específica de corte, ou seja, o aumento da velocidade de corte eleva a temperatura na região de corte. Entretanto, a elevação do avanço acarretou o aumento da força de avanço para as duas serras porque houve a elevação do volume de material removido.

Selvaraj et al. (2014) analisaram a influência dos parâmetros de corte sobre a força de corte durante o torneamento à seco do aços inoxidáveis duplex A995, classes A4 e A5

utilizando ferramenta de metal duro revestida por TiC e Ti(C,N). Os autores observaram, para ambos os aços, com a elevação da velocidade de corte ocorreu a redução da força, pois em altas velocidades de corte, a temperatura se eleva reduzindo a dureza do material da peça na região de corte, o que auxilia a remoção de material, tendo como consequência a redução da força de corte para esta operação e o cavaco se torna mais fino. A elevação do avanço acarretou o aumento da força de corte devido à elevação da espessura de material a ser removido, o que implica no aumento do trabalho da ferramenta, ou seja, ocorre o aumento do comprimento de contato.

Thakur et al. (2009) afirmam que a redução da força de corte com o aumento da temperatura se dá pela redução da área de contato entre cavaco e ferramenta, além da diminuição da resistência ao cisalhamento da zona de fluxo do cavaco a medida que a temperatura aumenta.

Polini et al. (2004) investigaram a influência do revestimento sobre as forças de avanço durante o fresamento da liga para implante dentário Co-Cr-Mo. As ferramentas utilizadas foram de metal duro sem revestimento e revestido por CVD. Observou-se que a menor força avanço ocorreu quando usinado com a ferramenta revestida, pois o coeficiente de atrito do revestimento é menor do que o do metal duro.

Moreira et al. (2013a) investigaram a influência da alteração dos parâmetros de corte sobre a corrente elétrica do motor principal durante o serramento circular do aço inoxidável supermartensítico 13 Cr utilizando serra com insertos de metal duro e configuração dos dentes sulco alternado. A medição da corrente ocorreu por meio de um *software* instalado no computador que coletava os dados da corrente consumida pelo motor principal, assim estes valores representam a força de corte. O consumo de corrente elétrica do motor principal, representou o valor da força de corte e sua redução foi provocada pelo aumento da velocidade de corte. Este fenômeno é justificado pela elevação da temperatura na região do corte e consequente redução da resistência ao cisalhamento do material da peça. Entretanto, o consumo de energia elétrica aumenta com o aumento do avanço devido à elevação do volume de cavaco removido. Neste caso, para se obter um menor consumo de energia elétrica é necessária a combinação de elevada velocidade de corte e baixo avanço.

### 3.5.2 Potência do Serramento

Durante testes de usinagem é comum o monitoramento do consumo de corrente elétrica do motor responsável pelo acionamento do eixo principal (também conhecido como eixo árvore) para se verificar a influência dos parâmetros de corte sobre esta grandeza. De acordo com Byrne et al. (1995), os sensores para a medição de corrente elétrica e potência efetiva dos acionamentos ou fuso principal representam a mais simples alternativa do ponto de vista técnico e podem ser também facilmente modernizados.

Com a medição da corrente elétrica consumida associada à tensão é possível calcular a potência. Entretanto, a estimativa da potência de usinagem por meio da potência elétrica pode ser realizada desde que se tenha um bom entendimento da teoria de eletricidade. Quando se trata de motores elétricos trifásicos (normalmente utilizados para acionamento de máquinas de usinagem) a potência ativa é definida pela Equação 3.9, onde  $V$  é a tensão elétrica (V),  $I$  é a corrente elétrica consumida (A) e  $\cos\varphi$  representa a defasagem entre a tensão e corrente elétricas. Vale a pena salientar que o valor de  $\cos\varphi$  varia em função da carga aplicada a motores de indução. Por exemplo, para operação em plena carga  $\cos\varphi \cong 0,90$ , a meia carga  $\cos\varphi \cong 0,80$  e sem carga  $\cos\varphi \cong 0,20$  (MACHADO et al., 2011).

$$P_{at3F} = \sqrt{3} \times V \times I \times \cos\varphi \quad (3.9)$$

A potência necessária para usinagem resulta do somatório dos produtos entre as componentes da força de usinagem pelas respectivas velocidades (FERRARESI, 1977). Assim, somente os componentes velocidade de corte e avanço contribuem para a potência de usinagem. A potência de corte ( $P_c$ ) é o produto da força de corte pela velocidade de corte, vide Equação 3.10:

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60000} \quad (3.10)$$

De maneira análoga, calcula-se o valor da potência de avanço ( $P_a$ ) conforme a Equação 3.11.

$$P_a = \frac{F_f \cdot v_f}{60000} \quad (3.11)$$

A potência efetiva de corte ( $P_e$ ) é a resultante da soma vetorial da potência de corte e da potência de avanço, vide Equação 3.12.

$$\vec{P}_e = \vec{P}_c + \vec{P}_a \quad (3.12)$$

As potências fornecidas pelo acionamento dos motores ( $P_{mc}$  e  $P_{mf}$ ) são calculadas a partir das potências resultantes das Equações 3.11 e 3.12 divididas pelas respectivas eficiências ( $\eta_c$  e  $\eta_f$ ), conforme mostram as Equações 3.13 e 3.14, respectivamente.

$$P_{mc} = \frac{P_c}{\eta_c} \quad (3.13)$$

$$P_{mf} = \frac{P_f}{\eta_f} \quad (3.14)$$

Em máquinas de serramento circular automáticas é comum a existência de um amperímetro para se medir a corrente elétrica do motor ao qual a ferramenta é montada. Esta medição é utilizada para monitoramento da vida da ferramenta, pois à medida que a serra circular se desgasta, os ângulos da cunha de corte são alterados, resultando no aumento de potência requerida para a operação e, conseqüentemente, da corrente elétrica consumida.

Shaw (2005) afirma que um dos parâmetros que mais afeta a potência de corte é o ângulo de saída da ferramenta ( $\gamma_o$ ). O aumento deste ângulo favorece o escoamento do cavaco, diminuindo os esforços de corte. No caso do serramento, um fator importante é a geometria do dente. Como visto anteriormente, existem a geometria pré-cortador e cortador nas quais o esforço para remoção de cavaco é distribuído entre estes dois dentes. Em contrapartida, a geometria sulco alternado o mesmo volume de cavaco é removido por apenas um dente. Com isto, a configuração pré-cortador e cortador requer uma potência de corte menor do que a configuração sulco alternado.

Segundo Teti et al. (2010), acionamentos elétricos e fusos fornecem força mecânica necessária para remover o material da peça, sendo possível mensurar os parâmetros do motor, como potência e corrente elétrica. A principal vantagem dos parâmetros do motor é a possibilidade de detectar anomalias durante a operação sem que o equipamento de medição interfira na operação. Os equipamentos utilizados para medição dos parâmetros do motor são dotados de malha de controle rígido, sendo adequados para utilização em ambientes de produção.

### 3.6 Temperatura de Corte

O controle da temperatura durante operações de usinagem é extremamente importante no que se refere ao desempenho da ferramenta e, conseqüentemente, da qualidade da peça usinada.

Durante o corte interrompido, a aresta de corte se aquece em contato com a peça para, em seguida, se resfriar ao perder contato com a peça. Assim, a temperatura atinge seus pontos máximos e mínimos de forma cíclica, como mostra a Figura 3.20. Estas variações de temperatura são dependentes dos parâmetros de corte, como velocidade de corte e avanço, material a ser cortado, material da ferramenta de corte, além do tempo ativo e inativo durante o ciclo do corte interrompido.

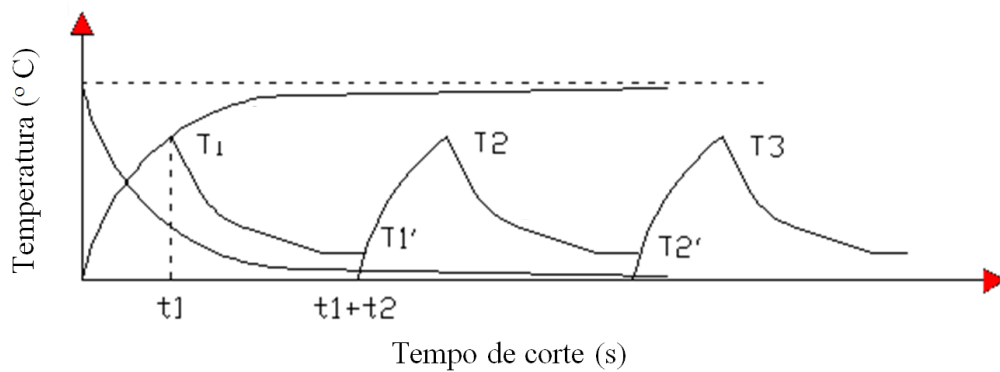


Figura 3.20: Variação cíclica da temperatura de corte no processo de corte interrompido

Fonte: MACHADO et al. (2011) – figura adaptada

Diniz et al. (2006) afirmam que quando a espessura de corte é variável, a distribuição de temperatura é irregular. A mudança cíclica de temperatura leva à modificação da distribuição de tensão na região de corte da ferramenta, o que provoca a formação de trincas térmicas. A Figura 3.21 mostra uma trinca térmica em uma lâmina de serra circular de fricção.

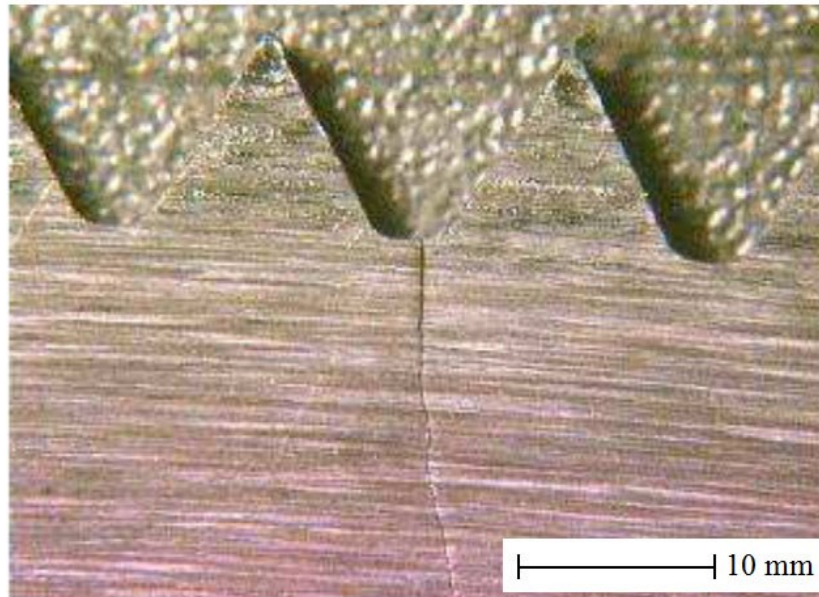


Figura 3.21: Trincas térmicas em serra de fricção

FONTE: TILMANN (2011) – figura adaptada

Para Nordström & Bergström (2001), a temperatura na periferia da lâmina de serra durante o corte pode variar de 200°C a 800°C. De acordo com Sawar et al. (1997), o ponto de fusão do metal de adição empregado na brasagem do inserto normalmente está entre 600°C e 650°C, o que aponta para a necessidade de controle da temperatura durante o serramento para que a ferramenta não tenha sua vida reduzida.

A temperatura durante a operação de usinagem (mais especificamente na interface entre cavaco e ferramenta) aumenta com a elevação da velocidade de corte. Outro fator que influencia esta grandeza é o material a ser usinado. Trent & Wright (2000) compararam as temperaturas máximas observadas na interface em função do material e da velocidade de corte (Figura 3.22). Para todos os materiais estudados verificou-se uma elevação linear da temperatura com o aumento da velocidade de corte. As ligas de titânio aumentaram a temperatura com baixas velocidades de corte, seguidas dos aços inoxidáveis, aço médio carbono. O cobre de alta condutividade apresenta menor temperatura.



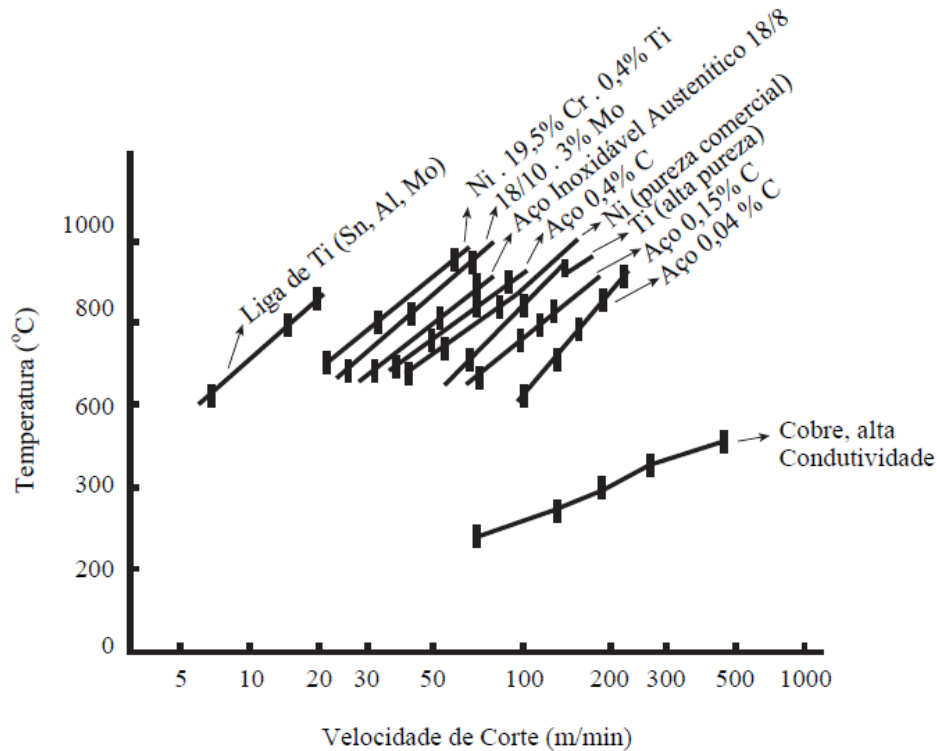


Figura 3.22: Influência da velocidade de corte sobre a temperatura de usinagem

Fonte: TRENT & WRIGHT (2000) – figura adaptada

As principais técnicas empregadas na determinação da temperatura de usinagem são os termopares (implantado na peça ou ferramenta) e a pirometria infravermelha. Cada método possui vantagens e limitações que devem ser considerados em função da especificidade da operação.

No caso específico da medição de temperatura utilizando pirômetro infravermelho, é essencial a determinação da emissividade ( $\epsilon$ ) do material da peça. Esta propriedade se refere à capacidade de emissão de energia por radiação da superfície. A definição de  $\epsilon$  é dada pela razão entre a energia irradiada por um determinado material e a energia irradiada por um corpo negro ( $\epsilon = 1$ ). Assim, os materiais possuem o valor de emissividade entre zero e um (INCROPERA et al., 2007).

Valiorgue et al. (2013) determinaram a emissividade do aço inoxidável austenítico 316L com a variação da temperatura. As medições foram realizadas durante o corte ortogonal e a temperatura foi medida por meio de uma câmera infravermelha. A Figura 3.23 ilustra a curva de emissividade obtida em função da temperatura. Nota-se que o valor da emissividade inicial é 0,38 e se eleva até a temperatura de 150° C, chegando ao valor 0,7. Elevando-se a temperatura ainda mais observa-se que o valor da emissividade cai para 0,5 a 320° C,

mantendo-se constante até 360° C. Em seguida, o valor da emissividade se eleva com o aumento da temperatura, chegando a 0,91 à temperatura de 540° C.

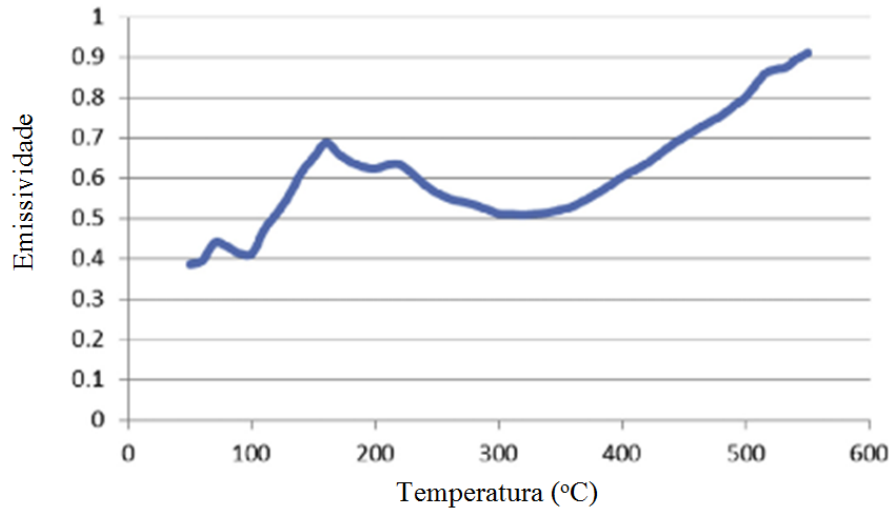


Figura 3.23: Curva da emissividade do aço inoxidável austenítico 316L em função da temperatura

FONTE: VALIORGUE et al. (2013) – figura adaptada

Chinchanikar & Choudhury (2014) avaliaram o efeito do revestimento e parâmetros de corte durante torneamento do aço endurecido AISI 4340 utilizando ferramenta de metal duro revestida por PVD camada única, (Ti,Al)N e CVD Ti(C,N)-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiN. A temperatura média da interface entre cavaco e ferramenta foi menor quando utilizada a ferramenta revestida com PVD em comparação à ferramenta revestida por CVD. Com a elevação dos parâmetros de corte ocorreu a elevação da temperatura, porém a velocidade de corte foi mais influente do que o avanço. A Figura 3.24 apresenta os gráficos da influência da (a) velocidade de corte e (b) avanço sobre temperatura média na interface cavaco e ferramenta.

Korkut et al. (2007) afirmam que o aumento da velocidade de corte, profundidade de corte e avanço acarreta o aumento da temperatura. Entretanto, a velocidade de corte e a profundidade de corte influenciam mais na alteração da temperatura do que o avanço.

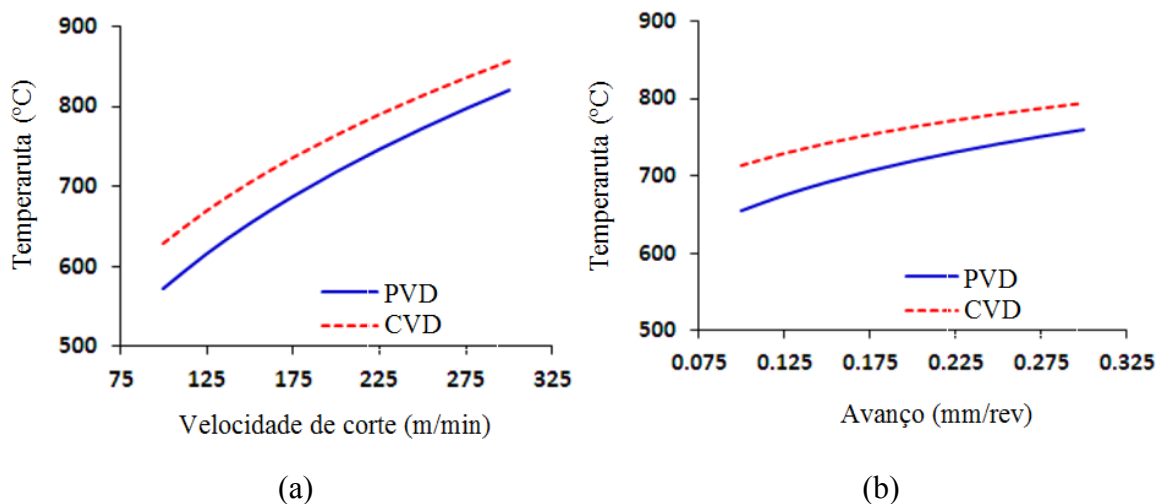


Figura 3.24: Influência da (a) velocidade de corte e (b) avanço sobre a temperatura média na interface entre cavaco e ferramenta

Fonte: CHINCHANIKAR & CHOUDHURY (2014) – figura adaptada

Ueda et al. (1999) investigaram a influência dos parâmetros de corte sobre a temperatura no torneamento a seco do aço rolamento com alta concentração de cromo, aço cromo molibdênio e aço carbono, utilizando ferramenta de PCBN (nitreto policristalino de boro). O aumento de todos os parâmetros de corte provocou a elevação linear da temperatura. Entretanto, os valores do avanço e da profundidade de corte não influenciaram de maneira significativa o valor da temperatura.

### 3.7 Desgaste da Serra

O desgaste de ferramentas ocorre nas regiões onde há contato entre a peça e o cavaco, isto é, nas superfícies da ferramenta que estão sujeitas a alta tensão de compressão, elevada deformação, alta temperatura, a interação entre estes fatores provoca o desgaste da ferramenta (KENDALL, 1989). Usando os parâmetros de corte adequados à operação, a ferramenta de corte chega ao fim da vida pelo do desgaste gradual de cratera e de flanco (TRENT & WRIGHT, 2000).

### 3.7.1 Formas de Desgaste

Quando se trata de serras circulares, a primeira forma de desgaste a ser analisado é o desalinhamento do disco, que pode ser causado por esforços excessivos durante o corte ou por elevação da temperatura. O desalinhamento do disco causa o desalinhamento da aresta de corte, provocando assim vibrações e acarretando no desgaste prematuro das arestas de corte.

Segundo Machado et al. (2011), podem-se distinguir três fenômenos pelos quais uma ferramenta de corte perde sua eficácia na usinagem: avaria, desgaste e deformação plástica. Esses três fenômenos causam a mudança na geometria da aresta de corte. Os dois primeiros geralmente promovem a perda de material, enquanto o último promove somente o seu deslocamento. Assim, em uma operação de usinagem existem duas principais causas para a substituição da ferramenta: ocorrência de avaria (trinca, lascamento ou quebra) e desgaste ou deformação que atingem proporções elevadas e que podem comprometer as dimensões e integridade superficial da peça usinada.

Conforme Diniz et al. (2006), os tipos de deterioração mais comumente identificados são:

- *Desgaste frontal ou de flanco:* ocorre na superfície de folga da ferramenta e é causado pelo contato entre ferramenta e peça. A alteração no ângulo de folga ocasiona o contato entre a superfície de folga e o material da peça. O aumento deste desgaste é proporcional ao aumento da velocidade de corte. Esta situação não é desejável porque deteriora o acabamento superficial da peça. Outro transtorno se dá pelo fato de modificar totalmente a forma da aresta de corte original, alterando as dimensões da peça em operações como torneamento e fresamento;
- *Desgaste de cratera:* este desgaste ocorre na superfície de saída da ferramenta, na interface entre ferramenta e cavaco. O seu surgimento se deve ao atrito do cavaco com a ferramenta de corte além da combinação dos mecanismos de desgaste denominados difusão e adesão;
- *Deformação plástica da aresta de corte:* este fenômeno acontece devido às elevadas pressões e temperaturas geradas na cunha de corte, ocasionando a quebra da ferramenta ou deteriorando o acabamento da peça usinada. Para amenizar este tipo de deterioração é aconselhável a utilização de ferramentas fabricadas com materiais mais

resistentes à deformação plástica e a altas temperaturas aliadas às mudanças nas condições de corte ou geometria da ferramenta;

- *Lascamento*: representa uma falha acidental e prematura da ferramenta devido a solicitações térmicas ou mecânicas excessivas em sua cunha de corte. É frequentemente observado nas ferramentas para operação de serramento circular, além de ferramentas com metal frágil ou com arestas de corte pouco reforçadas;
- *Trincas*: seu surgimento se dá pela variação de esforços mecânicos alternados e/ou variações bruscas e alternadas de temperatura, levando à rápida propagação e ruptura. Geralmente, as trincas se propagam sobre a superfície da ferramenta na direção perpendicular à aresta de corte, este efeito é provocado pela fadiga térmica. Conforme descrito no item 3.6, a ferramenta é submetida a variações cíclicas de temperatura nas operações de corte interrompido (por exemplo, fresamento e serramento circular). Com isto, ocorre a flutuação cíclica da temperatura na interface entre cavaco e ferramenta resultando na modificação igualmente cíclica da distribuição de tensões na região afetada pelo calor, facilitando a iniciação das trincas;
- *Fratura*: podem ocorrer por inúmeros fatores, tais como carga excessiva sobre a ferramenta, utilização de condições de corte não apropriadas para a operação, raio de ponta ou ângulo da cunha de corte muito pequeno, dificuldade de saída do cavaco, entre outros.

A Figura 3.25 apresenta o clássico diagrama com os principais mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte ou de qualquer parâmetro que a influencie, principalmente a velocidade de corte. Segundo Ferraresi (1977), sob baixas temperaturas apenas os mecanismos de adesão e abrasão estão presentes sendo o primeiro predominante. Já sob temperaturas elevadas, a adesão perde lugar para os mecanismos de difusão e oxidação. Esse diagrama também salienta que o desgaste total cresce acentuadamente com o aumento da temperatura de corte.

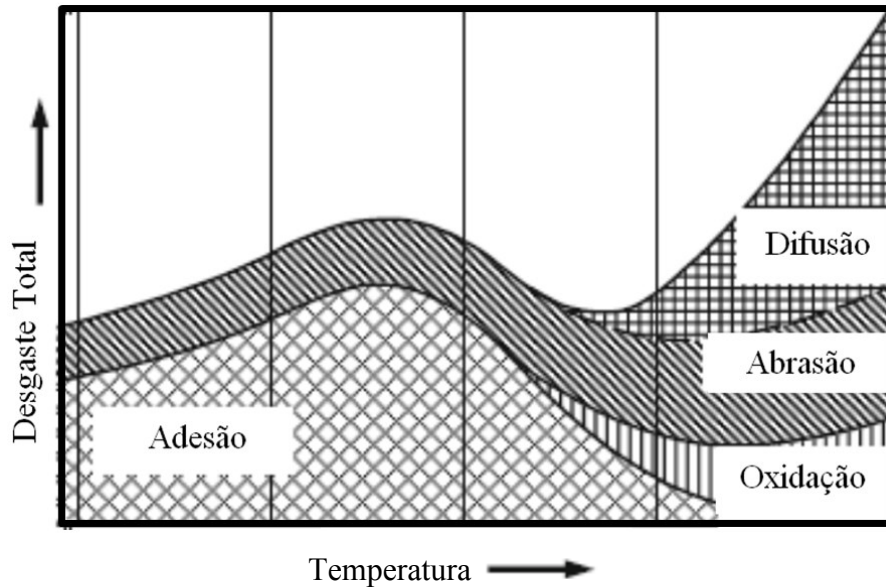


Figura 3.25: Diagrama dos mecanismos de desgaste das ferramentas de corte em função da temperatura

Fonte: VIEREGGE, citado por KLOCKE (2011) – figura adaptada

A seguir estão as definições dos principais mecanismos de desgaste apresentados no diagrama acima:

- *Adesão*: ocorre quando duas superfícies metálicas são colocadas em contato sob carga moderada, baixas temperaturas e baixas velocidades de corte, formando assim um extrato metálico entre elas. Neste caso o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. A aresta postiça de corte pode aparecer, com isto, o processo tem natureza menos contínua e o fluxo de fragmentos de APC arrasta grão da ferramenta. Segundo Gerth et al. (2014), a zona de escorregamento, o corte interrompido, a profundidade de corte variável, entre outros fatores, promovem geralmente o fluxo irregular de material e, portanto, favorecem o mecanismo de desgaste por adesão. No caso da usinagem de materiais dúcteis (por exemplo, o aço inoxidável) pode ocorrer o mecanismo de adesão. Este fenômeno é indesejável por comprometer a qualidade superficial da peça usinada além de provocar fratura na aresta de corte;
- *Abrasão*: consiste no mecanismo de desgaste observado quando o material é removido ou deslocado da superfície por partículas duras que podem estar soltas entre duas superfícies com movimento relativo, ou que pertencem a uma das superfícies. Este desgaste pode envolver deformação plástica e fratura frágil, gerando perdas ou

deslocamento de material por microsulcamento, microcorte ou microlascamento. O microsulcamento e o microcorte acarretam perda de material. Já o microlascamento provoca um deslocamento de material para as laterais do sulco formado. Este mecanismo é muito importante em ferramentas de aço rápido, ferramentas revestidas, cerâmicas puras e mistas (SHAW, 2005);

- *Difusão*: acontece em altas temperaturas e consiste na transferência de átomos de um metal para outro. Em operações de usinagem, as velocidades relativas entre ferramenta e peça ou entre ferramenta e cavaco são altas e o tempo de contato entre esses materiais é muito curto. De acordo com Trent & Wright (2000), pelo fato do tempo de contato entre ferramenta e peça ser muito curto, o mecanismo de difusão seria praticamente desprezível, porém a existência da zona de aderência na interface entre cavaco e ferramenta o torna importante a análise deste mecanismo. A difusão atua tanto na superfície de saída como na superfície de folga e a taxa de desgaste aumentará com a elevação da velocidade de corte e avanço, pois o aumento destes parâmetros eleva a temperatura de corte, que é a fonte de energia para o mecanismo difusivo. Quando se observa os desgastes de flancos e de cratera, estes apresentam uma textura lisa, característica da difusão;
- *Oxidação*: também acontece em altas temperaturas, o metal duro começa a oxidar a uma temperatura entre 700° e 800° C. Mesmo sob condições normais de corte, uma película de óxido pode se formar na superfície da ferramenta na região da aresta de corte, sobre o efeito das temperaturas de corte e do oxigênio existente no ar. Este filme pode se estender para áreas onde o ar atmosférico está em contato com a ferramenta, ou seja, nas superfícies de folga e na superfície de saída. Este mecanismo degrada principalmente a superfície de folga, pois o complexo óxido formado de tungstênio, cobalto e ferro forma uma carepa nessa superfície que pode provocar a quebra da ferramenta (KLOCKE, 2011).

Segundo Bosetti & Bruschi (2010), o desgaste da serra circular acontece de duas maneiras: a primeira ocorre de forma súbita e se deve à fratura de um ou mais dentes, geralmente causando um aumento abrupto do torque. Este tipo de desgaste não é preocupante, pois em máquinas dotadas de comando numérico computadorizado (CNC) nas quais o torque do eixo é continuamente monitorado este evento é detectado. Este fenômeno interfere diretamente na qualidade do corte.

A segunda maneira, o desgaste gradual e progressivo, é provocado por variações de temperatura durante o serramento. De acordo com Pekelharing (1980), durante a operação de corte interrompido ocorrem ciclos térmicos que podem ocasionar trincas na ferramenta. Sendo assim, o desgaste da ferramenta é percebido pelo aparecimento de minúsculas trincas na aresta de corte ou fratura na aresta. Este desgaste afeta principalmente a cunha de corte e a quantidade de rebarbas aderida ao corpo da peça. É mais difícil de ser detectado, pois requer a avaliação do operador do equipamento.

Sawar et al. (2010) afirmam que as principais formas de desgastes que ocorre no dente da serra de fita de aço rápido durante o corte de aços são: desgaste de cratera, desgaste de flanco e lascamento. Esta situação também é válida quando se trata de lâmina de serra circular.

Moreira et al. (2013a) investigaram o desgaste de insertos de metal duro brasados durante o serramento circular do aço inoxidável supermartensítico 13Cr. Foram realizados dezoito cortes, removendo assim um volume total de 103701,60 mm<sup>3</sup>. Além do desgaste de flanco, foi observada uma alteração próxima à aresta de corte e a presença de material da peça aderido na superfície de folga principal. A Figura 3.26 mostra a superfície de folga principal antes e após os ensaios. Em um segundo trabalho, Moreira et al. (2013b) estudaram o serramento circular do aço ABNT 1045 utilizando serras com insertos de metal duro com as geometrias dente pré-cortador e cortador, além de metal duro e de cermet com geometria de sulco alternado. Embora não tenham sido realizados testes de vida que permitissem avaliar a evolução dos mecanismos de desgaste atuantes, o fato de cada serra ter sido utilizada em um número idêntico de ensaios permitiu uma avaliação qualitativa do desgaste (cada serra removeu o volume total de 44704 mm<sup>3</sup>).

A Figura 3.27 mostra a superfície de folga principal de um dos insertos da serra de cermet com sulco alternado. Nota-se que o inserto praticamente não apresenta desgaste ao final dos testes, o que pode ser explicado pelas propriedades deste material (alta resistência ao desgaste devido à dureza superior, menor solubilidade no ferro a temperaturas elevadas e alta temperatura de oxidação) (MOREIRA et al., 2013a).



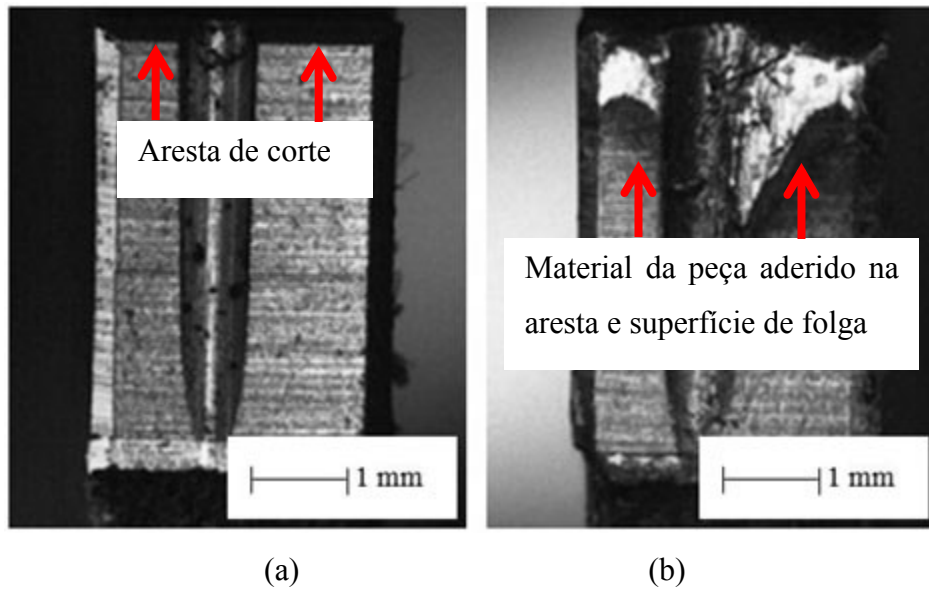


Figura 3.26: Superfície de folga do inserto de metal duro: (a) antes e (b) após realização dos ensaios (volume removido igual a  $103701,60 \text{ mm}^3$ )  
 Fonte: MOREIRA et al. (2013a) – figura adaptada

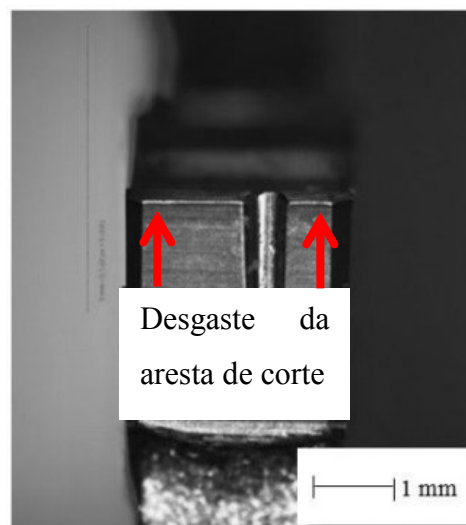


Figura 3.27: Superfície de folga do inserto cermet após remover o volume total de  $44704 \text{ mm}^3$   
 Fonte: MOREIRA et al. (2013b) – figura adaptada

A Figura 3.28 apresenta a superfície de um inserto de metal duro com geometria sulcos alternados após os testes. Diferentemente do caso anterior, este inserto apresenta desgaste mais acentuado da aresta de corte, caracterizado por lascamento (MOREIRA et al., 2013b).

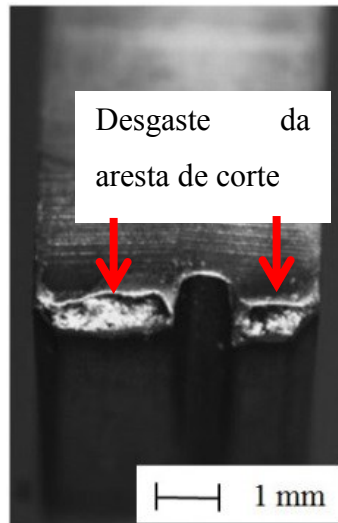


Figura 3.28: Aresta de corte do inserto de metal duro com geometria sulco alternado após remover o volume total de  $44704 \text{ mm}^3$

Fonte: MOREIRA et al. (2013b) – figura adaptada

Tillmann (2011) estudou o serramento circular do tubo de aço S235JR utilizando serra com inserto de metal duro classe P20. Ao se elevar a velocidade de corte de 300 m/min para 1500 m/min com avanço por dente constante (0,03 mm/rev) ocorreu a fratura da superfície de folga principal. A Figura 3.29 mostra o lascamento após 100 cortes.

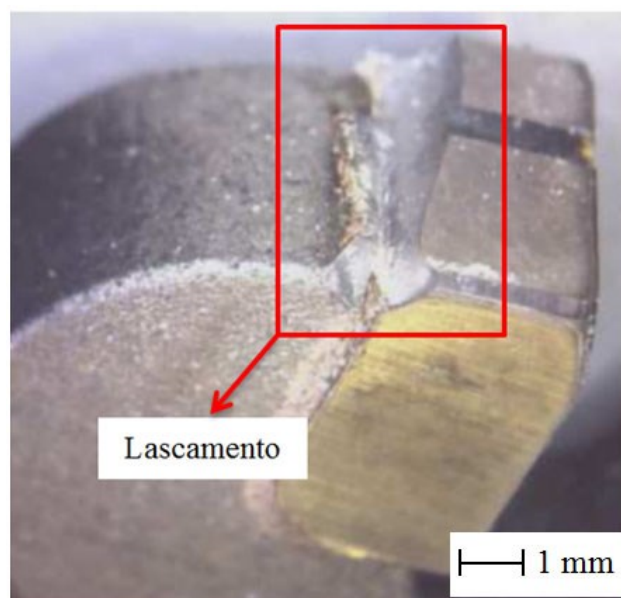


Figura 3.29: Desgaste do inserto de metal duro P20 após 100 cortes do tubo de aço S235JR

Fonte: TILLMANN (2011) – figura adaptada

### 3.7.2 Medição do Desgaste

Como não existe uma norma específica para avaliar a vida da ferramenta durante o serramento circular, para mensurar o desgaste dos insertos das serras utilizadas neste trabalho será a norma ISO 8688 – *Tool life testing in milling* (1989) especifica os procedimentos para teste de vida da ferramenta de metal duro para fresamento de aços e ferros fundidos. A seleção desta norma se deu pelo fato de o fresamento também ser uma operação de corte interrompido que utiliza mais de um inserto para execução da sua operação.

A norma ISO 8688 (ISO, 1989) considera condições como resultado do qual a deterioração da ferramenta ocorre devido ao desgaste e estabelece especificações para peça, ferramenta, fluido de corte, condições, equipamentos, avaliação da deterioração da ferramenta e vida da ferramenta, procedimentos de teste, gravação, avaliação e apresentação de resultados. Esta norma é dividida em duas partes: a primeira trata do fresamento frontal e a segunda do fresamento de topo.

Com o intuito de qualificar o desgaste, a norma ISO 8688 (1989) considera como critério de vida da ferramenta o desgaste de flanco (uniforme, não uniforme, localizado), o desgaste de cratera, lascamento (uniforme, não uniforme, localizado, microlascamentos, macrolascamentos, entalhe), trincas (perpendiculares à aresta de corte, paralelas à aresta de corte, trincas irregulares), deformação plástica e falha catastrófica. As Figuras 3.30(a) e 3.30(b) mostram, respectivamente, a vista transversal da cunha e a vista da superfície de folga.

Os principais critérios de fim de vida recomendados pela norma ISO 8688 (1989) são:

- Desgaste de flanco médio ( $VB_B = 0,3 \text{ mm}$ );
- Desgaste de flanco máximo ( $VB_{máx} = 0,6 \text{ mm}$ );
- Profundidade da cratera ( $KT = 0,06 + 0,3f$ );
- Desgaste de entalhe ( $VN = 1 \text{ mm}$ );
- Falha catastrófica.

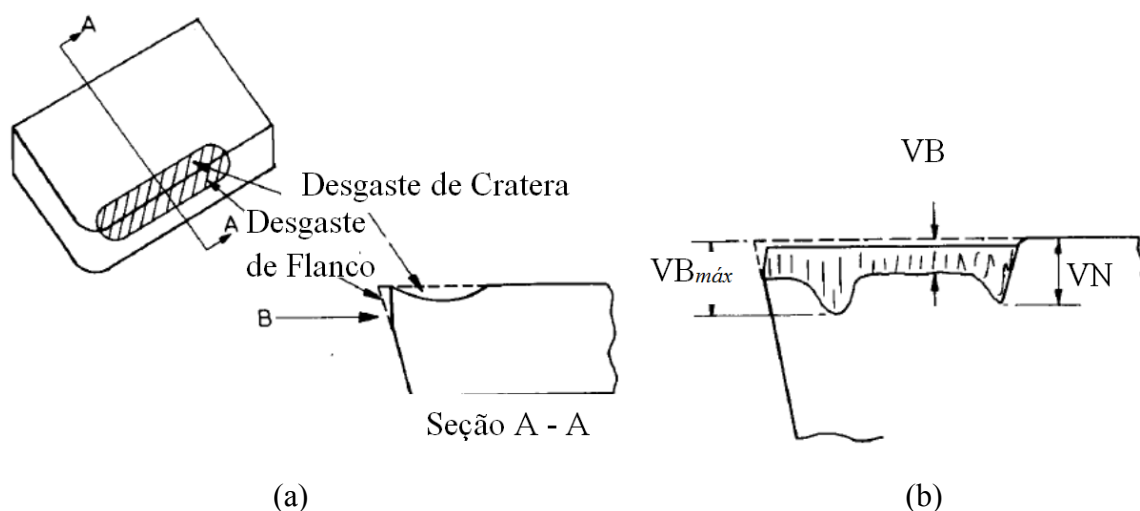


Figura 3.30: (a) Vista transversal da cunha de corte e (b) vista da superfície de folga

Fonte: BARROW (1972) – figura adaptada

An et al. (2014), investigaram o fresamento do aço inoxidável DIN 30Cr3 endurecido com ferramenta de metal duro revestida com (Al,Ti)N pelo processo PVD. A Figura 3.31 mostra o comportamento do desgaste de flancos em relação ao comprimento cortado. A ferramenta apresentou alta taxa de desgaste no estágio inicial. Entre 1 e 30 metros de comprimento cortado, a ferramenta atingiu a fase de desgaste contante. Quando ultrapassou 30 metros a ferramenta entra na fase de taxa de desgaste rápido e microlascamentos foram encontrados na aresta de corte e superfície de saída.

Denkena et al. (2012) estudaram o desgaste da ferramenta de metal duro revestida por (Ti,Al)N-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> durante o fresamento de canal do aço DIN 42CrMo4. Os critérios definidos para vida da ferramenta foram:  $VB_{máx} = 100 \mu\text{m}$ ,  $KT = 60 \mu\text{m}$  ou lascamento da superfície de corte igual a  $60 \mu\text{m}$ . Após a afiação e brunimento da aresta de corte, foram medidos o arredondamento na superfície de saída ( $A_\gamma$ ) e na superfície de folga principal ( $A_\alpha$ ) e em seguida foi calculada a razão  $K = A_\gamma/A_\alpha$ , como mostra a Figura 3.32. Durante os testes de fresamento, as superfícies de corte afiadas e com arredondamento pequeno e simétrico ( $A_\gamma = A_\alpha = 20 \mu\text{m}$ ) apresentaram lascamento após pouco tempo de corte. Aumentando o arredondamento simétrico ( $K > 1$ ) observou-se que o desgaste de flancos foi dominante. A maior profundidade do desgaste de cratera ocorreu na interseção com a aresta de corte. Este tipo de desgaste pode ser descrito como deformação plástica da superfície de saída devido às elevadas cargas termo-mecânicas induzidas pelo ângulo de inclinação negativo na área de contato com o comprimento de saída. O tempo de vida máximo foi de aproximadamente 48 minutos tanto para a ferramenta com  $A_\gamma = A_\alpha = 30 \pm 5 \mu\text{m}$  quanto para  $K \leq 1$  ou  $K \geq 1$ . Com

o aumento de  $A_\gamma$ , o desgaste de flanco passou a ser dominante e o tempo de vida diminuiu até atingir o critério de vida da ferramenta ( $VB_{máx} = 100 \mu\text{m}$ ). Isto pode ser explicado pelo longo comprimento de contato entre a aresta de corte e a peça na superfície de folga principal ( $27 \mu\text{m}$  para  $A_\gamma = 30 \mu\text{m}$  e  $49 \mu\text{m}$  para  $A_\gamma = 60 \mu\text{m}$ ). Isto levou ao aumento do atrito entre a superfície de folga e a peça.

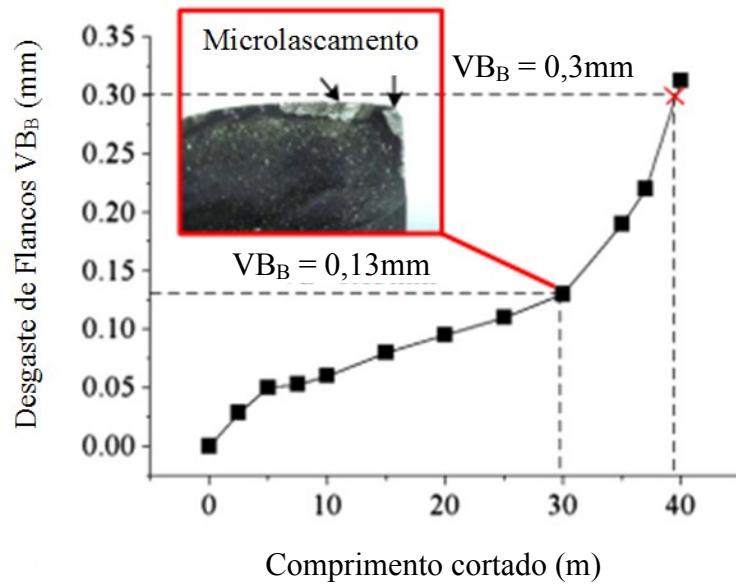


Figura 3.31: Influência do comprimento cortado sobre o desgaste de flanco ( $v_c=110 \text{ m/min}$ ;  $f=0,08 \text{ mm/rev}$ ;  $a_p=10 \text{ mm}$ )

Fonte: AN et al. (2014) – figura adaptada

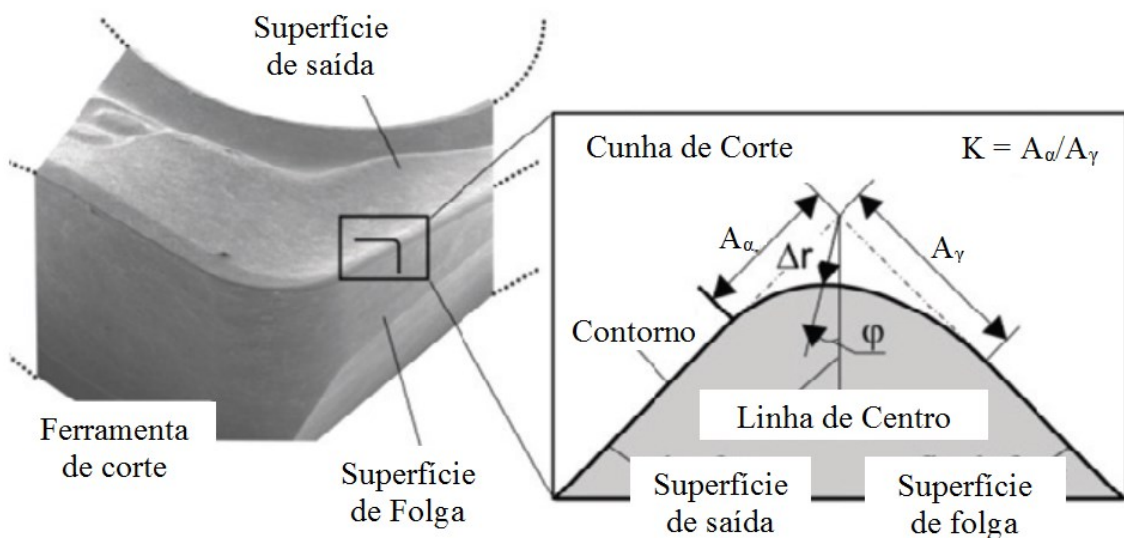


Figura 3.32: Caracterização da microgeometria da aresta de corte

Fonte: DENKENA et al. (2012) – figura adaptada

### 3.8 Integridade Superficial

Segundo Machado et al. (2011), as características que podem favorecer a obtenção de um melhor acabamento da superfície usinada são: pequenas vibrações e deflexões geradas pelos esforços de usinagem, ponta da ferramenta não aguda, ferramenta e peça corretamente posicionadas e centralizadas, material da peça ser puro e livre de defeitos, eixo principal da peça estar alinhado e guias sem desgaste, aresta de corte sem quebras e corte sem aresta postiça de corte.

Existem vários parâmetros de avaliação da qualidade da superfície usinada e nesta revisão bibliográfica serão abordados: largura da fenda, rugosidade, formação de rebarbas, microestrutura da parede serrada.

#### 3.8.1 Largura da Fenda de Corte

A largura da fenda de corte é um importante parâmetro de análise da qualidade da peça usinada. Segundo Rastorguev (2013), a tolerância da largura da fenda fabricada por meio de uma ferramenta de disco varia entre 0,03 a 0,05 mm.

As serras circulares podem realizar tanto a abertura de canal na peça quanto o corte completo desta. Quando a serra circular é utilizada para abertura de canal, por ser uma ferramenta de disco segue a tolerância descrita no parágrafo acima. Entretanto, quando se usa para o corte completo a qualidade da peça é analisada as tolerâncias longitudinal e angular. De acordo com Tschätsch (2009), a tolerância longitudinal indica qual a variação do comprimento da peça em relação à medida desejada. Já tolerância angular mostra qual a variação da retilidade da face serrada da peça.

A Tabela 3.6 compara os três tipos de serramento. Observa-se que a serra circular possui uma faixa de tolerância mais estreita do que as serras alternativa e de fita. Isto é explicado pelo fato da serra circular possuir espessura de corte maior do que as demais, assim esta tem mais estabilidade para executar o corte.

Moreira et al. (2013b) investigaram a influência da velocidade de corte e do avanço sobre a largura da fenda durante serramento circular do aço ABNT 1045 utilizando serras com insertos de metal duro (geometrias: sulco alternado e dente pré-cortador e cortado) e serra com insertos de cermet (geometria: sulco alternado). Todas as serras possuíam diâmetro externo de 200 mm, largura de corte de 2 mm e 20 dentes. Os autores observaram que a

elevação da velocidade de corte causou o aumento da largura da fenda devido ao aumento das vibrações do sistema máquina-ferramenta. Além disso, o aumento do avanço proporcionou a redução da largura de corte devido à maior estabilidade da serra durante a operação. Por fim, a geometria dente pré-cortador e cortador gerou maior largura de corte em relação à geometria sulco alternado que pode ser explicado pela maneira de remoção de material de cada geometria.

Tabela 3.6: Tolerância alcançável no serramento

Índice de avaliação	Serra alternativa	Serra de fita	Serra circular
Tolerância longitudinal (mm)	0,2 – 0,3	0,2 – 0,3	0,15 – 0,2
Tolerância angular (mm por 100 mm de altura de corte)	0,2 – 0,25	fita nova 0,15 fita usada 0,5	0,15 – 0,3

Fonte: TSCHÄTSCH (2009) – tabela adaptada

Landers et al. (2011) analisaram a influência do avanço e aumento do ângulo de saída da sobre a largura da fenda durante o fresamento periférico de titânio e notaram que a largura da fenda não sofreu alteração com o aumento do ângulo de saída, porém o avanço proporcionou a redução da largura da fenda devido ao acabamento ruim das paredes fresadas.

### 3.8.2 Rugosidade da Parede Serrada

Segundo Atkins (2009), os dentes da serra circular se movem conforme uma trajetória trocoidal para realizar o corte da peça. De acordo com Rauch et al. (2009), a trajetória trocoidal é definida como sendo a combinação entre um movimento circular uniforme e um movimento linear uniforme. Como resultado, o raio da trajetória é contínuo, criando condições favoráveis para a ferramenta de corte no que se refere à força de corte e cinemática.

O serramento circular se assemelha ao fresamento, ou seja, os dentes da serra circular passam duas vezes através da peça, uma vez para realizar o corte e depois através da fenda já serrada. Este fenômeno gera marcas cicloidalas na superfície da parede serrada, vide Figura 3.33. O espaçamento entre as marcas depende principalmente do número de dentes da serra circular e do avanço por dente (ATKINS, 2009). Assim, quanto maior o número de dentes da

serra, menor será o espaçamento entre as marcas circulares presentes na superfície da parede serrada.

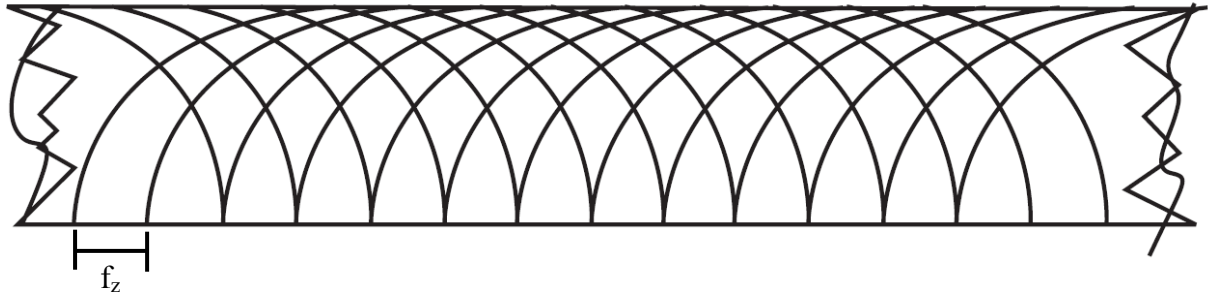


Figura 3.33: Marcas na superfície cortada após serramento circular

Fonte: ATKINS (2009) – figura adaptada

A rugosidade de uma superfície é composta de irregularidades finas ou erros microgeométricos resultantes da ação inerente ao processo de corte (marcas de avanço, aresta postiça de corte, desgaste da ferramenta, entre outros) e depende de vários aspectos, tais como máquina ferramenta, propriedades do material da peça, geometria da ferramenta e operação de usinagem (MACHADO et al., 2011).

De acordo com Trent e Wright (2000), as condições de corte têm grande efeito sobre a rugosidade, sendo o avanço o parâmetro mais influente, ou seja, a distância entre picos e vales tende a aumentar com o aumento do avanço em uma proporção quadrática. A velocidade de corte também influencia a rugosidade, pois baixas velocidades de corte podem promover o aparecimento da aresta postiça de corte e com isso piorar o acabamento, visto que partes da APC são cisalhadas durante o processo e permanecem aderidas à superfície usinada. Para evitar este efeito, basta aumentar a velocidade de corte, pois além de dificultar o aparecimento da APC aumenta-se a temperatura e, conseqüentemente, diminui-se a resistência do material ao cisalhamento, reduzindo assim as forças de corte e gerando um melhor acabamento. Porém, é preciso tomar cuidado para não se aumentar em excesso a velocidade de corte, pois velocidades altas podem provocar vibrações indesejadas além de acelerar o desgaste da ferramenta, piorando o acabamento (KLOCKE, 2011).

Segundo Shaw (2005), a geometria e o desgaste da ferramenta influenciam diretamente a rugosidade. Os ângulos que mais afetam a rugosidade são os de saída (quanto maior o ângulo de saída, menor a força de usinagem e rugosidade), ângulo de folga



(suficientemente elevado para evitar o contato entre a ferramenta e a superfície usinada) e de posição principal (quanto menor, menores as marcas do avanço e a rugosidade).

Kötter (2006) afirma que o raio de ponta ( $r_\epsilon$ ) tem grande efeito sobre a rugosidade. Quanto maior o valor do  $r_\epsilon$  (pelo menos o dobro do avanço) menores as marcas de avanço, melhorando assim o acabamento. Porém, se  $r_\epsilon$  for excessivamente grande pode induzir vibrações.

Além dos parâmetros de corte e ferramenta, para se obter um bom acabamento no serramento é necessário que a máquina seja rígida, sem problemas de alinhamento do leito de alimentação e que tenha movimentos exatos. Por último, o fluido de corte deve reduzir o desgaste da ferramenta e o atrito entre a ferramenta e a peça ou o cavaco, contribuindo para a melhoria do acabamento.

Várias organizações como ISO, DIN e JIS possuem normas técnicas para avaliação da rugosidade de superfícies técnicas. Abaixo estão alguns dos principais parâmetros empregados na quantificação da rugosidade de acordo com a Norma Brasileira NBR 4287 – Especificações Geométricas do Produto – Rugosidade: Método do perfil – Termos, definições e parâmetros de rugosidade (ABNT, 2002). A rugosidade pode ser avaliada por diversos parâmetros que podem ser classificados como:

- *Parâmetro de amplitude*: determinados por alturas dos picos, profundidade dos vales ou pelos dois, sem considerar espaçamento entre as irregularidades ao longo da superfície;
- *Parâmetro de espaço*: determinados pelo espaçamento do desvio do perfil ao longo da superfície;
- *Parâmetros híbridos*: determinados pela combinação dos parâmetros de amplitude e de espaço.

Alguns parâmetros de avaliação da rugosidade da superfície são (ABNT, 2002):

- *Desvio aritmético médio ( $R_a$ )*: média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento da amostragem;
- *Desvio médio quadrático ( $R_q$ )*: raiz quadrada da média dos valores das ordenadas no comprimento de amostragem;

- *Altura total do perfil ( $R_t$ ):* soma da maior altura de pico do perfil e da maior profundidade de vale do perfil no comprimento de avaliação;
- *Altura máxima do perfil ( $R_z$ ):* soma da altura máxima dos picos e a maior das profundidades dos vales no comprimento de amostragem.

Abrão et al. (2014) investigaram a rugosidade das paredes serradas do aço ABNT 1045 utilizando serra circular com insertos de metal duro com geometrias dos dentes sulco alternado e dente pré-cortador e cortador, além da serra com insertos de cermet e geometria sulco alternado. Os parâmetros de rugosidade analisados foram: desvio aritmético médio ( $R_a$ ), desvio médio quadrático ( $R_q$ ), altura total do perfil ( $R_t$ ) e altura máxima do perfil ( $R_z$ ). Foram selecionadas três velocidades de corte, três avanços e uma penetração de trabalho. Após a realização de ensaios de serramento concluiu-se que, no que se refere à rugosidade das paredes geradas, nenhum dos parâmetros de rugosidade foi afetado de forma significativa pelos parâmetros de entrada ( $v_c$  e  $f_z$ ) ou sua interação quando foram empregadas as serras cermet e metal duro com geometria sulco alternado. Entretanto, para a serra circular de metal duro e geometria dente pré-cortador e cortador, os quatro parâmetros de rugosidade foram afetados de forma significativa pelos parâmetros de corte e sua interação. Com o aumento da velocidade de corte, os valores rugosidade diminuíram. No caso do avanço, o valor máximo da rugosidade foi observado com o avanço intermediário. Este comportamento pode ser explicado pela presença de aresta postiça, tipicamente observada sob condições intermediárias de corte. Para a interação dos parâmetros, nos quatro casos, observou-se a mesma tendência onde os menores valores de rugosidade foram obtidos pela combinação de alta velocidade de corte e baixo avanço.

Elmunafi et al. (2015) estudaram a influência do fluido de corte sobre o parâmetro de rugosidade  $R_a$  durante o torneamento do aço inoxidável endurecido (com dureza de 48 HRC). Foram realizados dois ensaios, o primeiro a seco e o segundo refrigerado com óleo integral aplicado por meio de MQF. Todos os ensaios foram realizados utilizando ferramenta de metal duro revestida com (Ti,Al)N. A rugosidade da superfície usinada utilizando a técnica MQL foi ligeiramente menor em relação à usinada a seco. Apesar de o óleo integral ter maior efeito de lubrificação do que de refrigeração, quando se usina utilizando refrigeração ocorre a redução da temperatura na região de corte. Com a elevação da velocidade de corte e do avanço ocorreu o aumento da rugosidade que foi atribuído à redução da transferência de calor entre a superfície usinada e o ambiente.

Hamdam et al. (2012) investigaram a influência da velocidade de corte, avanço e lubrificação durante o fresamento de canal à alta velocidade do aço inoxidável austenítico AISI 304. Foram selecionadas três velocidades de corte, três avanços e três técnicas de refrigeração (a seco, com jorro e MQF) utilizando óleo integral. O avanço foi o único parâmetro estatisticamente significativo. A redução do avanço acarreta na diminuição da força de corte resultando na redução da rugosidade. Este fenômeno foi explicado pelo fato de que a redução da força de corte tem como consequência a preservação das propriedades do material, tais como tensão residual, redução da mudança na microdureza na sub superfície usinada, entre outros, o que acarreta na redução da rugosidade.

Mahadavinejad & Saeedy (2011) analisaram a influência da velocidade de corte, avanço e lubrificação durante o torneamento do aço inoxidável austenítico AISI 304. Foram realizados testes a seco e com emulsão e cada teste foi realizado com a combinação entre cinco velocidades de corte e três avanços. A ferramenta utilizada foi o metal duro revestida por TiN. Observou-se ligeira redução da rugosidade com o aumento da velocidade de corte, além do aumento significativo da rugosidade com a elevação do avanço. A rugosidade da peça usinada utilizando fluido de corte foi menor do que a usinada a seco.

### 3.8.3 Formação de Rebarbas

A rebarba formada durante o corte é um fenômeno não desejado. Em alguns casos pode provocar alteração na geometria e nas dimensões da peça usinada, dificultar a montagem do conjunto, além de aumentar os riscos de acidentes para o operador. É necessário o controle da formação de rebarbas, pois isto pode causar em certas ocasiões a eliminação de uma operação de usinagem (acabamento) e com isso se ganha em produtividade e aproveitamento do material.

De acordo com Davim (2014), o formato e o tamanho da rebarba dependem das propriedades do material da peça e das condições de corte. A análise da rebarba auxilia no entendimento dos fenômenos ocorridos durante a usinagem. A Figura 3.34 apresenta uma classificação de rebarbas fixas na borda de uma peça usinada teórica.

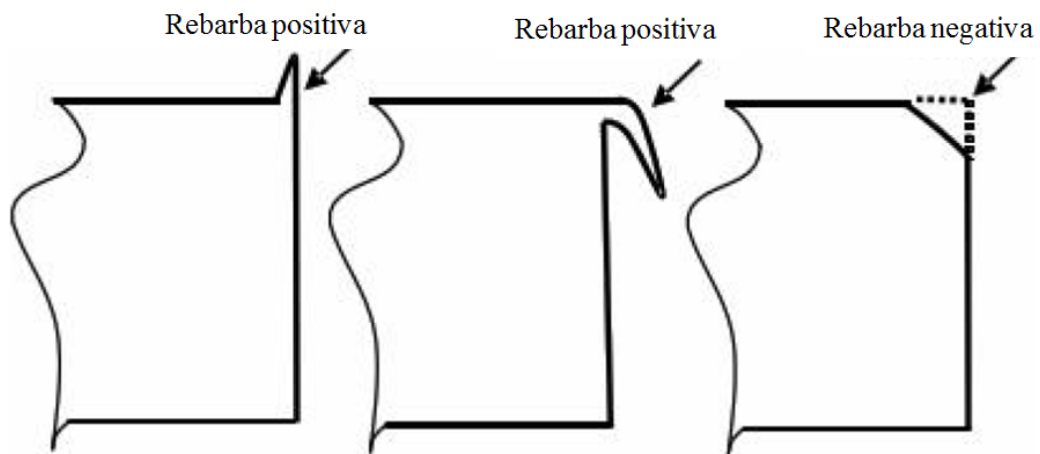


Figura 3.34: Definição de rebarba fixa na borda de uma peça usinada teórica

Fonte: DAVIM (2014) – figura adaptada

Segundo Gillespie & Blotter, citados por Davim (2014), os principais fatores que influenciam na formação durante o fresamento são:

- *Material da peça*: geometria, dimensões, propriedades mecânica, entre outros;
- *Parâmetros de corte*: velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, entre outros;
- *Ferramenta de corte*: material, geometria, ângulo de saída, ângulo de inclinação, entre outros;
- *Estratégias de corte*: trajetória da ferramenta, lubrificação, estabilidade da máquina-ferramenta, entre outros.

As propriedades mecânicas do material da peça (dureza, resistência à tração, alongamento, entre outras) têm significativo efeito sobre a formação da rebarba. Entretanto, a ductilidade é a principal propriedade que afeta a rebarba. Quanto mais dúctil o material da peça, maior a possibilidade de formação de rebarba (LAUDERBAUGH, 2009).

Choi et al. (1990) afirmam que, além do aumento da velocidade de corte e avanço, o desgaste da ferramenta pode provocar o aumento da quantidade de rebarba, visto que provocam o aumento da temperatura durante usinagem, o que propicia a formação de rebarba.

As estratégias abaixo são recomendadas para minimizar a formação da rebarba (DAVIM, 2014) são: otimização da trajetória de corte, monitoramento do desgaste da ferramenta, otimização dos parâmetros de corte e uso de lubrificação.

Moreira et al. (2012) verificaram a rebarba formada após o serramento circular do aço ABNT 1045 utilizando serra com insertos de metal duro com geometrias dos dentes sulco alternado e pré-cortador e cortador, além da serra com inserto de cermet com geometria sulco

alternado. A diferença no formato da rebarba foi relacionado à geometria dos insertos de cada serra e não aos parâmetros de corte. A Figura 3.35 ilustra as rebarbas aderidas ao final do corte das serras de (a) cermet, (b) metal duro com geometria sulco alternado e (c) metal duro com geometria dente pré-cortador e cortador para uma condição de corte intermediária. A serra de cermet apresenta rebarba bipartida de pequeno comprimento em decorrência da geometria de sulco alternado e da presença de quebra cavaco na superfície de saída, o qual guia o cavaco além de promover a sua quebra periódica. Por sua vez, a serra de metal duro com geometria sulco alternado promove rebarbas bipartidas mais longas. Finalmente, a serra de metal duro com geometria dente pré-cortador e cortador gera rebarbas curtas. Este tipo de geometria é destinado a cortes onde existem limitações na potência do equipamento, uma vez que durante o corte o cavaco é dividido em três partes.

Bosetti & Bruschi (2010) realizaram testes de serramento de tubos de aço inoxidável AISI 304 com diâmetro de 50 mm e espessura da parede 3 mm. Foram empregadas serras inteiriças de aço rápido com uma camada de TiN. Os resultados mostraram que o formato da rebarba depende do desgaste dos dentes da serra. Foram percebidas modificações no formato da rebarba ao longo dos testes, além da modificação na coloração da rebarba ao final de vida da serra, que passaram para uma coloração mais escura, indicativo de oxidação à temperaturas elevadas.

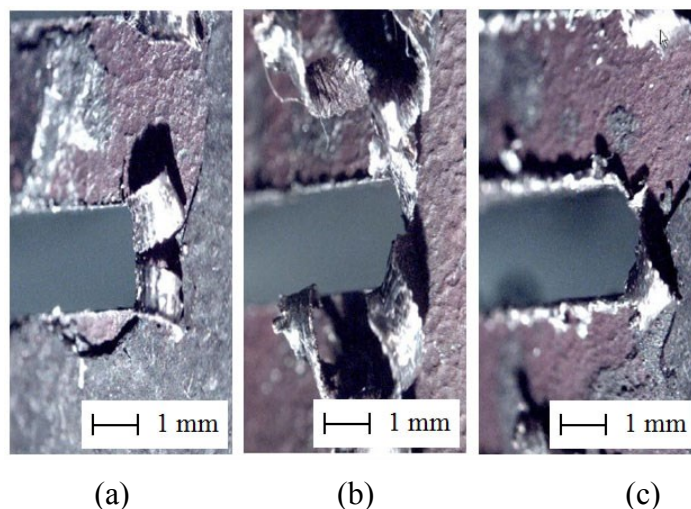


Figura 3.35: Rebarbas aderidas ao final do corte: (a) serra de cermet com geometria sulco alternado, (b) metal duro geometria sulco alternado e (c) metal duro geometria com pré-cortador e cortador ( $v_c = 140$  m/min e  $f_z = 0,07$  mm/rev)

Fonte: MOREIRA et al. (2012) – figura adaptada

### 3.8.4 Microestrutura da Parede Serrada

Durante a usinagem, o processo de remoção de cavaco cria uma superfície com uma camada bastante diferente da existente anterior ao corte e, invariavelmente, com alterações abaixo da superfície. A identificação dessas alterações é de suma importância, principalmente em componentes que trabalharão sujeitos a altas tensões (em particular tensões alternadas) sob altas temperaturas ou em ambientes corrosivos porque a resistência à fluência e outras propriedades mecânicas podem ser afetadas (MACHADO et al., 2011).

As propriedades relevantes da superfície gerada após usinagem são determinadas por meio das propriedades químicas e físicas do material da peça. Uma parte da energia utilizada para criar a superfície é transferida para a peça e é armazenada provocando alterações no material da peça. Assim, cada operação de usinagem causa alterações de natureza mecânica (deformação plástica, rebarbas, dureza, trincas, tensões residuais, entre outros) e alterações de natureza metalúrgica (recristalização e transformação de fases). As alterações no material da peça se apresentam em forma de camada e, geralmente, são denominadas como camadas internas e externas. A Figura 3.36 mostra a estrutura destas camadas (KLOCKE, 2011). As camadas externas estão localizadas entre a atmosfera ao redor da peça e a superfícies usinada. São geradas por meio da reação entre o material e a atmosfera durante e após a usinagem e possuem as seguintes camadas:

- *Filme de graxa/ óleo:* fluidos de corte refrigerantes, em particular, formam um filme de graxa na camada de absorção. A espessura deste filme pode variar entre 10 e 100  $\mu\text{m}$ . Este filme de graxa/ óleo pode ser detectado mesmo após a limpeza da peça usinada. Esta camada pode exercer grande influência se a peça usinada passar por processo de revestimento como galvanização, PVD, CVD, entre outros;
- *Camada de adsorção:* após um curto período de exposição ao ar, a camada oxidada é coberta por uma camada de água e gás. Esta camada de adsorção torna-se consideravelmente importante, por exemplo, quando a peça usinada trabalhará na transmissão de energia elétrica;
- *Camada oxidada:* na superfície dos metais que acabaram de ser usinados ou qualquer superfície recém-criada por meio de ruptura pode ocorrer à formação de uma estreita película de oxidação. A espessura desta camada pode ser de 1 a 10 nm. Esta camada pode, por exemplo, influenciar na capacidade de molhabilidade ou no comportamento de adesão da peça.

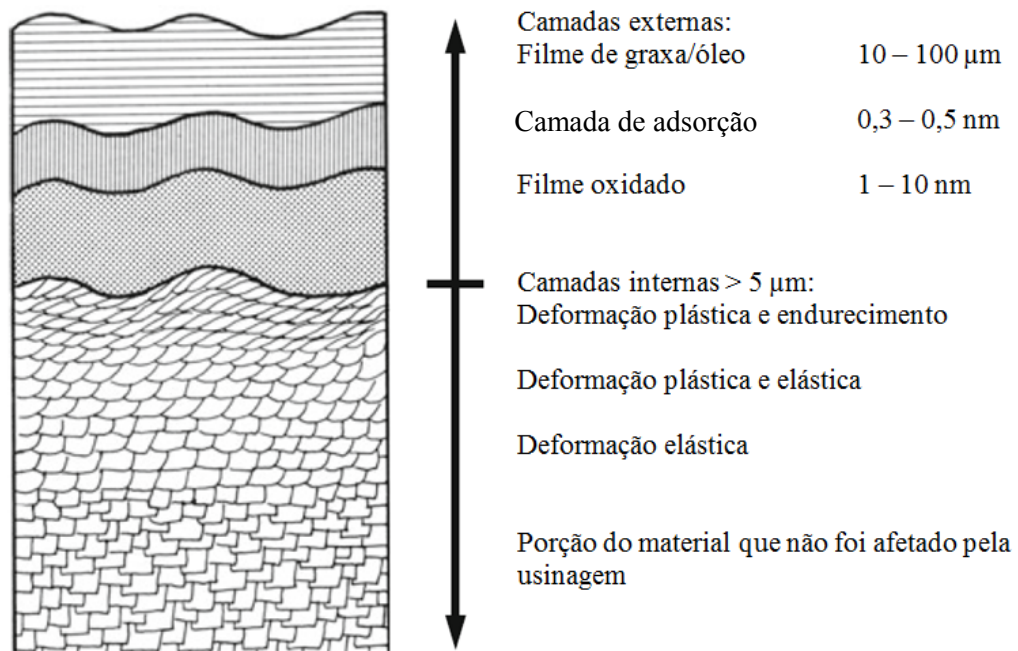


Figura 3.36: Estrutura das camadas após usinagem de um material metálico

Fonte: KLOCKE (2011) – figura adaptada

As camadas internas estão situadas entre a camada oxidada e a porção do material que não foi afetado pela usinagem. A estrutura física e a expansão destas camadas em direção à parte interna do material dependem do material da peça e da operação de usinagem. A Figura 3.37 apresenta um modelo de deformação da microestrutura do aço ABNT 1015 endurecido após a operação de furação. As maiores tensões mecânicas e térmicas foram observadas quando utilizado ferramenta desgastada (KLOCKE, 2011).

Grum & Kistin (2003) estudaram o torneamento das ligas de alumínio AlSi5 e AlSi20, utilizando ferramenta de diamante. A Figura 3.38(a) mostra a modificação da microestrutura na sub superfície da liga AlSi5 após o torneamento, além do material da peça aderido na parede torneada. Durante o torneamento ocorre a mudança da geometria de corte da ferramenta devido ao surgimento da aresta postiça de corte. Quando a APC atinge um tamanho crítico, esta se destaca da cunha de corte da ferramenta (por causa das forças transversais) e pode ser removida junto com o cavaco ou aderir ao material da peça. Já a Figura 3.38(b) ilustra a seção transversal da liga AlSi20 após torneamento, onde observa-se o esmagamento do grão de silício próximo à superfície usinada, este fenômeno ocorreu devido à ação das forças transversais na superfície da peça e simultâneo esmagamento a fase dúctil do material.

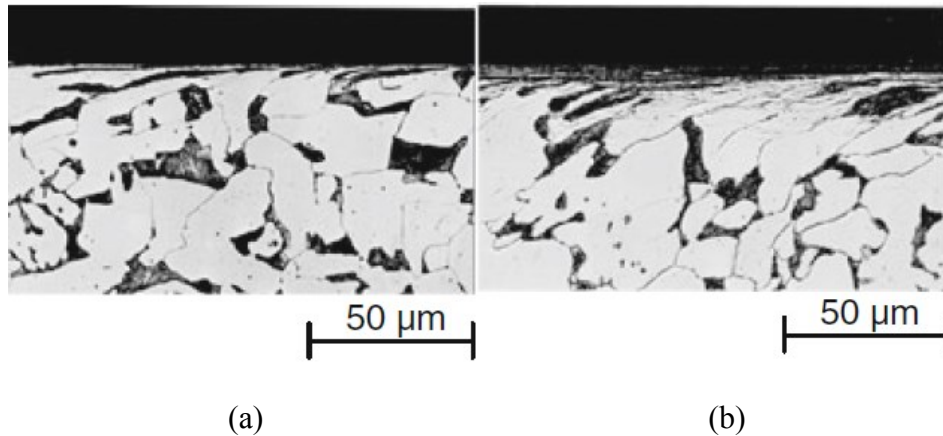


Figura 3.37: Deformação plástica do material ABNT 1015 endurecido da peça após furação,  $v_c = 200$  m/min e  $f = 0,1$  mm utilizando (a) ferramenta nova e (b) ferramenta desgastada

FONTE: KLOCKE (2011) – figura adaptada

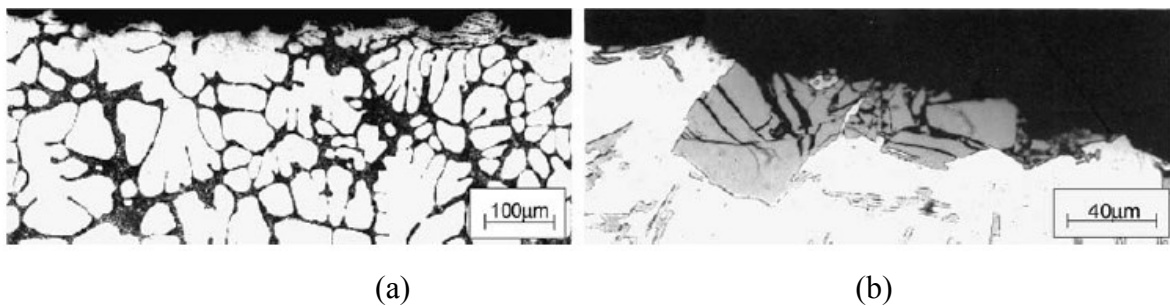


Figura 3.38: Microestrutura da seção transversal da superfície após torneamento fino das ligas (a) AISi5 e (b) AISi20

Fonte: GRUM & KISTIN (2003)

### 3.8.5 Dureza da Parede Serrada

Segundo Callister & Rethwish (2011), uma propriedade mecânica considerada muito importante é a dureza, que por definição é a medida da resistência à deformação plástica localizada (por exemplo, um pequeno indentamento ou risco). A técnica para mensurar a dureza consiste em um pequeno indentador forçado contra superfície do material testado sob controladas condições de carga e de tempo de aplicação. É medida a profundidade ou o tamanho da resultante indentação que, por sua vez, está relacionado ao valor de dureza. Quanto mais macio o material, maior e mais profunda será a indentação, assim menor o índice de dureza. O valor da dureza é uma medida relativa, pois para medir a dureza de um determinado material existem várias escalas, assim é necessário cuidado ao comparar valores



obtidos por técnicas diferentes. Neste trabalho serão realizadas medições de dureza no substrato de metal duro e seção transversal da parede serrada cujo material é o aço inoxidável supermartensítico então serão utilizados dois métodos: Rockwell na escala C e microdureza Vickers.

De acordo com Machado et al. (2011), a dureza da peça pode sofrer alterações significativas ao longo de sua seção transversal em função de alterações metalúrgicas decorrentes das operações de usinagem. No caso dos aços, a temperatura atingida na superfície, associada à velocidade de resfriamento, pode levar à formação de martensita não revenida ou martensita revenida. No primeiro caso, tem-se a elevação da microdureza das camadas atingidas, no segundo, a redução em relação ao valor inicial.

Jirapattarasilp & Kuptanawin (2012) estudaram a influência da velocidade de corte, avanço e fluido de corte sobre a dureza do aço inoxidável SUS 303 durante torneamento com ferramenta de metal duro revestida por PVD com camadas de Ti(C,N)-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiN. Observou-se uma redução da dureza superficial de 96,47 HRB para 93,23 HRB após usinagem, entretanto, foi concluído que esta redução não foi influenciada pela alteração dos parâmetros de corte e nem pela presença ou não de fluido de corte.

Tang et al. (2015) investigaram o torneamento à seco do aço AISI D2. Foram utilizadas cinco amostras do aço com durezas diferentes e ferramenta de PcBN (nitreto cúbico de boro policristalino). As amostras selecionadas foram classificadas conforme a sua dureza, assim as que tinham dureza entre 50 e 55 HRC foram denominadas de corte fácil, dureza entre 55 e 62 HRC como corte moderado e dureza acima de 62 HRC de corte difícil. Foi observado que a rugosidade foi baixa quando usinado os materiais de corte fácil, fenômeno explicado pelo fato do aumento de temperatura durante usinagem amolecer o material da peça. Com isto, ocorreu o efeito de compressão da ferramenta sobre a peça, formando marcas visíveis, porém suaves, de avanço. Já para os materiais de corte moderado e difícil, o aumento da dureza proporcionou na elevação da rugosidade devido à elevação da temperatura, que por sua vez, contribuiu para a afinidade química entre ferramenta e peça, prejudicando assim a qualidade do corte.

### 3.9 Formação de Cavacos

O serramento circular é uma operação de usinagem convencional, assim durante a interação entre ferramenta e peça ocorre a formação de cavacos. Segundo Machado et al. (2011), o cavaco é formado sob altíssimas velocidades de deformação seguidas de ruptura do material. O processo é periódico e quando é formado a partir da deformação plástica contínua se divide em quatro eventos: primeiramente, uma pequena porção do material (ainda unida à peça) é recalçada (deformações elástica e plástica) contra a superfície de saída da ferramenta. Em seguida, a deformação plástica aumenta progressivamente, até que as tensões de cisalhamento se tornem suficientemente grandes de modo a se iniciar o deslizamento (sem que haja perda de coesão) entre a porção de material recalçado e a peça. Continuando a penetração da ferramenta, haverá ruptura (cisalhamento) parcial ou completa do cavaco, acompanhando o plano de cisalhamento. Por fim, devido ao movimento relativo entre a ferramenta e a peça inicia-se o escoamento da porção do material deformada e cisalhada (cavaco) sobre a superfície de saída da ferramenta. Enquanto isso, uma nova porção do material será formada e cisalhada, a qual irá também se mover sobre a superfície de saída da ferramenta. A Figura 3.39(a) ilustra a formação de cavaco por deformação plástica contínua.

Trent & Wright (2000) afirmam que na interface entre cavaco e superfície de saída da ferramenta existe uma zona de aderência e, logo após esta, uma zona de escorregamento. O movimento do cavaco na zona de aderência ocorre por cisalhamento interno e bem próximo da interface é formada uma zona de cisalhamento intenso chamada de zona de fluxo e representada na Figura 3.39(b), ali existe uma camada de material estacionário na interface entre cavaco e ferramenta. A velocidade de saída do cavaco aumenta à medida que se eleva a distância da superfície de saída até que se chega ao final da zona de fluxo onde não há mais cisalhamento e a velocidade de saída do cavaco se torna constante.

A análise do cavaco também é importante para o entendimento dos fenômenos ocorridos durante a usinagem. Com isto, neste item serão abordadas a morfologia e o tipo do cavaco.

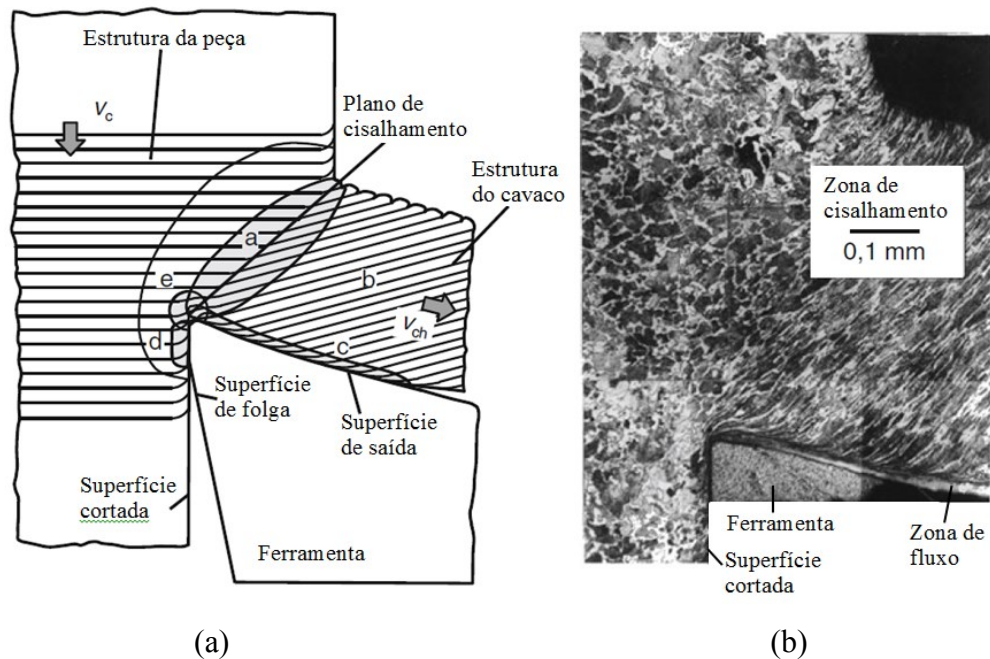


Figura 3.39: Formação de cavaco por deformação plástica contínua (a) material da peça, (b) estrutura do cavaco, (c) porção da superfície de saída em contato com o cavaco, (d) porção da superfície de folga em contato com a peça, (e) aresta de corte ( $v_c$ ) velocidade de corte e ( $v_{ch}$ ) velocidade de escoamento do cavaco.

Fonte: KLOCKE (2011) – figura adaptada

### 3.9.1 Morfologia do Cavaco

Segundo Astakhov (2006), o material da peça é o que mais influencia a morfologia do cavaco. De acordo com Diniz et al. (2006), a usinagem de materiais dúcteis (por exemplo, aços inoxidáveis) ou que apresentam extensa zona plástica, ou seja, deformam-se bastante antes da ruptura, as quatro fases de formação do cavaco descritas anteriormente são bem pronunciadas. De acordo com Trent & Wright (2000), os materiais dúcteis tendem a formar cavaco contínuo pois há um equilíbrio entre a tensão normal e a de cisalhamento no plano de cisalhamento, assim a trinca surgida no momento da ruptura não se propaga muito acarretando na não separação entre os cavacos gerados. Machado et al. (2011) afirmam que o cavaco contínuo também pode ser formado pela presença da aresta postíça de corte, unindo os cavacos gerados durante a usinagem.

A formação de aresta postíça de corte (APC) estará presente em velocidades de corte baixas e intermediárias, e a zona de fluxo (presentes em condições de aderência) se formará em altas velocidades de corte (MACHADO et al., 2011). Abaixo serão descritas alguns fatores que influenciam (ou são influenciados) pela presença da APC:

- *Temperatura:* a temperatura mais influente na formação da APC é a que ocorre na ponta da aresta postiça de corte ou na zona de fluxo. Conforme visto anteriormente, o aumento da velocidade de corte proporciona a elevação da temperatura durante a usinagem. Com isto, quando há o surgimento da zona de fluxo no cavaco (presentes em condições de aderência) a elevação da velocidade de corte pode influenciar no surgimento da APC e, conseqüentemente, na formação do cavaco contínuo;
- *Força de corte:* esta depende da resistência ao escoamento no cisalhamento do material e caso exista aresta postiça de corte, pois a APC aumenta bastante o ângulo de saída efetivo, o que diminui as forças de usinagem (TRENT & WRIGHT, 2000);
- *Aderência na interface entre ferramenta e cavaco:* nesta região se verifica total união por ligações atômicas entre as superfícies em contato. A APC protege a superfície de saída da ferramenta, com isto, o desgaste é provocado apenas por adesão e abrasão na superfície de folga causada por partes da APC que se arrastam por entre a superfície de folga da ferramenta e a peça. No caso da APC ser instável, ou seja, existir uma frequência para a sua existência, outro importante mecanismo de desgaste, que envolve aderência e o arrastamento de micropartículas, acelera o desgaste da superfície de saída da ferramenta (MACHADO et al., 2011).

No que se refere aos parâmetros de corte, normalmente para gerar um cavaco mais curto é necessária à redução da velocidade de corte, aumento do avanço e redução da profundidade de corte (KLOCKE, 2011).

Em geral, os cavacos provenientes da operação de serramento circular têm o formato de arco em virtude da natureza intermitente da operação. Durante o corte, enquanto o dente está em contato com o material, os cavacos gerados têm que se acomodar no espaço entre os dentes (ou passo da serra). Para que isto ocorra, o cavaco é fraturado por meio da geometria do dente aliada à correto dimensionamento do passo. Segundo Koether & Rau (2008), para o serramento de materiais com menor dureza é recomendável que a serra possua passo maior se comparado com as serras para corte de materiais com maior dureza, ou seja, o número de dentes de uma serra destinada a corte de materiais dúcteis é menor do que a serra para corte de materiais com alta dureza.

Atkins (2009) afirma que os cavacos formados durante o serramento circular têm formato crescente devido à trajetória trocoidal percorrida pela aresta de corte. O serramento circular se assemelha ao fresamento tangencial pela possibilidade da operação ser realizada de maneira discordante ou concordante. A Figura 3.40 mostra o serramento circular discordante,

com o volume de material da peça que será removido durante a formação do cavaco. Neste caso o sentido do movimento de corte é oposto ao sentido de avanço e com isto, o cavaco inicia a sua formação com espessura nula que gradativamente vai aumentando. Porém, quando ocorre o serramento circular concordante a velocidade de corte e o avanço da peça têm o mesmo sentido e a variação da espessura do cavaco ocorre de maneira oposta.

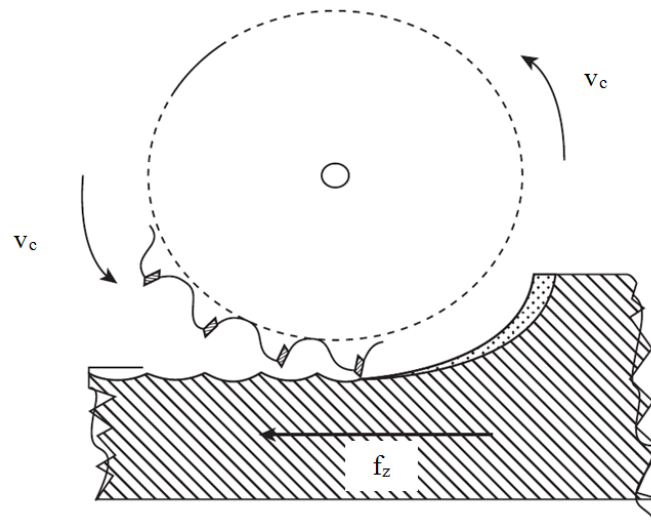


Figura 3.40: Formação do cavaco durante o serramento circular discordante

Fonte: ATKINS (2009) – figura adaptada

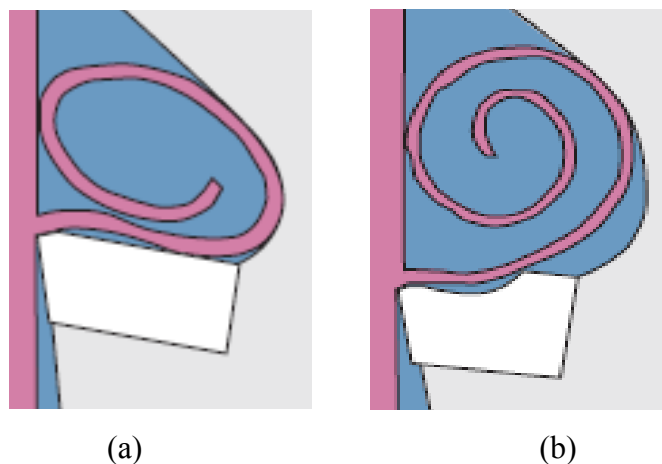


Figura 3.41: Serramento circular: (a) sem quebra-cavaco e (b) com quebra-cavaco

Fonte: KANEFUSA (s.a.) – figura adaptada

Outro fator que influencia a formação de cavacos durante o serramento é a presença do quebra-cavaco na superfície de saída do inserto. Segundo Machado et al. (2011), o quebra-cavaco auxilia no escoamento do cavaco sobre a superfície de saída além de contribuir para a

quebra periódica do cavaco. A Figura 3.41 mostra a diferença da formação do cavaco durante o serramento circular com insertos sem e com quebra-cavaco (Figuras 3.41a e 3.41b, respectivamente).

Jawahir et al. (citados por Shaw, 2005) discutiram os efeitos do fluxo de cavacos sobre o desgaste dos insertos com quebra-cavaco. A mudança da geometria do quebra-cavaco por meio do desgaste é normalmente a consideração mais importante no quesito vida da ferramenta (desgaste de flanco, lascamento, entre outras formas de desgaste). A Figura 3.42(a) apresenta o desgaste concentrado em uma região do quebra-cavaco, o que normalmente acontece devido ao baixo avanço. Já a Figura 3.42(b) é o caso onde o avanço é alto, provocando o surgimento do cavaco com raio de curvatura considerável, cujo cavaco não entra em contato com a parte inferior do quebra-cavaco dando origem ao considerável desgaste da parte interna do quebra-cavaco e da cunha de corte. Finalmente, a Figura 3.46(c) ilustra a situação ideal, na qual o desgaste do quebra-cavaco é uniformemente distribuído e contribui para o aumento da vida da ferramenta, além de se tornar previsível a sua troca.

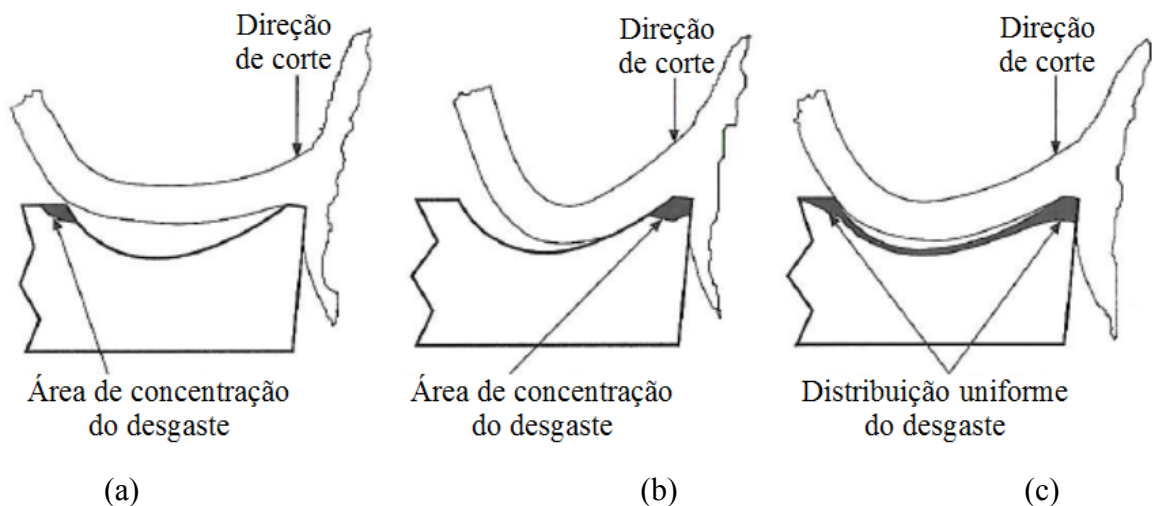


Figura 3.42: Diferentes situações de desgaste para insertos com quebra-cavaco na superfície de saída

Fonte: JAWARHIR et al. (citado por SHAW, 2005) – figura adaptada

De acordo com Trent & Wright (2000) é possível monitorar o desgaste da ferramenta por meio do cavaco. Quando se inicia o processo de desgaste de flanco ou aresta postíca de corte, este desgaste é perceptível nos cavacos formados no decorrer desta operação. A Figura

3.43 ilustra a alteração do cavaco ao longo do desgaste gradativo da ferramenta. Observa-se que com o aumento do desgaste de flanco, eleva-se as irregularidades do cavaco.

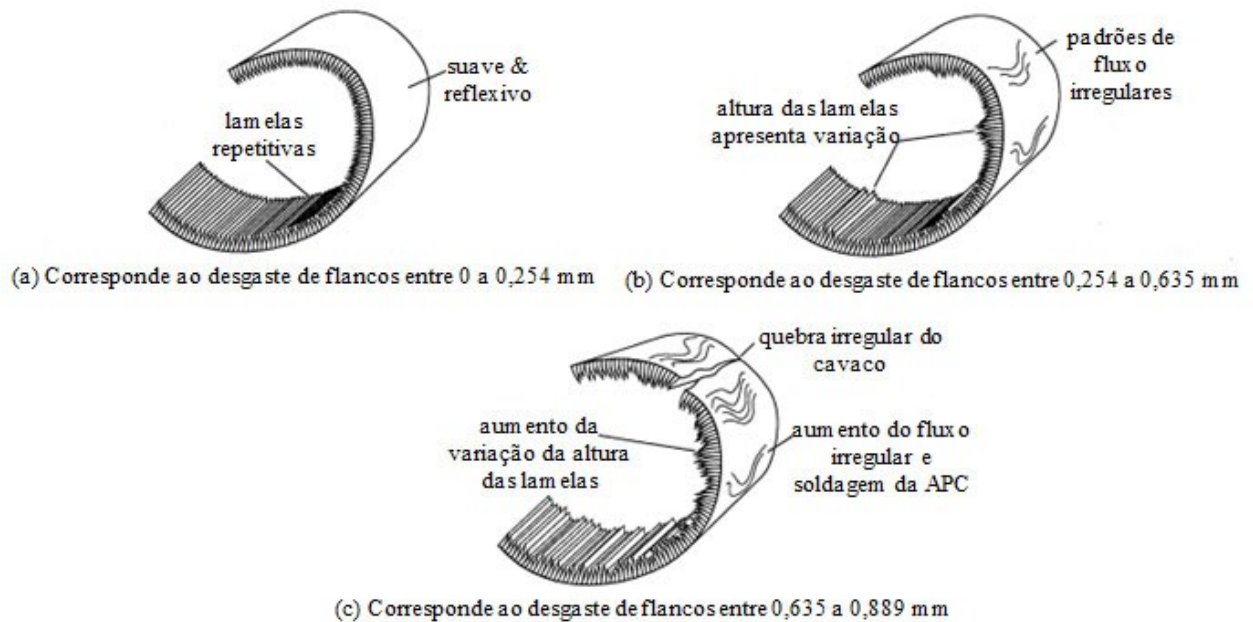


Figura 3.43: Modificação do cavaco com o aumento do desgaste de flancos

Fonte: TRENT & WRIGHT (2000) – figura adaptada

Moreira et al. (2013b) investigaram o serramento circular do aço ABNT 1045 utilizando serras com insertos de metal duro e geometrias de dente pré-cortador e cortador, além da geometria sulco alternado (insertos de metal duro e cermet). A diferença entre os cavacos ocorreu em função da geometria dos insertos e não em função dos parâmetros de corte. A serra com inserto de cermet produziu cavacos com o mesmo formato de arco devido à presença do quebra-cavaco que auxiliou no escoamento do cavaco e garantiu a sua quebra periódica. Entretanto, esta geometria produziu cavacos com larguras distintas devido ao sulco existente na aresta de corte. A serra com insertos de metal duro e geometria de sulco alternado também formou dois cavacos em função do sulco existente na aresta de corte, todavia, esta geometria não possui quebra cavaco na superfície de saída e por isso são produzidos cavacos com maior raio de curvatura. Finalmente, a serra com insertos de metal duro e geometria pré-cortador e cortador produziu três formas de cavacos em arco. Este fenômeno ocorreu devido ao fato do primeiro dente (pré-cortador) penetrar no material e remover um terço do volume de material no centro da fenda. Em seguida o dente cortador removeu o material remanescente nas laterais da fenda, ou seja, removeu os outros dois terços do material. A Figura 3.44

apresenta os cavacos gerados pelos insertos: (a) cermet com geometria sulco alternado, (b) metal duro com geometria de sulco alternado e (c) metal duro com geometria de dente pré-cortador e cortador, sob velocidade de corte de 140 m/min e avanço por dente de 0,04 mm/rev.

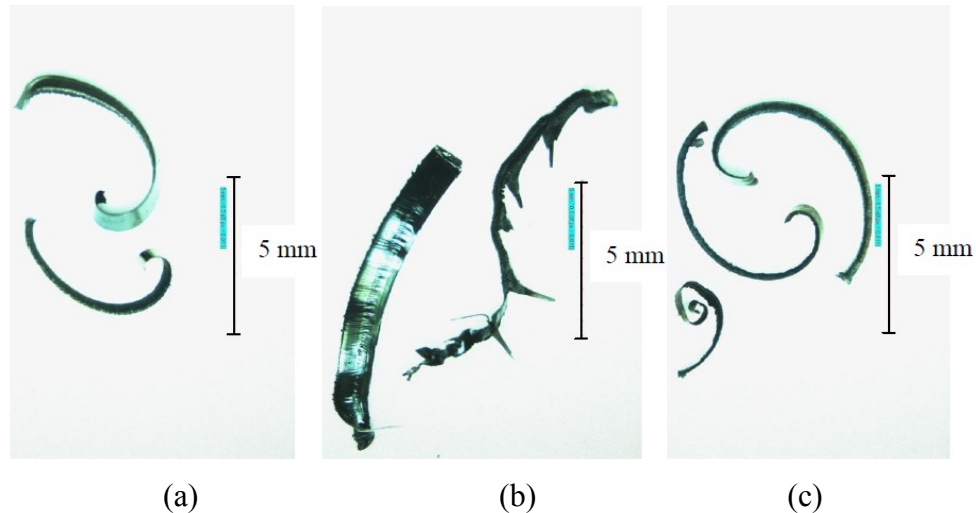


Figura 3.44: Cavacos gerados pelas serras: (a) cermet, (b) metal duro com geometria sulco alternado e (c) metal duro com dente pré-cortador e cortador, sob velocidade de corte de 140 m/min e avanço por dente de 0,04 mm/rev

Fonte: MOREIRA et al. (2013b)

Outro aspecto a ser analisado na morfologia do cavaco é a sua coloração. De acordo com Simoneau et. al. (2006), a coloração do cavaco é um indicador das características da temperatura de usinagem. Com isto, Ning et al. (2001) afirmam que quanto mais escura a coloração do cavaco, maior a oxidação deste o que indica maior temperatura da interface ferramenta e cavaco durante a operação de usinagem.

An et al. (2014) investigaram o fresamento do aço inoxidável DIN 30Cr3 endurecido com ferramenta de metal duro revestida com (Al,Ti)N pelo processo PVD e afirmaram que a coloração da zona de fluxo do cavaco é influenciada pela temperatura. Com isto, como o parâmetro de corte que tem maior impacto sobre a temperatura é a velocidade de corte, foram realizados testes mantendo constante o avanço e a profundidade de corte e variando a velocidade de corte. Observou-se que formato dos cavacos não variou com a elevação da velocidade de corte, entretanto, houve grande variação na coloração do cavaco: quando a velocidade de corte foi 50 m/min a coloração do cavaco foi prata, para velocidade de corte à 70 m/min a coloração foi marrom escuro, já para  $v_c=90$  m/min a coloração foi roxa e finalmente para  $v_c=110$  m/min a coloração foi azul. A Figura 3.45 ilustra os cavacos obtidos



sob cada velocidade de corte testado. Outra conclusão foi que houve duas fontes de calor na interface entre cavaco e ferramenta, uma devido ao atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta e a outra devido à zona de fluxo, elevando assim a temperatura nesta região do cavaco. A diferença de temperatura entre a parte superior e inferior do cavaco influencia diretamente o raio de curvatura do cavaco, devido ao princípio de expansão e contração térmicas.

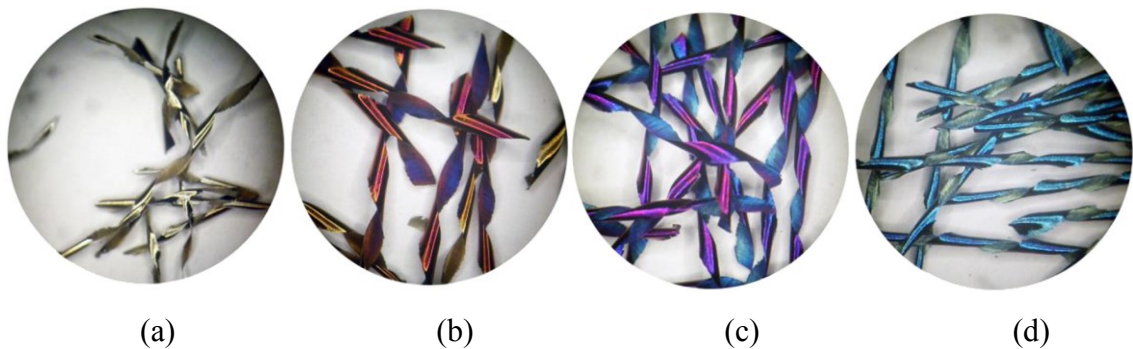


Figura 3.45: Coloração dos cavacos sob diferentes velocidades de corte: (a)  $v_c = 50$  m/min, (b)  $v_c = 70$  m/min, (c)  $v_c = 90$  m/min e (d)  $v_c = 110$  m/min ( $f = 0,08$  mm/rev,  $a_e = 0,7$  mm e  $a_p = 10$  mm)

Fonte: AN et al. (2014) – figura adaptada

Zhang & Guo (2009) também afirmam que o fenômeno da coloração do cavaco é influenciado pela temperatura. O cavaco quando acaba de ser formado sob alta temperatura o contato com o ar em torno de sua superfície promove a oxidação e este assume diferentes colorações em relação às condições de corte nas quais foi formado. A formação da camada de óxido (especialmente o óxido de ferro) na superfície do cavaco determina diretamente a cor do cavaco. As cores dos óxidos no estado sólido são: FeO (preto),  $Fe_2O_3$  (vermelho) e  $Fe_3O_4$  (preto). A coloração do cavaco dependerá de como o óxido é formado e dos elementos existentes no material. O mesmo aço pode apresentar coloração azul, preta ou avermelhada dependendo das condições de corte. O aumento da velocidade de corte elevará o calor na interface entre cavaco e ferramenta, aumentando a oxidação do cavaco. Quanto maior a temperatura durante formação do cavaco, mais escura será a cor do cavaco gerado.

Shaw (2005) analisou o formato e a coloração dos cavacos formados após usinagem do aço ao carbono AISI 1018 com ferramentas de metal duro revestidas por PVD e CVD. O primeiro inserto estudado possuía camada externa de TiN depositada por PVD e camadas internas de TiC e Ti(N,C) depositadas por CVD. Este inserto gerou cavacos curtos com

formato curvilíneo e coloração avermelhada devido ao atrito na interface entre cavaco e ferramenta ser relativamente baixo e a temperatura também será baixa. O segundo inserto estudado foi produzido com camada externa de  $Al_2O_3$  e camadas internadas de TiC e Ti(C,N), todas depositadas por CVD. Este inserto e produziu cavacos com raio de curvatura menor do que os do primeiro inserto estudado com coloração azul devido ao elevado atrito entre ferramenta e cavaco, além da alta temperatura. Em geral, o revestimento CVD tem uma superfície relativamente áspera, frágil e requer o arredondamento da aresta de corte para evitar o lascamento. Além disso, a camada externa de TiN tem menor coeficiente de atrito e temperatura em relação à camada externa de  $Al_2O_3$ .

Lacerda e Diniz (2014) investigaram a variação da coloração do cavaco durante teste de vida do fresamento de desbaste do aço inoxidável martensítico ASTM A 743 classe CA – 6NM (dureza média de 30 HRC) utilizando ferramentas de metal duro da classe ISO M35. Nos primeiros cortes os cavacos apresentaram coloração alaranjada, devido ao aumento da temperatura de corte gerada pelo aumento do atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a peça. No final da vida dos insertos, os cavacos apresentaram coloração azul-escuro, gerada pelo aumento do atrito devido à maior abrasão relacionada ao desgaste do inserto e conseqüentemente pelo aumento da temperatura de corte. Também notou-se que a medida que se aumentou o desgaste dos insertos, os cavacos passaram a apresentar um aspecto mais áspero.

### 3.9.2 Tipo dos Cavacos

A Figura 3.50 mostra os tipos de cavaco que podem ser formado durante o corte de metais. Os cavacos podem ser classificados em quatro tipos (KLOCKE, 2011):

- *Cavaco contínuo*: é caracterizado por sua estrutura possuir material uniformemente deformado. Este tipo de cavaco é formado porque, durante a usinagem, as condições de atrito entre ferramenta e cavaco são constantes. O material usinado tem deformação suficiente, a estrutura é uniforme na área de corte, a deformação não causa fragilização e a formação de cavaco não é prejudicada por vibrações. Segundo Kalpakijan (2010), geralmente este tipo de cavaco é formado na usinagem de materiais dúcteis como aços de baixa liga, alumínio, cobre, entre outros;
- *Cavaco lamelar*: a formação do cavaco lamelar é caracterizada pela deformação irregular da estrutura do material entre o cavaco e a ferramenta, cuja causa é explicada pela

variação das condições de atrito entre ferramenta e cavaco durante o corte. Esta variação das condições de atrito geram vibrações com magnitude de KHz e pequena amplitude, que levam a variações na espessura do cavaco. Observa-se que a estrutura é não tipicamente uniforme, apresentando deformações localizadas e bandas de cisalhamento. A alta quantidade de deformações estruturais localizadas é explicada pelo fato de durante a formação do cavaco, o amolecimento do material (devido à elevação da temperatura) é mais dominante do que o seu endurecimento mecânico. As bandas de cisalhamento surgem na usinagem de materiais com alta resistência ao cisalhamento e alto grau de deformação. Este cavaco pode ser formado quando se utilizam valores elevados de velocidade de corte;

- *Cavaco segmentado*: se as condições de tensão na zona de cisalhamento exceder em o grau de deformação do material (tensão de cisalhamento) haverá um deslocamento, ou seja, os cavacos que estão separados no plano de cisalhamento em seguida se fundem. Isto leva à formação do cavaco segmentado. Este tipo de cavaco também pode ser considerado como um caso especial do cavaco lamelar, onde o cavaco é formado com altíssimas deformações localizadas e grande quantidade de bandas de cisalhamento. Com relação às vibrações, todo o sistema (considerando máquina-ferramenta, ferramenta, peça e acessórios) é influenciado pelos efeitos dinâmicos. As frequências destes efeitos são muito baixas, em torno de 1000 Hz. O cavaco segmentado é formado quando a deformação provoca fragilização na estrutura ou quando a usinagem ocorre sob velocidades de corte extremamente baixas (entre 1 a 3 m/min);
- *Cavaco Descontínuo*: em contraste com a alta frequência dinâmica de formação de cavacos, as vibrações geradas durante este processo não têm muita influência sobre o cavaco gerado no que se refere à deformação do material. Este processo de formação de cavaco se distingue dos demais pelo fato de não ocorrer deformação plástica do material antes da ruptura, assim a ruptura entre cavaco e peça ocorre sem deformação plástica. O cavaco descontínuo pode ser obtido na usinagem de materiais frágeis como ferro fundido, plástico reforçado com fibras, ligas de titânio, entre outros. Os cavacos não são separados, mas sim arrancados da superfície e é comum a superfície usinada apresentar danos como pequenas fraturas.

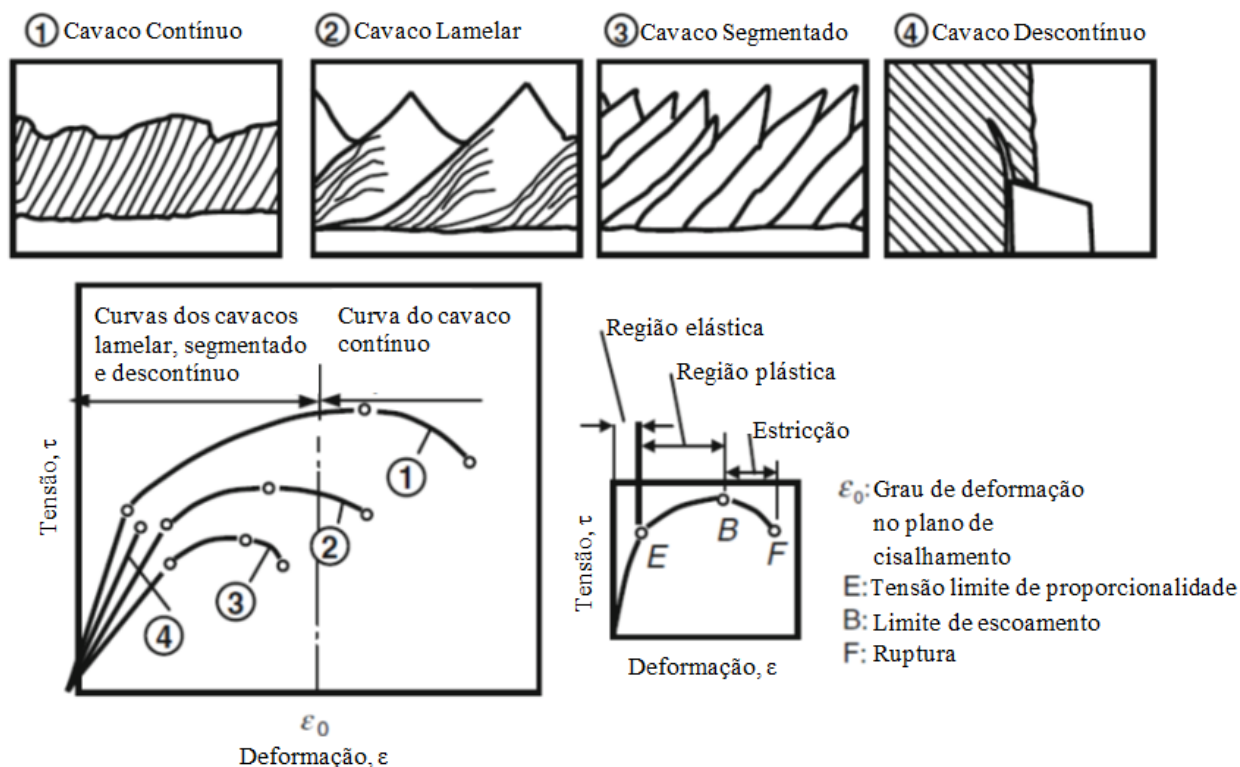


Figura 3.46: Tipos de cavaco em relação às propriedades do material

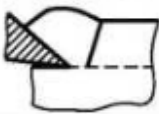
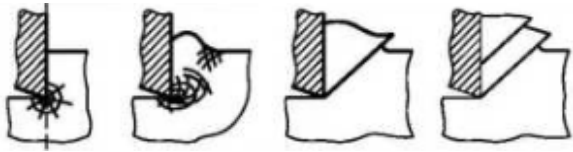
Fonte: VIEREGGE, citado por Klocke (2011) – figura adaptada

A Tabela 3.7 apresenta as duas microestruturas básicas de cavaco que podem ser formadas durante usinagem de materiais dúcteis. O cavaco contínuo, cujas propriedades foram discutidas acima, este cavaco é caracterizado pelo maior valor da razão dureza do cavaco sobre a dureza original do material se comparado com os outros tipos de microestrutura e pelo comprimento de contato excessivamente alto na interface entre cavaco e ferramenta. Já o cavaco lamelar, conforme discutido anteriormente, é caracterizado pela deformação não uniforme ao longo do seu comprimento. As lamelas e bandas de cisalhamento podem ser claramente detectadas em sua microestrutura. As distâncias entre as lamelas e tamanho das bandas de cisalhamento aumentam com a elevação da velocidade de corte (ASTAKHOV, 2006).

Outros fatores que influenciam a formação de cavacos são os parâmetros de corte utilizados na operação de usinagem. Wang et al. (2014) investigaram a influência da velocidade de corte e do avanço sobre o formato e espessura dos cavacos gerados durante o fresamento em alta velocidade do aço endurecidos SKD11 (contém  $\geq 1\%$  de carbono e possui dureza de 62 HRC) e S136 (contém  $\leq 0,3\%$  de carbono e dureza de 51 HRC). A ferramenta utilizada foi o metal duro revestido com (Ti,Si)N e testes foram realizados à seco.

No que se refere ao tipo do cavaco, observou-se que ao elevar os parâmetros de corte os cavacos passaram de contínuos para lamelares. Este fenômeno foi explicado pela estreita relação entre microestrutura e dureza do material, sendo assim, quanto maior a dureza do material, maior a tensão de escoamento do cavaco devido à elevação da instabilidade durante cisalhamento do material. Quando a velocidade de corte foi baixa, a deformação e escorregamento dos cavacos na superfície de saída da ferramenta ocorreram de maneira uniforme e várias camadas de material escoaram juntas e se empilharam ao longo do plano de corte. Nesse caso houve uma pequena mudança na espessura do cavaco e o formato do cavaco foi contínuo. Porém, ao se elevar a velocidade de corte ocorreu o aumento das tensões e temperatura, o que influenciou o escoamento do cavaco na superfície de corte da ferramenta e distintos cisalhamentos e escorregamentos ocorreram na zona primária de deformação. Assim, o cavaco passou a ser composto de matrizes com deformações localizadas (lamelas) e bandas de cisalhamento. A espessura do cavaco lamelar apresentou alterações cíclicas ao longo do seu comprimento.

Tabela 3.7: Tipo do cavaco formada durante usinagem de materiais dúcteis

Material da peça	Modelo de formação do cavaco	Tipo do cavaco
Dúctil		Cavaco contínuo: força praticamente uniforme ao longo do seu comprimento
		Cavaco lamelar: fácil detectar a lamela e a banda de cisalhamento

Fonte: ASTAKHOV (2006) – tabela adaptada

Segundo Gente & Hoffmeister (2001), a espessura do cavaco lamelar é determinada por meio da Equação 3.16, onde  $h_{ch}$  é a espessura do cavaco lamelar,  $H$  é a altura da lamela e  $h_1$  é a altura da banda de cisalhamento. A Figura 3.51 ilustra o tipo do cavaco lamelar com as grandezas a serem mensuradas para determinação da sua espessura.

$$h_{ch} = h_1 - \frac{(H-h_1)}{2} \quad (3.16)$$

Wang et al. (2014) analisaram a influência da velocidade de corte e do avanço sobre a espessura do cavaco. Quando se eleva a velocidade de corte, além de se alterar o tipo (conforme descrito acima), reduz-se a espessura do cavaco devido ao aumento da velocidade de escoamento do cavaco. Com o aumento do avanço, observa-se que a microestrutura do cavaco altera de contínua para lamelar (comportamento similar à velocidade de corte), além de aumentar a espessura do cavaco porque houve a elevação do volume de material removido.

Astakhov (2006) investigou a influência da velocidade de corte para aço com baixo teor de carbono. Quando o material foi usinado com a velocidade de corte de 150 m/min notou-se que a microestrutura do cavaco foi contínua, vide Figura 3.48(a) e sua dureza média foi mais elevada em relação à dureza original devido à alta deformação plástica deste cavaco. Este comportamento pode ser explicado pelo elevado grau de recalque deste material, calculado pela razão entre a espessura do cavaco e o avanço (neste exemplo o  $h_{ch} = 0,34$  mm e  $f = 0,10$  mm, resultando em um grau de recalque igual a 3,4). Ao se elevar a velocidade de corte para 1500 m/min (Figura 3.48b), não houve alteração na microestrutura do cavaco, entretanto, observou-se uma redução na espessura do cavaco devido à redução da deformação plástica durante sua formação. A dureza do cavaco foi menor se comparado à condição anterior, além da redução do valor do grau de recalque (igual a 1,3).

A distância entre picos ( $p_c$ ) é outro parâmetro referente ao cavaco lamelar que é mostrado na Figura 3.47. Esta varia conforme a alteração dos parâmetros de corte. De acordo com Astakhov (2006), o aumento da velocidade de corte contribui para a elevação da distância entre picos.

Wang et al. (2014) afirmam que com o aumento da velocidade de corte a distância entre picos aumenta devido à elevação do fluxo de material, acarretando o aumento do grau de deformação do cavaco. Este comportamento também pode ser observado quando se eleva o avanço.

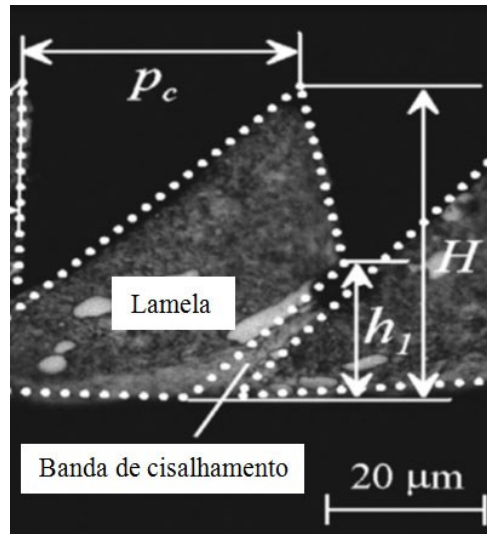


Figura 3.47: Cavaco lamelar (condições de fresamento: SKD11, 62 HRC, inserto de metal duro revestido com (Ti,Si)N,  $v_c=200$  m/min,  $f_z=0,03$ mm/rev,  $a_p=0,30$  mm)

Fonte: WANG et al. (2014) – figura adaptada

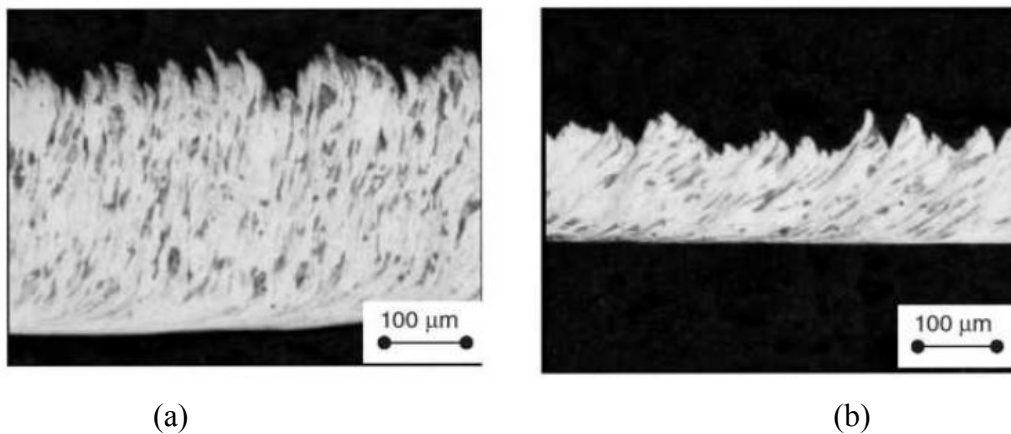


Figura 3.48: Cavacos produzidos durante usinagem do aço com baixo teor de carbono com condições de corte: avanço (0,10 mm), velocidade de corte (a) 150 e (b) 1500 m/min

Fonte: ASTAKHOV (2006)

## 4. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

Com o intuito de investigar a usinabilidade do aço inoxidável supermartensítico durante o serramento circular utilizando como ferramentas de corte serras com insertos de metal duro com e sem revestimento, foram realizados ensaios no Laboratório de Usinagem e Automação do Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais. As análises de desgaste dos insertos, da integridade superficial das paredes serradas e dos cavacos foram feitas no Laboratório de Tribologia do Departamento de Engenharia Mecânica da *Texas A&M University* (Estados Unidos da América) e no Centro de Microscopia da Universidade Federal de Minas Gerais.

Este capítulo apresenta o planejamento experimental para realização dos ensaios, além de serem abordados os materiais do corpo de prova e das serras circulares, equipamentos e métodos empregados.

### 4.1 Materiais

O material dos corpos de prova é aço inoxidável supermartensítico, normalmente encontrado no mercado com as denominações SM 13CRS, 13CrSS ou Super Cromo 13. A fabricação deste aço é baseada nas normas API 5CRA e ISO 13680 (SUMITOMO, 2011). O aço inoxidável supermartensítico é produzido no formato de lingotes completamente acalmado forno elétrico a arco. O produto final é um tubo sem costura com tratamento térmico de têmpera e revenimento. As amostras utilizadas neste trabalho têm dureza média de 26 HRC  $\pm$  1 (275 HV). A composição química básica é apresentada na Tabela 4.1, visualização de resultados padrão myLIMS.

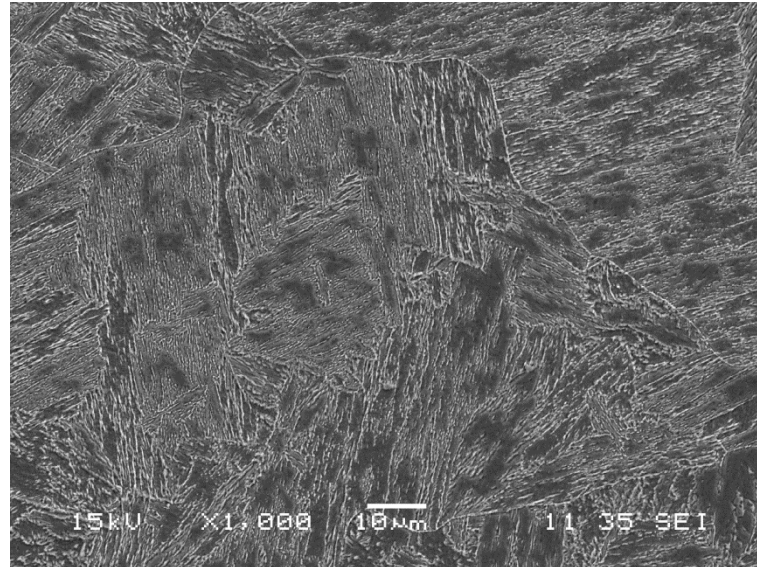
Tabela 4.1: Composição química do aço inoxidável supermartensítico

C (%)	Si (%)	Mn (%)	Ni (%)	Cr (%)	Mo (%)	Ti (%)
0,016	0,312	0,49	6,099	11,913	1,97	0,1477

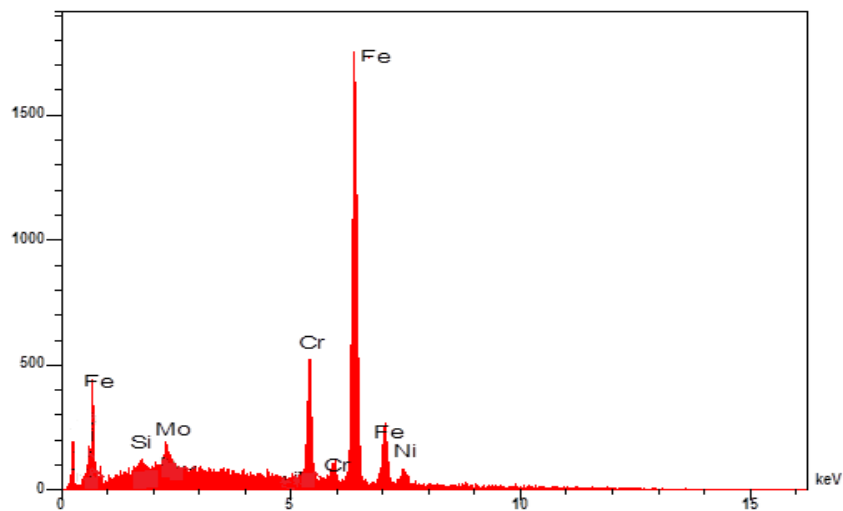
A microestrutura dos aços inoxidáveis supermartensíticos (Figura 4.1a) é constituída basicamente da fase martensítica e teores residuais de austenita retida. A Figura 4.1(b)



apresenta a micro análise via EDS da amostra onde é possível visualizar os principais elementos constituintes.



(a)

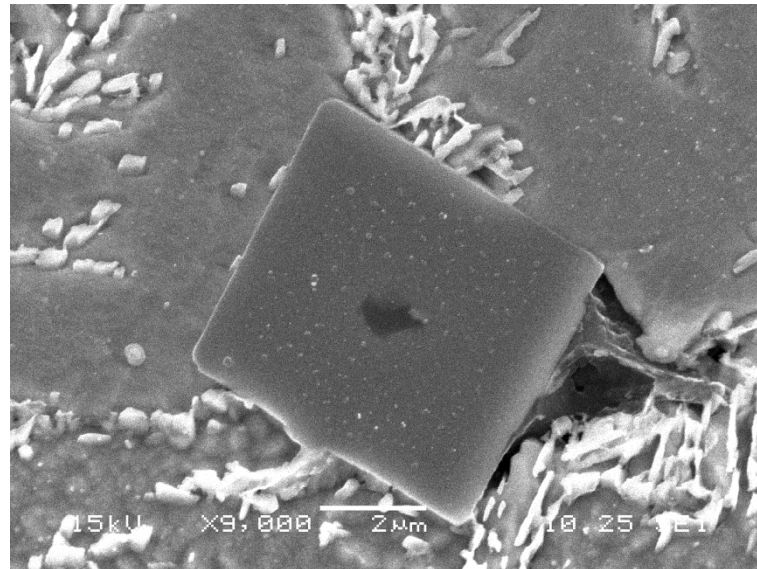


(b)

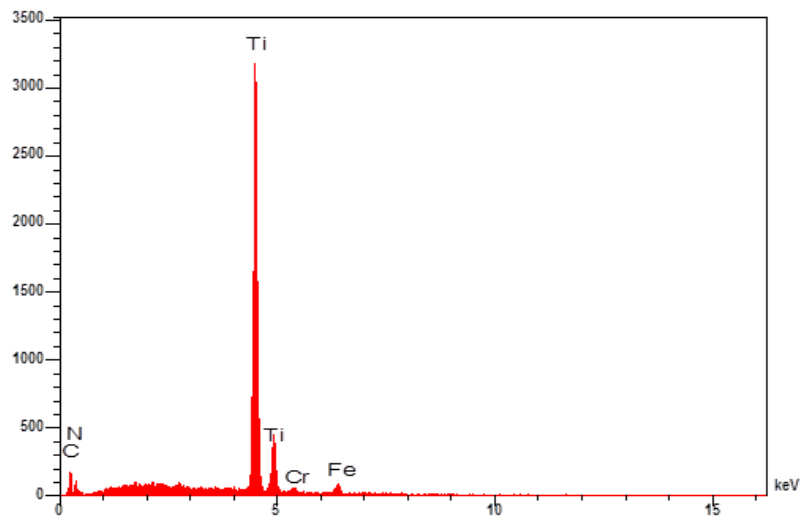
Figura 4.1: Aço inoxidável supermartensítico: (a) microestrutura e (b) elementos químicos que compõem a fase martensítica

Além da estrutura martensítica, o aço inoxidável supermartensítico possui precipitados de titânio, empregado nos aços inoxidáveis supermartensíticos como estabilizador e refinador, além de formador de carbonitretos muito estáveis, tais como  $Ti(C,N)$ , o que tem uma influência positiva na melhoria das propriedades de resistência a corrosão, além de inibir a precipitação de carbonitreto de cromo, molibdênio e vanádio (RODRIGUES et al., 2007;

KONDO et al., 2002). A Figura 4.2 mostra o precipitado de carbonitreto de titânio e elementos presentes em sua composição.



(a)



(b)

Figura 4.2: Precipitado de titânio: (a) microestrutura e (b) composição química

Os corpos de prova apresentam formato tubular com diâmetro externo de 168 mm, parede com espessura de 33 mm e comprimento de 150 mm. No que se refere à sua preparação, após a fixação deste à mesa do centro de usinagem foi realizado o fresamento a seco da face a ser serrada. Este procedimento garantiu a penetração de trabalho constante para todos os cortes. A Figura 4.3(a) mostra a preparação do corpo de prova por meio da operação

de fresamento e a Figura 4.3(b) representa esquematicamente a vista superior da montagem para os testes de serramento circular.

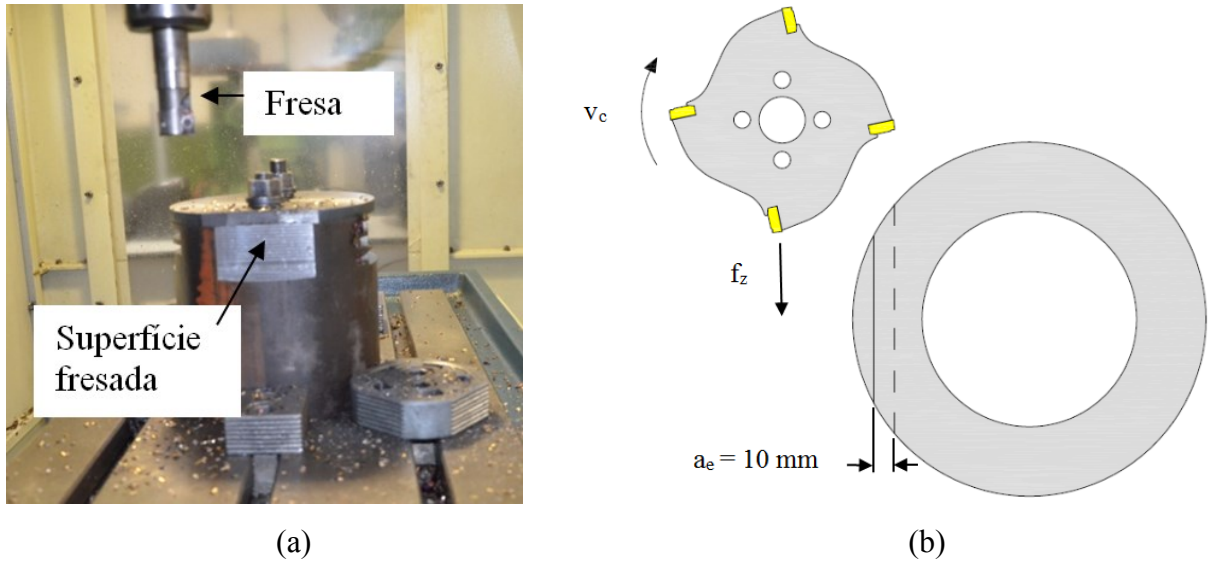


Figura 4.3: Preparação do corpo de prova: (a) fresamento do corpo de prova e (b) vista superior do teste de serramento

A Figura 4.4 ilustra o corpo de prova ao longo de cada etapa dos ensaios, onde (a) representa o tubo original, (b) mostra o tubo após o fresamento e (c) ilustra o tubo após a realização dos três cortes. Quando finalizada esta etapa, gira-se o corpo de prova a 90° para a realização do mesmo procedimento nas outras faces. Portanto, este procedimento é realizado quatro vezes em cada tubo.

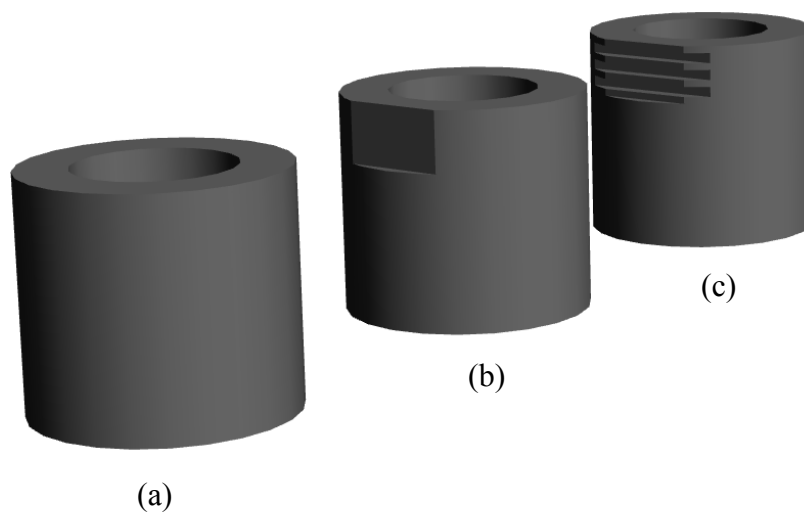


Figura 4.4: Etapas do corpo de prova antes e após aos ensaios: (a) tubo original, (b) tubo após fresamento e (c) tubo após serramento circular

Para a realização dos ensaios de serramento foi necessário o desenvolvimento de uma ferramenta e a determinação dos parâmetros de corte que pudessem trabalhar dentro das especificações do equipamento. O centro de usinagem utilizado para realização dos ensaios trabalha com a curva de carga apresentada na Figura 4.5. Os dados referentes à adequação da potência do serramento circular com a potência fornecida pelo equipamento se encontram no Apêndice I.

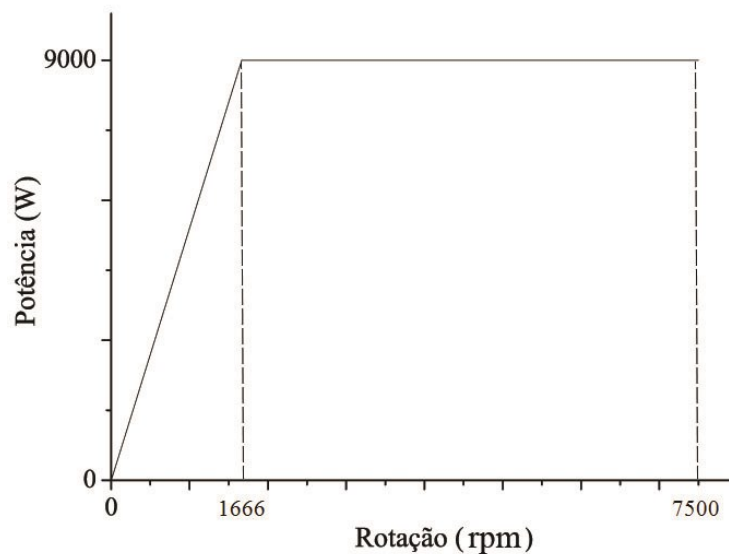


Figura 4.5: Curva de carga do centro de usinagem Romi Discovery 560

Fonte: ROMI (2002) – figura adaptada

A ferramenta desenvolvida para este experimento foi uma serra circular com diâmetro externo de 105 mm, 4 dentes, espessura do disco igual a 6,0 mm (com tolerância de  $\pm 0,02$  mm), espessura do inserto de 7,50 mm (com tolerância de  $\pm 0,02$  mm), furo central com 22 mm de diâmetro (tolerância H7) e quatro furos de arraste com diâmetro de 8 mm posicionados no diâmetro primitivo de 38 mm. A Figura 4.6 mostra uma serra circular utilizada nos experimentos.

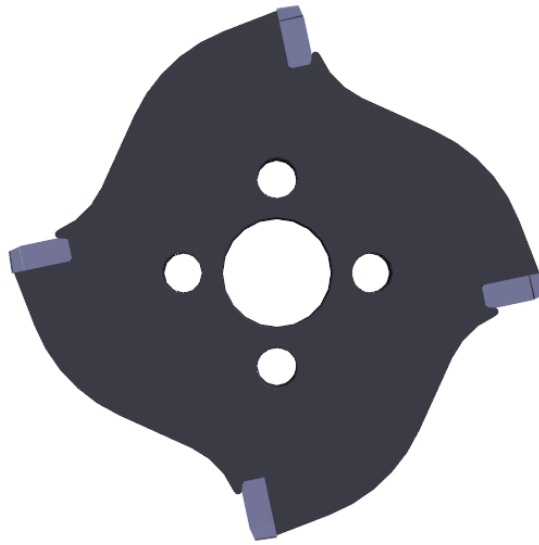


Figura 4.6: Serra circular com insertos de metal duro

Os insertos são de metal duro da classe ISO M30 com ângulo de saída  $\gamma_o = +14^\circ$ , ângulo de cunha  $\beta_o = 68^\circ$ , ângulo de folga principal  $\alpha = 8^\circ$  e geometria do dente na configuração sulco alternado, conforme representado na Figura 4.7. A Tabela 4.2 mostra as denominações das serras, o substrato dos insertos, detalhes do revestimento e dureza dos substratos.

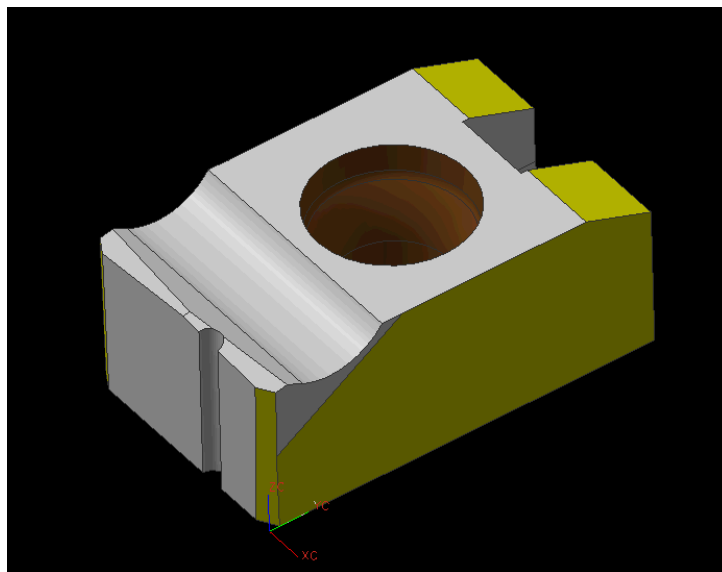


Figura 4.7: Inseto intercambiável com geometria de sulco alternado

Tabela 4.2: Denominações das serras e detalhes do substrato e revestimento

Denominação da serra	Substrato (classe ISO)	Método de revestimento	Composição do revestimento	Dureza do substrato (HV)	Espessura do revestimento ( $\mu\text{m}$ )
A	M30	-	-	1257	-
B	M30	PVD	(Ti, Al)N-TiN multicamadas	1278	3,6
C	M30	MT-CVD	Ti(C,N)-Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -TiN	1284	2,7 – 2,1 – 0,9

A Figura 4.8 mostra a microestrutura do substrato de metal duro presente nos insertos das três serras. Segundo Klocke (2011), a fase  $\alpha$  é composta pelos cristais de carboneto de tungstênio com dureza média de 2200 HV, já a fase  $\beta$  (ou metal aglutinante) é composto por cobalto com dureza cerca de 800 HV e por fim, a fase  $\gamma$  é formada por (Ti,Ta,Nb,W)C, cuja dureza excede 3000 HV.

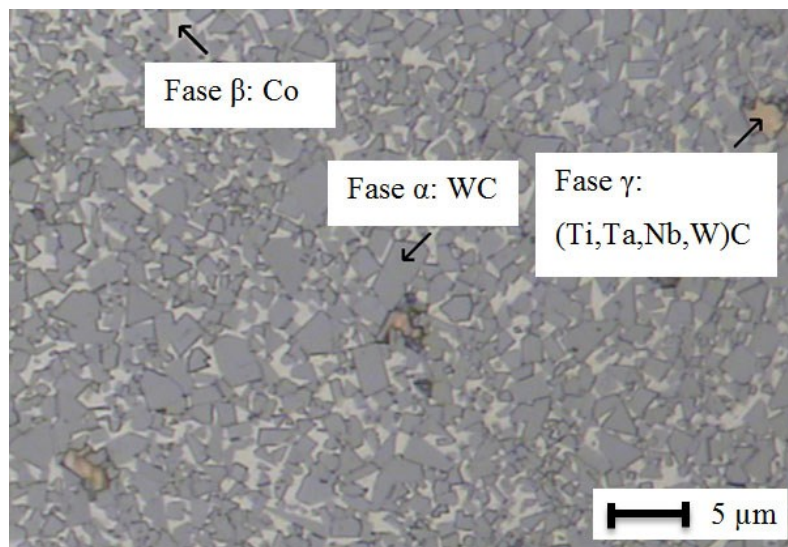


Figura 4.8: Microestrutura do metal duro classe ISO M30

Os insertos da serra B foram revestidos por deposição física de vapor (PVD) e possuem entre 20 e 24 camadas alternadas de TiN e (Ti, Al)N, assim, sua denominação é (Ti, Al)N-TiN multicamada. A espessura do conjunto de camadas é 3,6  $\mu\text{m}$ . A Figura 4.9 mostra a seção transversal do inserto revestido por PVD.

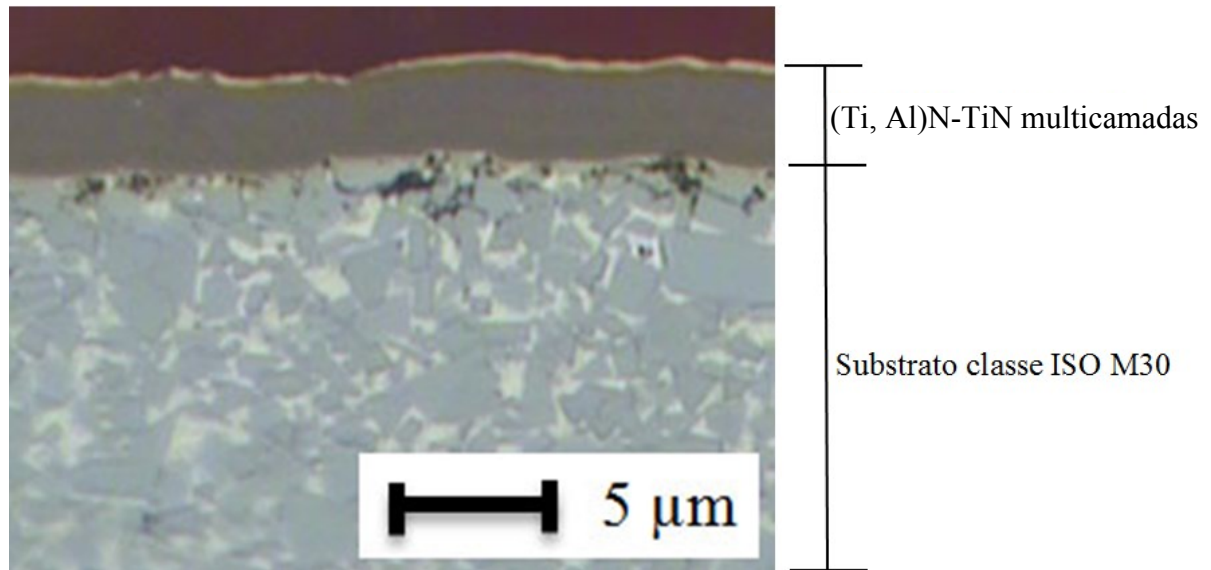


Figura 4.9: Seção transversal do inserto de metal duro da classe ISO M30 com revestimento (Ti,Al)N-TiN multicamada produzido por PVD

Os insertos da serra C são revestidos pelo método MT-CVD (deposição química de vapor por média temperatura). Este revestimento possui três camadas: Ti(C,N)-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiN. Primeiramente uma camada de Ti(C,N) atua como distribuidor de tensão da cobertura. Em seguida, a deposição do revestimento de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> agrega resistência ao desgaste por manter a temperatura do substrato mais baixa durante o corte. Por fim, a camada externa de TiN foi removida da aresta de corte por meio de jateamento com o intuito de deixar exposta a camada de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. As espessuras das camadas deste revestimento são: 2,7 µm para Ti(C,N), 2,1 µm para Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> e 0,9 µm para a camada externa de TiN. A Figura 4.10 mostra a seção do inserto revestido pelo método MT-CVD.

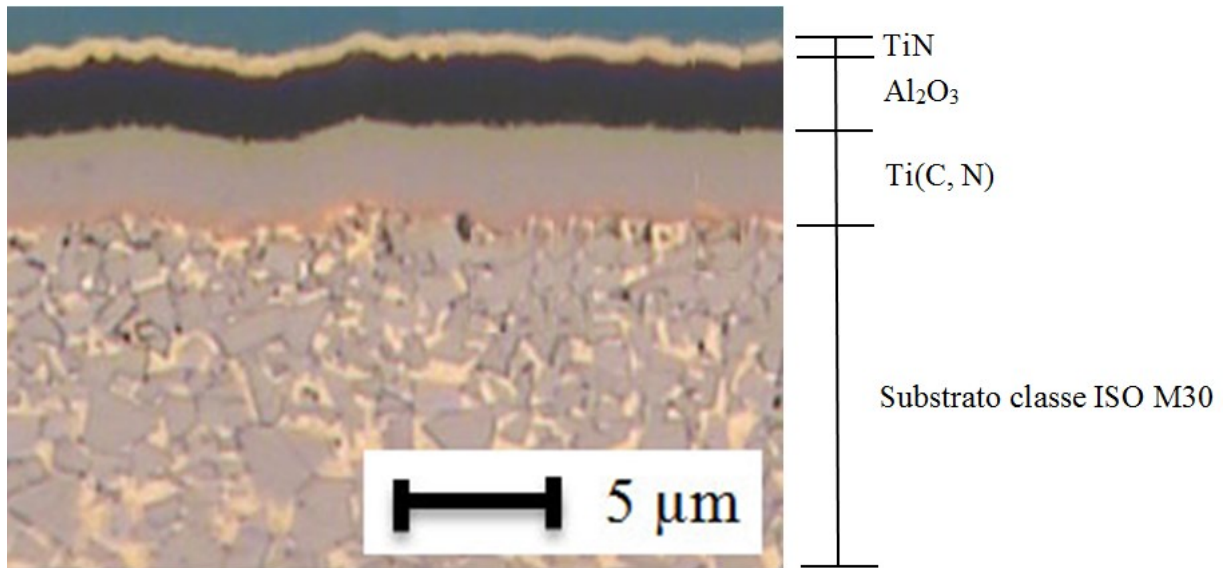


Figura 4.10: Seção transversal do inserto de metal duro da classe ISO M30 com revestimento Ti(C,N)-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiN produzido por MT-CVD

Em geral, nas ferramentas revestidas por MT-CVD retira-se a camada de TiN na superfície de saída da ferramenta por meio de jateamento. Entretanto, como os insertos utilizados neste experimento são de um lote piloto, optou-se por remover a camada de TiN apenas na aresta de corte (conforme citado no parágrafo anterior). A Figura 4.11 mostra o detalhe da aresta de corte do inserto revestido por MT-CVD após o jateamento.

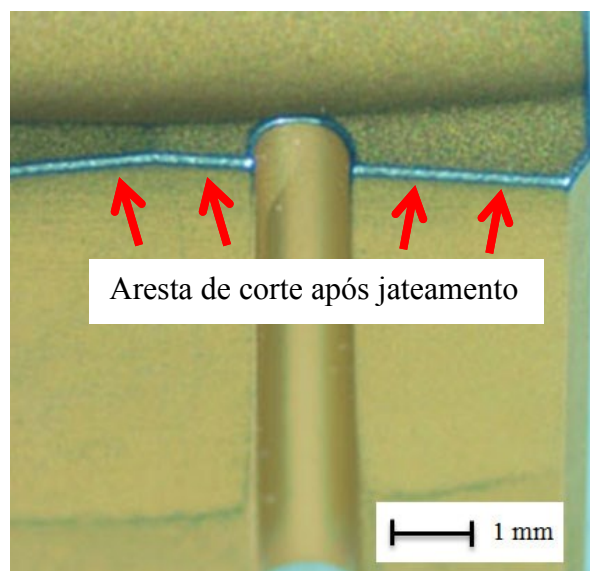


Figura 4.11: Detalhe da aresta de corte do inserto com revestimento produzido por MT-CVD



A maioria das serras circulares possui insertos fixos ao disco por meio de brasagem. Entretanto, este processo restringe a utilização de revestimentos apenas à técnica PVD. Sendo assim, foi desenvolvida uma forma de fixação que possibilita a utilização de insertos intercambiáveis revestidos pelo processo MT-CVD. A Figura 4.12 representa o inserto fixo no alojamento do dente da serra circular. A fixação do inserto é feita por meio de um parafuso do tipo *Torx Plus* (M3 x 6,5 mm). Os parafusos são apertados com uma chave dotada de torquímetro para garantir que o torque de fixação dos parafusos seja constante e igual a 1,4 Nm. Para evitar que os insertos girem em torno dos seus respectivos parafusos foi colocado um pino de fixação com comprimento de 6,0 mm na parte inferior do alojamento de cada inserto. Ao montar cada serra foi verificado o batimento axial com relógio comparador para que este não excedesse 0,05 mm.

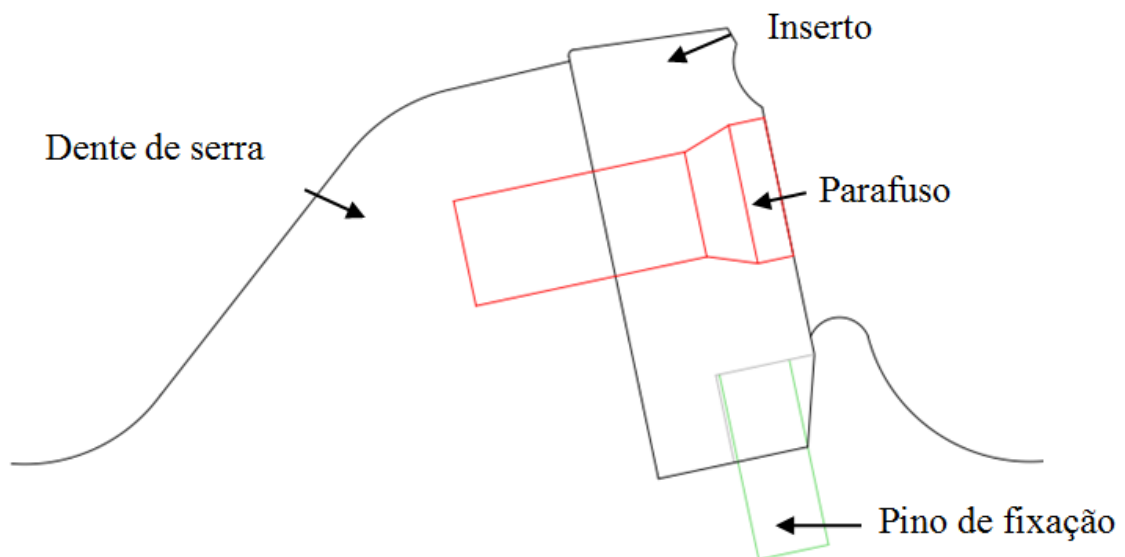


Figura 4.12: Inserto fixo no alojamento do dente

A fixação da lâmina de serra circular no centro de usinagem foi realizada por meio de um mandril porta-fresa MAS/BT403 cone ISO 40. Um par de flanges (fabricados em aço ABNT 4140) foi desenvolvido para fixar a lâmina de serra circular ao mandril. A Figura 4.13 representa o conjunto montado.

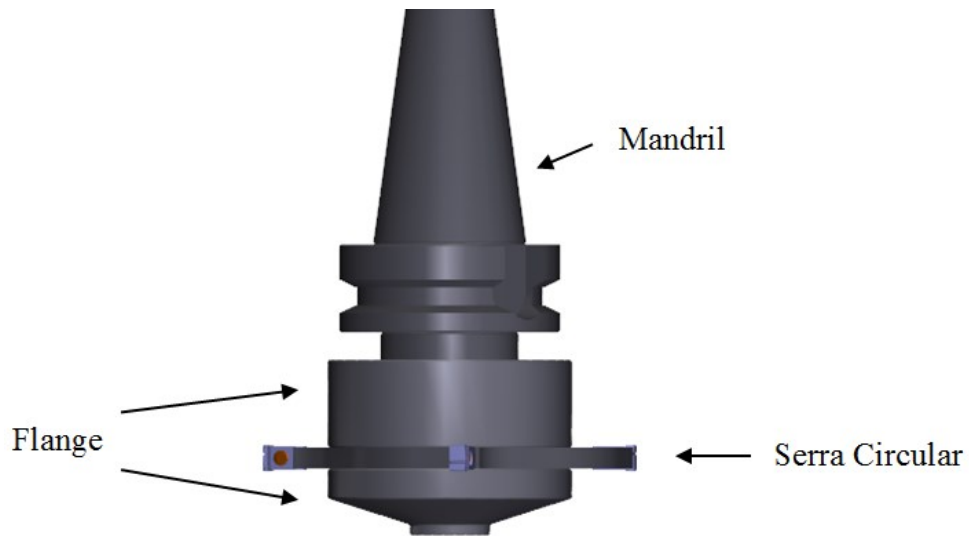


Figura 4.13: Montagem do flange e da serra no mandril

Durante os testes foi aplicada lubrificação por mínima quantidade de fluido (MQF). O fluido utilizado foi o óleo integral KSO 45. Este fluido é composto de óleos minerais à base de éster e aditivos.

## 4.2 Equipamentos

Os testes foram executados em um centro de usinagem Romi modelo Discovery 560, com potência de 9,0 kW e rotação máxima de 7500 rpm, equipado com comando numérico Siemens 810D e ilustrado na Figura 4.14.



Figura 4.14: Centro de usinagem Romi Discovery 560

O sistema de lubrificação (Figura 4.15) possui válvulas Accu-Lube e aplicador com dois bicos reguláveis. Nas válvulas ocorre a mistura do ar comprimido com o fluido de corte. Na entrada do sistema foi instalado um regulador de pressão Festo modelo 345 395 D5 com faixa de medição de 0 a 16 bar e uma válvula reguladora de fluxo Festo modelo GRO-1/8-B com vazão nominal de 0 a 190 l/min e pressão de trabalho de 0 a 10 bar. Neste experimento foram mantidas constantes a pressão (3,5 bar) e a vazão 1 ml/min.

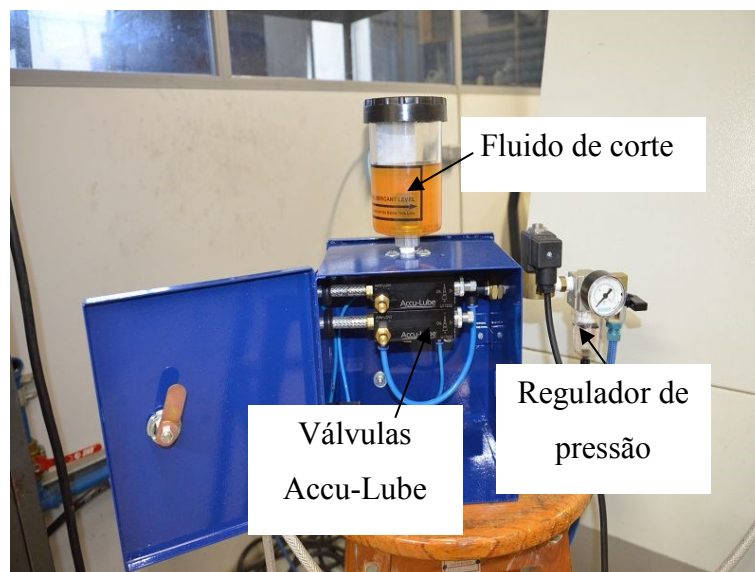


Figura 4.15: Sistema de lubrificação por mínima quantidade de fluido (MQF)

Para verificar o desvio do batimento dos insertos conforme citado no item 3.1 foi utilizado um relógio comparador Digimess com curso de 0,8 mm e resolução de 0,01 mm. Durante os testes de serramento foram medidas a corrente elétrica consumida pelo motor (que foi base para o cálculo da força de corte) e a temperatura do cavaco. A corrente elétrica do motor foi medida com um multímetro digital Polimed modelo PM-4650. Já a temperatura foi mensurada pela câmera infravermelha Marathon modelo MM2ML instalada a uma distância focal de 300 mm em relação a aresta de corte. A faixa de medição de temperatura é de 300 a 1100° C e o tempo de resposta de 1ms. A aquisição da temperatura foi feita pelo *software* DataTemp@ Multidrop Ver. 5.3.1 com a emissividade ajustada em 0,95. A montagem realizada no centro de usinagem para execução dos ensaios de corte é apresentada na Figura 4.16.

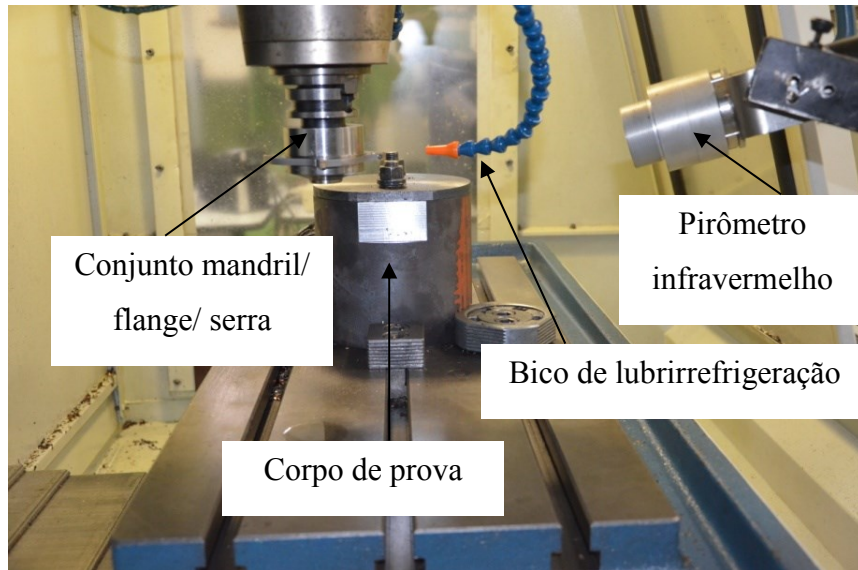


Figura 4.16: Montagem do experimento no centro de usinagem Romi Discovery 560 para realização dos ensaios de corte

Após os testes de serramento, a largura da fenda foi mensurada por uma máquina de medição de coordenadas Tesa Micro-Hite 3D (Figura 4.17). Este equipamento possui três eixos deslizantes sobre guias pneumáticas e resolução de 1  $\mu\text{m}$ .



Figura 4.17: Máquina de medição de coordenadas Tesa Micro-Hite 3D

Com o intuito de mensurar a rugosidade e a microdureza das paredes serradas além de visualizar a microestrutura da seção transversal da parede, foi utilizada a máquina de corte por jato d'água Flow modelo 3M WMC, potência da bomba 74 kW (Figura 4.18). Este

procedimento foi adotado porque o jato d'água não afeta de forma significativa a microestrutura do material a ser analisado.



Figura 4.18: Máquina de corte por jato d'água Flow 3M WMC

Os parâmetros de rugosidade foram mensurados por meio de um perfilômetro Qualitest TR1900 (Figura 4.19) com comprimento de amostragem de 500  $\mu\text{m}$ , velocidade da medição 50  $\mu\text{m/s}$ , ganho de 200 Hz e força de 2mg. Este equipamento utiliza o *software* Qualitest Roughness Tester.

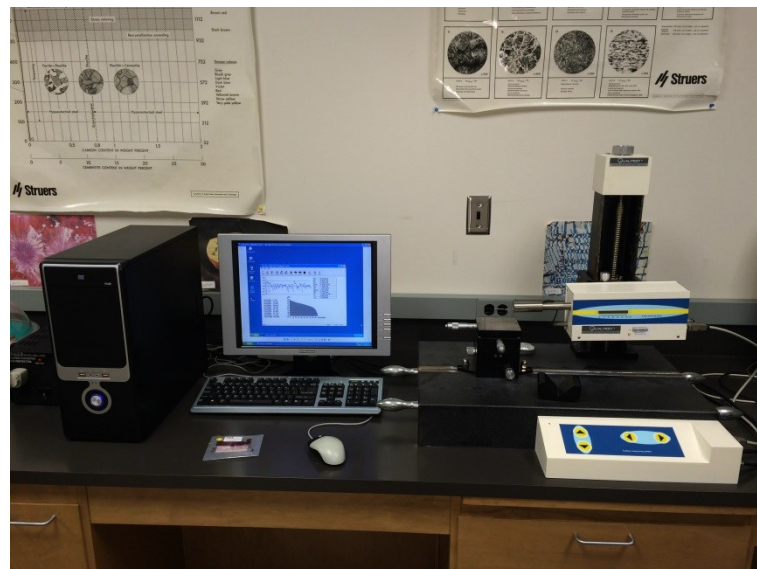


Figura 4.19: Perfilômetro Qualitest TR1900

A Figura 4.20 ilustra o microscópio óptico Keyence VHX-600 que utiliza o *software* VHX que foi utilizado para avaliar as imagens dos inserts e dos cavacos. A lente VHZ20

(ampliação de 20 a 200 vezes) foi utilizada para a visualização das superfícies de folga e saída dos insertos novos e após os ensaios, além de ter sido utilizada para fotografar os cavacos. Já a lente VHZ100 (ampliação de 100 a 1000 vezes) foi utilizada para visualizar as rebarbas existentes na borda da parede serrada e a seção transversal do cavaco. Por fim, a lente VHZ500 (ampliação de 500 a 5000 vezes) foi utilizada para visualizar o tipo do cavaco.

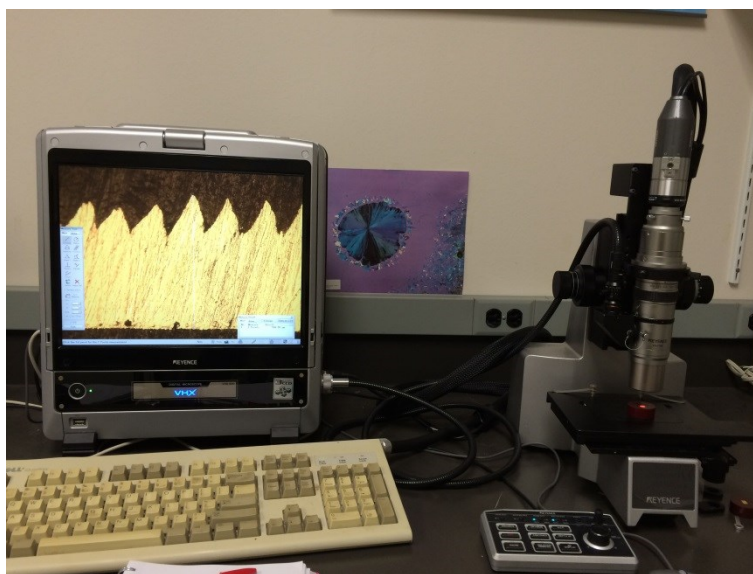


Figura 4.20: Microscópio óptico Keyence VHX-600 com a lente VHZ100

Para visualizar o detalhe das arestas de corte dos insertos novos e após os testes foi utilizado o microscópio eletrônico de varredura (MEV) Tecan modelo Vega LSU que utiliza o *software* Vega TC. O microscópio eletrônico de varredura JEOL JSM – 6360LV também foi utilizado para a visualização da microestrutura do aço inoxidável supermartensítico e verificação dos elementos químicos existentes nas amostras de aço e insertos por meio da sonda EDS (espectrômetro de raio-X de energia dispersiva).

O microdurômetro da marca Mitutoyo modelo MKV-H1 foi utilizado para mensurar a microdureza da seção transversal da parede serrada e do cavaco. Para realização desta medida foi utilizado um penetrador Vickers, com carga de 500 gf (4,9N) durante 30 segundos.

Foi utilizado o *software* ImageJ para analisar as imagens obtidas no microscópio óptico. Em seguida, foi utilizado o *software* Minitab 15 para análise estatística dos dados. Por fim, os gráficos foram feitos utilizando-se o *software* OriginPro versão 8.5.1.

### 4.3 Métodos

A Figura 4.21 mostra o fluxograma das atividades realizadas neste trabalho, onde se encontra a sequência de ensaios, preparação e análise para cada grandeza de saída verificada neste trabalho.

As grandezas de entrada selecionadas para os testes são: revestimento da ferramenta (insertos sem revestimento e revestidos pelos métodos PVD e MT-CVD), velocidade de corte e avanço por dente. Foram escolhidos três valores de velocidade de corte e três valores de avanço por dente. Os parâmetros de corte selecionados para cada grandeza de saída estão na Tabela 4.3 e o Apêndice II apresenta a adequação dos parâmetros de corte selecionados em relação às especificações do centro de usinagem por meio do cálculo da potência. O valor de penetração de trabalho ( $a_e$ ) foi mantido constante em 10 mm.

Tabela 4.3: Parâmetros de corte utilizados nas análises das grandezas de saída

Grandeza de saída	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev)
Força de corte	150/ 200/ 250	0,04/ 0,07/ 0,10
Temperatura de serramento	150/ 250	0,04/ 0,10
Desgaste da serra	Análise efetuada após a realização de todos os testes de corte	
Largura da fenda	150/ 200/ 250	0,04/ 0,07/ 0,10
Rugosidade da parede serrada	150/ 200/ 250	0,04/ 0,07/ 0,10
Altura da rebarba	150/ 200/ 250	0,04/ 0,07/ 0,10
Microestrutura da parede serrada	150/ 250	0,10
Microdureza da parede serrada	150/ 250	0,10
Morfologia do cavaco	150/ 250	0,10
Tipo do cavaco	150/ 250	0,10

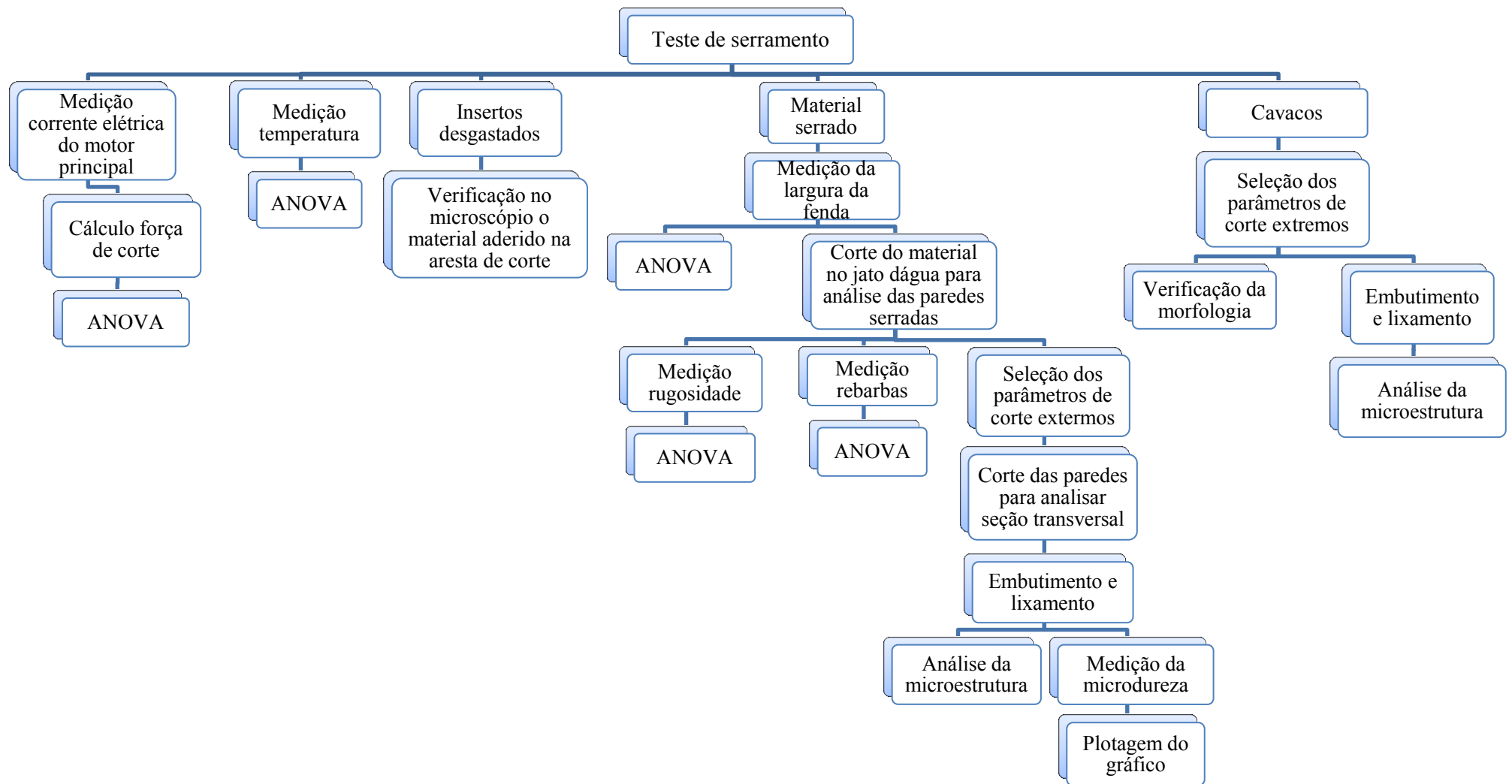


Figura 4.21: Fluxograma de atividades



De acordo com Montgomery & Runger (2009), um planejamento fatorial completo deve ser usado quando vários fatores são de interesse em um experimento. Isto significa que em cada tentativa completa ou réplica do experimento todas as combinações possíveis dos níveis dos fatores são investigadas. O planejamento experimental escolhido foi fatorial completo, ou seja,  $n^k$ , onde  $k$  é o número de fatores e  $n$  o número de níveis. Os testes foram executados com uma réplica e em ordem aleatória para evitar que fatores não controláveis influenciem os resultados.

Para a obtenção dos valores da força de corte, primeiro foram coletados os valores de corrente elétrica do motor principal. Em seguida, foi calculada a potência ativa trifásica por meio da Equação 3.9, onde a tensão elétrica corresponde a 220 V e  $\cos\varphi$  é igual a 0,90. Por fim a força de corte foi calculada utilizando a Equação 3.10.

$$P_{at3F} = \sqrt{3} \times V \times I \times \cos \varphi \quad (3.9)$$

$$F_c = \frac{P_{at3F} \times 60000}{v_c} \quad (3.10)$$

Com o intuito de se manter a distância focal entre o inserto e o pirômetro infravermelho constante, este equipamento foi posicionado para a medição de temperatura apenas do primeiro corte, evitando assim que este tivesse de ser reposicionado a cada teste. Com isto, a medição de temperatura ficou restrita aos valores máximos e mínimos de velocidade de corte e avanço ( $v_c = 150$  e  $250$  m/min e  $f_z = 0,04$  a  $0,10$  mm/rev). Como o pirômetro de medição de temperatura foi posicionado em direção ao material, na saída da aresta de corte do inserto, a temperatura mensurada neste experimento está relacionada à temperatura dos cavacos gerados durante cada ensaio de corte. A aquisição dos dados de temperatura foi realizada em intervalos de 0,1 segundo e os dados armazenados em uma planilha eletrônica. Foram selecionados os dados referentes ao regime de trabalho (neste gráfico, o início do trabalho aconteceu após 18 segundos e o fim após 41 segundos) e em seguida foi calculado o valor médio quadrático, que também pode ser denominado por RMS (*root mean square*) ou valor eficaz. A Equação 4.1 apresenta o cálculo para uma série discreta, onde  $N$  é o número de amostras (neste caso são 1000 amostras) e  $\{x_1, x_2, \dots, x_N\}$  é o valor de cada amostra.

$$|x_{\text{rms}} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i^2} = \sqrt{\frac{x_1^2 + x_2^2 + \dots + x_N^2}{N}} \quad (4.1)$$

Os dados de largura da fenda, rugosidade da parede serrada (desvio médio quadrático,  $R_q$ ) e altura da rebarba foram obtidos após a execução de seis medições da grandeza desejada e calculado o desvio médio quadrático e o intervalo de confiança a 95% com o intuito de verificar se os valores obtidos para cada serra eram estatisticamente distintos.

Para a análise da microestrutura e da microdureza da parede serrada, além da morfologia e microestrutura do cavaco, foram selecionados os parâmetros de corte extremos, ou seja, onde ocorreu a maior força de corte ( $v_c = 150$  m/min e  $f_z = 0,10$  mm/rev) e maior temperatura de serramento ( $v_c = 250$  m/min e  $f_z = 0,10$  mm/rev). O valor de cada microdureza foi mensurado três vezes e no gráfico do perfil de microdureza são apresentados os valores médios com os respectivos desvios padrão.

A análise residual dos dados foi conduzida com o intuito de se verificar a adequação do modelo. Segundo Drumond et al. (1996), o resíduo é a diferença entre uma observação e a média do tratamento correspondente. A verificação da adequação do modelo de análise de variância é feita por meio do estudo dos gráficos de resíduo. Para validar a análise, os resíduos têm que atender às seguintes suposições: serem normalmente distribuídos com média igual à zero, independentes no tempo e não apresentarem tendência de acordo com o valor ajustado.

A análise de resíduos é realizada mediante a análise dos seguintes gráficos: probabilidade normal (verifica se os resíduos seguem a distribuição normal, o histograma, que além de ser uma informação visual da proximidade dos resíduos à distribuição normal, avalia se a média dos mesmos é zero), resíduos *versus* tempo (avalia se os resíduos são independentes no tempo) e resíduos *versus* valor ajustado (verifica se os resíduos não seguem uma tendência de acordo com o valor ajustado, isto é, se a variância dos resíduos pode ser considerada constante).

Uma vez verificada a adequação do modelo, foi realizada a análise de variância (ANOVA) para se verificar a influência dos parâmetros de entrada sobre os parâmetros de saída. Foram analisados isoladamente os parâmetros de corte ( $v_c$  e  $f_z$ ), além da combinação entre ambos. Se a diferença encontrada entre os parâmetros analisados for suficientemente

grande, ou seja, valor P maior que 5%, conclui-se que o parâmetro de entrada não influencia o parâmetro de saída.

Foram construídos gráficos de valores médios dos parâmetros de saída com o intervalo de confiança de 95% para possibilitar a comparação entre as três serras circulares. Assim, foi possível verificar se há diferença estatisticamente significativa entre os valores médios do parâmetro analisado.

Com o objetivo de analisar a microestrutura da seção transversal das paredes serradas, em primeiro lugar as amostras foram embutidas a quente em uma resina a base de fenol formaldeído (baquelite). Em seguida foram lixadas com lixas de carboneto de silício de granulometria 150, 240, 320, 400, 600, 800, 1000, 1200, 1500 e 2000 mesh. Depois do lixamento as amostras foram polidas com pasta de diamante com granulometria de 9, 6, 3, 1  $\mu\text{m}$  em uma politriz automática com carga de 2 N e tempo de 20 minutos para cada granulometria. A fim de se obter acabamento especular após o polimento, as amostras foram novamente polidas em sílica coloidal durante 5 horas. Depois as amostras foram atacadas com o reagente Vilella (95 ml de álcool etílico, 5 ml de HCl e 1 g de ácido pícrico) para revelar a microestrutura. Por fim, foi realizada a deposição do filme de carbono sobre as superfícies das amostras para tornar condutora a resina e possibilitar as análises no MEV.

Para visualizar a microestrutura das seções transversais da parede serrada e do cavaco foi necessário embutir as amostras em resina epóxi. Em seguida, as amostras foram lixadas utilizando lixas com granulometria 600, 1200 e 2000 mesh e polidas com a solução de água destilada contendo  $\text{Al}_2\text{O}_3$  e  $\text{H}_2\text{O}_3$ . Por fim, foi utilizado o reagente Vilella para revelar a microestrutura do cavaco. O tempo de imersão da amostra no reagente foi três minutos e após o ataque as amostras foram limpas com detergente neutro e secas com papel toalha.

## 5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Este capítulo apresenta os resultados e discussões dos aspectos analisados neste trabalho, a saber: força de corte, temperatura de serramento, desgaste da serra, integridade superficial (largura da fenda de corte, rugosidade da parede serrada, altura da rebarba, microestrutura e microdureza da seção transversal da parede serrada) e formação dos cavacos (análise subdividida em morfologia e tipo).

Os dados referentes aos parâmetros analisados de maneira quantitativa (força de corte, temperatura de serramento, largura da fenda de corte, rugosidade da parede serrada e altura da rebarba) estão no Apêndice II. O desgaste dos insertos, microestrutura da seção transversal da parede serrada, morfologia e tipo dos cavacos serão analisados de maneira qualitativa.

### 5.1 Força de Corte

A Figura 5.1 apresenta os gráficos da análise de resíduos dos dados de força de corte para as três serras. O gráfico probabilidade normal mostra que os resíduos estão próximos a uma reta e o histograma indica que os resíduos seguem à distribuição normal. Já o gráfico de resíduo *versus* valor ajustado indica que os resíduos não seguem uma tendência de acordo com o valor ajustado, ou seja, a variância dos resíduos é constante. Por fim, observa-se no gráfico de resíduos *versus* tempo os resíduos são independentes no tempo. Os gráficos das três serras apresentam o mesmo comportamento, com isto, considera-se que o modelo adotado é adequado.

A Tabela 5.1 mostra os p-valores da força de corte para as três serras. Observa-se que para as serras A e B (ou seja, serras com insertos sem revestimento e com insertos revestidos por PVD respectivamente) tanto a velocidade de corte quanto o avanço por dente influenciaram estatisticamente o valor da força de corte ( $p \leq 0,05$ ). Entretanto, somente o avanço influenciou de maneira significativa este valor para a serra C (serra com insertos revestidos por MT-CVD). A interação dos parâmetros de corte não influenciou o valor da força de corte para as três serras de maneira significativa.

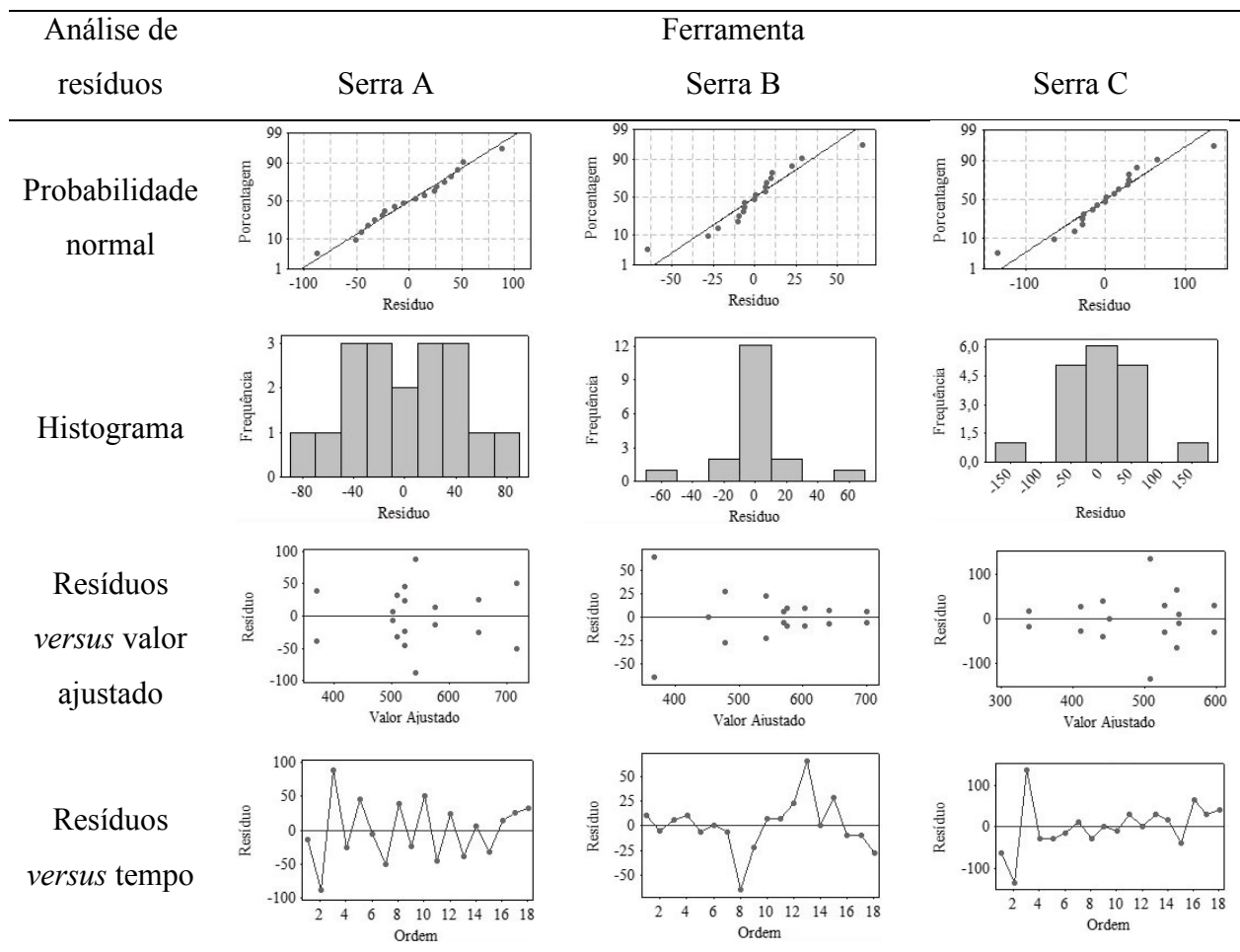


Figura 5.1: Análise de resíduos para os dados da força de corte

Tabela 5.1: P-valores da força de corte para as três serras

Serra	$v_c$	$f_z$	$v_c * f_z$
A	<b>0,008</b>	<b>0,004</b>	0,531
B	<b>0,001</b>	<b>0,000</b>	0,073
C	0,163	<b>0,038</b>	0,531

Apesar do valor da força de corte não ter sido influenciado de maneira significativa pela velocidade de corte para a serra C, o gráfico da Figura 5.2 apresenta as curvas referentes às três serras durante os testes. Nota-se para as três serras uma redução da força de corte com a elevação da velocidade de corte devido à elevação da temperatura. Este fenômeno pode ser atribuído à tendência de redução da pressão específica de corte.

Selvaraj et al. (2014) justificam que a redução da força com a elevação da velocidade de corte se dá pela redução da dureza do material da peça na região de corte, o que auxilia a remoção de material. Já Thakur et al. (2009) afirmam que este comportamento é devido à

redução da área de contato entre cavaco e ferramenta, além da diminuição da resistência ao cisalhamento da zona de fluxo.

Observa-se também que as curvas das serras A e B estão mais próximas enquanto a curva da serra C encontra-se mais afastada. Uma hipótese para este fenômeno é o fato de durante os testes ocorrer maior quantidade de material aderido na aresta de corte na serras com insertos sem revestimento e serras com insertos revestidos por PVD o que altera a geometria da aresta de corte impactando no valor da força de corte. Este fenômeno foi menos intenso na serra com insertos revestidos por MT-CVD. No item 5.3 (Desgaste da Serra) será mostrado este fenômeno.

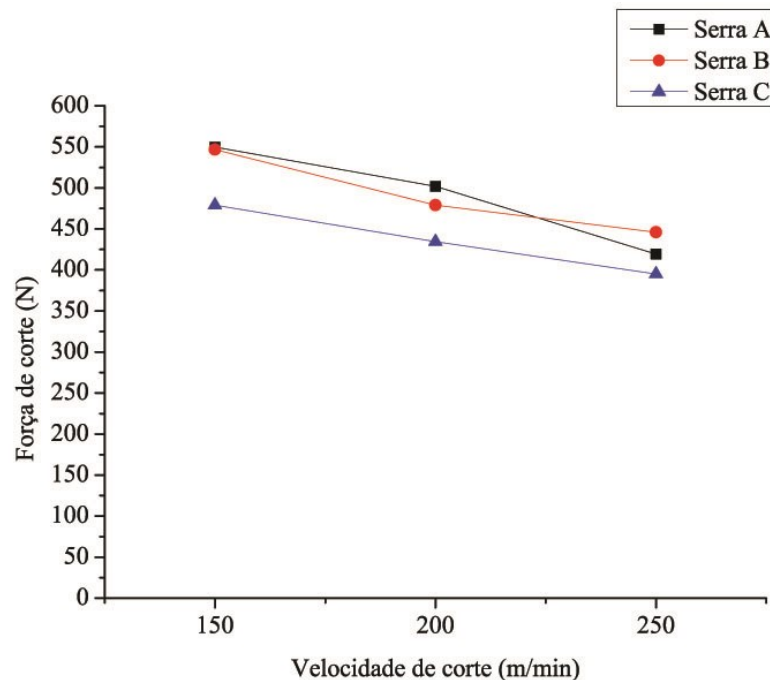


Figura 5.2: Efeito da velocidade de corte sobre a força de corte

A Figura 5.3 representa o efeito do avanço sobre a força de corte. Observa-se com a elevação do avanço acarretou o aumento da força de corte. Este comportamento é devido à elevação do volume de material removido. Novamente nota-se que as curvas das serras A e B estão bem próximas e acima da curva da serra C.

Selvaraj et al. (2014) atribuíram o aumento da força de corte em função da elevação do avanço ao aumento da quantidade de material em contato com a ferramenta, isto implica no aumento do trabalho da ferramenta.

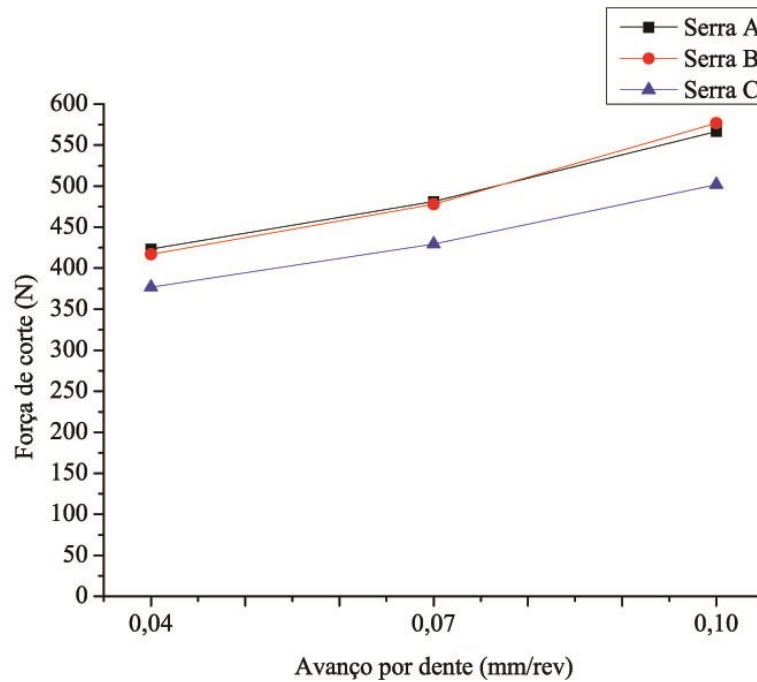


Figura 5.3: Efeito do avanço sobre a força de corte

A Figura 5.4 apresenta o gráfico dos valores médios da força de corte para um intervalo de confiança de 95%. Embora os gráficos de efeito da força de corte para as serras A (insertos sem revestimento) e B (insertos revestidos por PVD) apresentem valores próximos e superiores aos da serra C (insertos revestidos por MT-CVD), não é possível afirmar que os valores médios das três serras são estatisticamente distintos porque os intervalos de confiança se sobrepõem. Este comportamento pode ser explicado pelo fato das três serras possuírem insertos com a mesma geometria (sulco alternado).

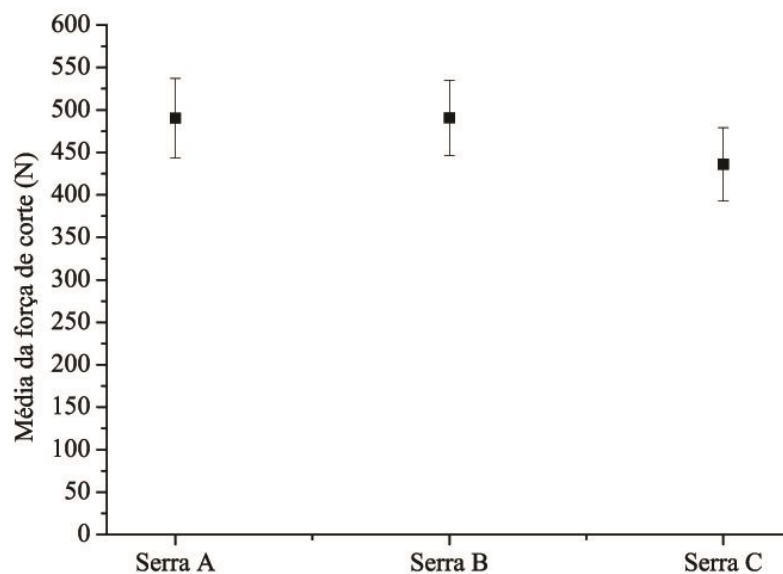


Figura 5.4: Comparação entre os valores médios força de corte (intervalo de confiança de 95%)

## 5.2 Temperatura de Serramento

A análise de resíduos realizada para os dados da temperatura de serramento é mostrada na Figura 5.5. Observa-se que os gráficos de resíduos de todas as serras seguiram o mesmo comportamento: os resíduos do gráfico da probabilidade normal estão próximos à uma reta, entretanto, o histograma indica que os dados de temperatura de serramento não seguem a uma distribuição normal. O gráfico de resíduos *versus* valor ajustado indica que os resíduos não seguiram uma tendência de acordo com o valor ajustado e o gráfico resíduos *versus* tempo mostra que os resíduos são independentes no tempo.

A análise de variância com nível de significância de 5% foi realizada com o objetivo de se verificar a influência dos parâmetros de corte e sua interação sobre a temperatura de serramento para as três serras. A Tabela 5.2 mostra os p-valores para temperatura de serramento das três serras. Para a serra A, nenhum parâmetro de corte influencia de maneira significativa o valor da temperatura. Nota-se que para a serra B o avanço por dente influencia o valor da temperatura de serramento e para a serra C a velocidade de corte influencia de maneira significativa o valor da temperatura. Por fim, a temperatura de serramento não sofre influência da interação dos parâmetros nas três serras.



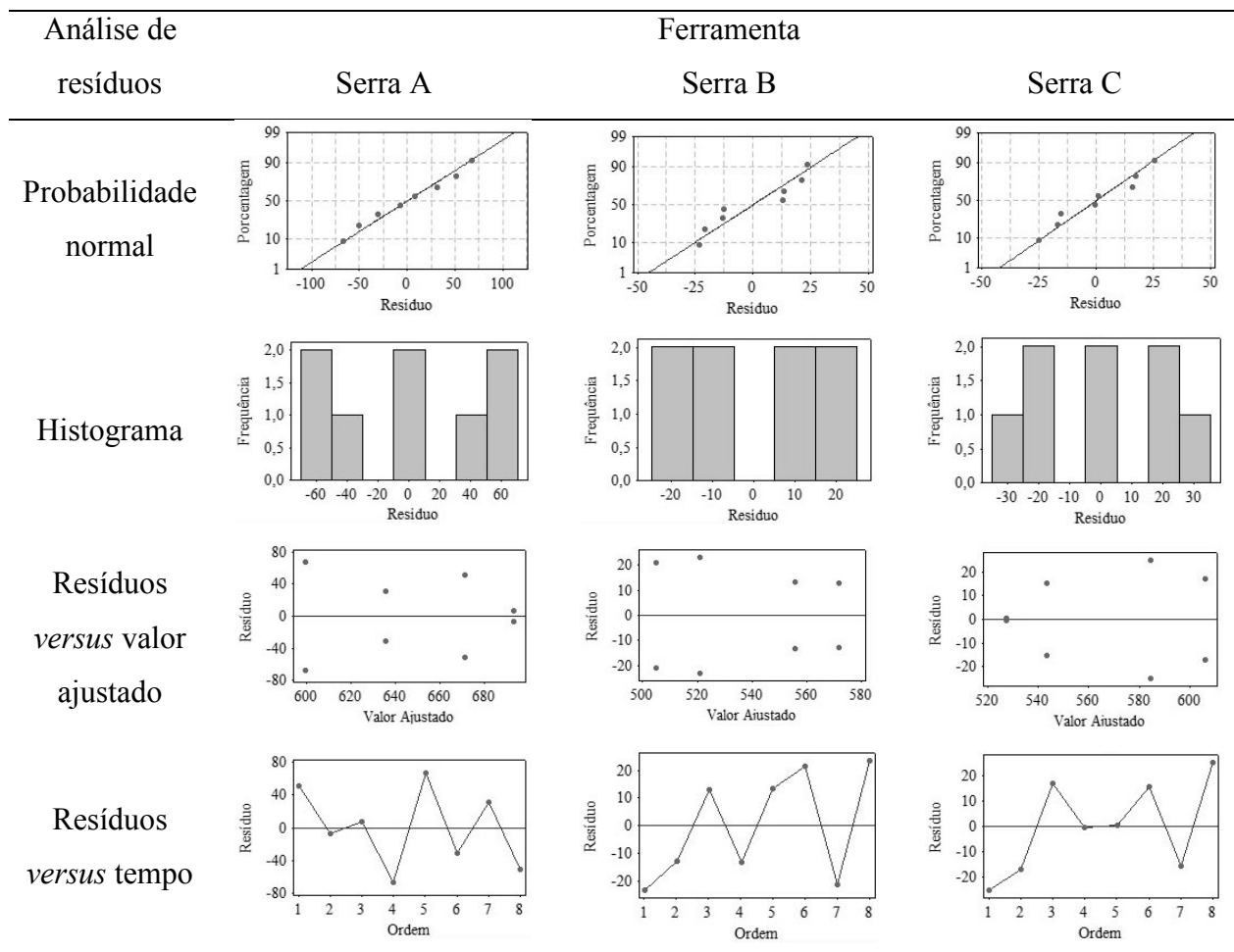


Figura 5.5: Análise de resíduos para os dados da temperatura de serramento

Tabela 5.2: P-valores da temperatura para as três serras

Serra	$v_c$	$f_z$	$v_c * f_z$
A	0,225	0,885	0,559
B	0,430	<b>0,050</b>	0,990
C	<b>0,025</b>	0,877	0,330

A Figura 5.6 mostra a influência da velocidade de corte sobre a temperatura de serramento para as três serras. Mesmo com a velocidade de corte influenciando de maneira significativa apenas a temperatura da serra C é interessante analisar a tendência de comportamento para as outras serras.

Segundo Machado et al. (2011), a quantidade de calor gerada na usinagem aumenta diretamente com a velocidade de corte e com o principal componente da força de usinagem. Considerando-se o mesmo par ferramenta e peça, a temperatura cresce na mesma proporção.

De acordo com Korkut et al. (2007) e Ueda et al. (1999), a velocidade de corte é o principal parâmetro de corte que afeta a temperatura.

A serra com insertos sem revestimento apresentou maior temperatura de serramento, seguida das serras com insertos revestidos por MT-CVD e PVD. Quando se fabrica uma serra circular destinada ao corte de aços, após a operação de afiação (onde se agrega a geometria aos insertos) ocorre o escovamento da aresta de corte dos insertos com o objetivo de arredondar as quinas vivas, aumentando assim a vida da ferramenta. Entretanto, este escovamento cria irregularidades na aresta de corte que provocam o aumento do atrito entre ferramenta e peça que por consequência aumenta a quantidade de calor gerado durante o corte, elevando a temperatura. As camadas de revestimento contribuem para atenuar as irregularidades existentes na aresta de corte, diminuindo assim o atrito entre ferramenta e peça durante o serramento. Revestimentos têm menor coeficiente de atrito que o substrato.

Tanto a serra com insertos sem revestimento quanto a serra com insertos revestidos por MT-CVD sofreram tratamentos durante a sua fabricação que agregaram irregularidades em sua aresta de corte (escovamento e jateamento, respectivamente). Entretanto, o escovamento tem o objetivo de quebrar as quinas do substrato de metal duro (dureza do substrato de metal duro, 1257 HV) e o jateamento destina-se a remover a camada de TiN (conforme Klocke, 2011, a dureza do TiN é 2300 HV) da aresta de corte, ou seja, pelo fato do metal duro ter menor dureza do que a camada TiN, o escovamento se tornou mais agressivo à superfície tratada do que o jateamento. Com isto, a aresta de corte dos insertos da serra A é mais irregular se comparado com a aresta de corte dos insertos da serra C. Quanto maior a irregularidade da aresta de corte, maior o atrito durante o corte, gerando mais calor e provocando a elevação da temperatura.

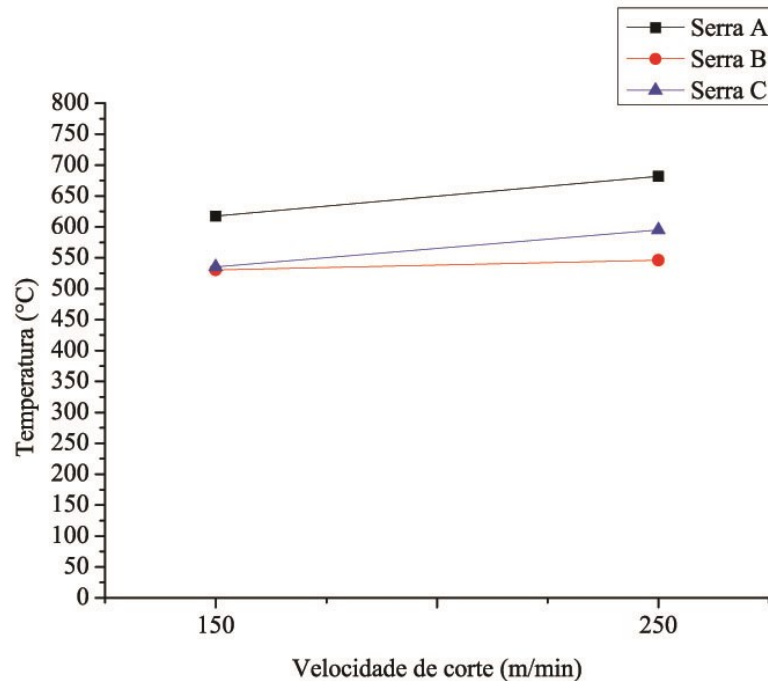


Figura 5.6: Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura de serramento

O efeito do avanço sobre a temperatura é apresentado na Figura 5.7. Esta grandeza influenciou de maneira significativa apenas a temperatura da serra B, porém a título de se verificar a tendência de comportamento serão apresentadas as curvas referentes às três serras. Nota-se que o aumento do avanço acarreta a elevação da temperatura para a serra B (insertos revestidos por PVD). Entretanto, a temperatura manteve-se constante para as serras A e C com a elevação do avanço. Apesar do avanço não ser o parâmetro principal a afetar a temperatura, quando ocorre sua elevação, aumenta-se a quantidade de material a ser removido o que indiretamente gera mais calor. Machado et al. (2011) afirmam que a temperatura também é influenciada pela elevação do componente principal de força de corte e este é diretamente influenciado pelo avanço. No item anterior foi verificado que a elevação do avanço provocou a elevação da força de corte.

Com o menor avanço obteve-se a maior temperatura de serramento para a serra A (sem revestimento), seguida da serra C (insertos revestidos por MT-CVD) e serra B (com insertos revestidos por PVD), conforme mostra a Figura 5.6. Com o maior avanço a maior temperatura continua sendo da serra A. As temperaturas de serramento das serras B e C têm o mesmo valor porque a câmera infravermelha não detectou o aumento de temperatura devido ao aumento da espessura de corte ocorrido com a elevação do avanço. Novamente, a serra com insertos sem revestimento possui maiores irregularidades na aresta de corte devido ao processo de fabricação dos insertos do que as serras com revestimento. Estas irregularidades

contribuem para o aumento na geração de calor resultando no aumento da temperatura. A diferença do coeficiente de atrito entre PVD e MT-CVD é significativa apenas quando se tem baixo avanço, com isto, a temperatura de corte da serra B foi menor do que a C nesta situação e ao se elevar o avanço a temperatura entre as serras B e C se igualou.

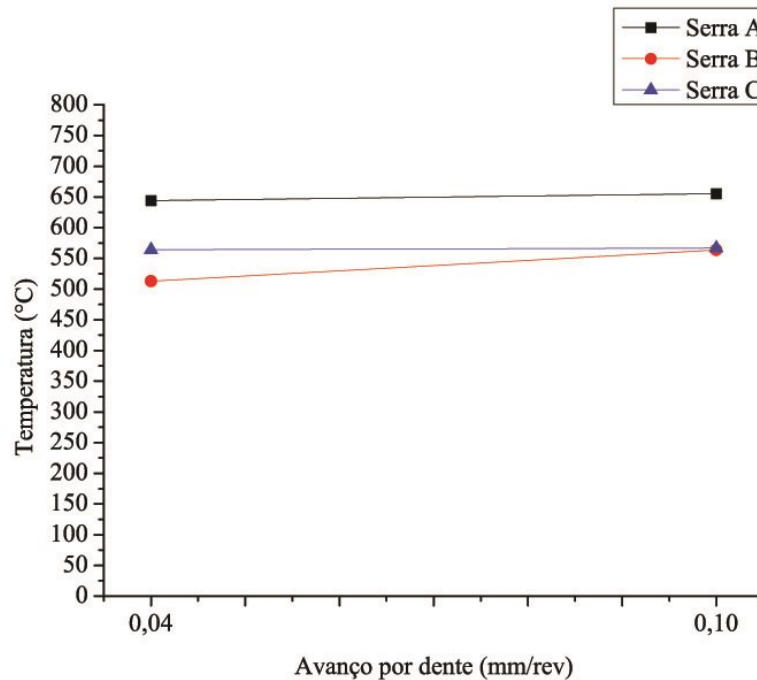


Figura 5.7: Efeito do avanço sobre a temperatura de serramento

A Figura 5.8 apresenta os valores médios de temperatura para um intervalo de confiança de 95%. Como o intervalo de confiança das serras B e C se sobrepõem, pode-se dizer que não há diferenças estatisticamente significativas entre o valor médio da temperatura entre estas serras. Porém o intervalo de confiança da serra A não se sobrepõe ao das serras B e C, logo, aquela possui diferença estatisticamente significativas em relação às demais. Com isto, nota-se que a temperatura foi consideravelmente mais baixa empregando as serras que possuem insertos revestidos devido ao fato dos revestimentos depositados por PVD e MT-CVD apresentarem menores irregularidades nas arestas de corte dos insertos se comparado com a serra com insertos sem revestimento. Quanto maior as irregularidades da aresta de corte, maior o atrito entre ferramenta e peça, provocando assim o aumento da temperatura de serramento.

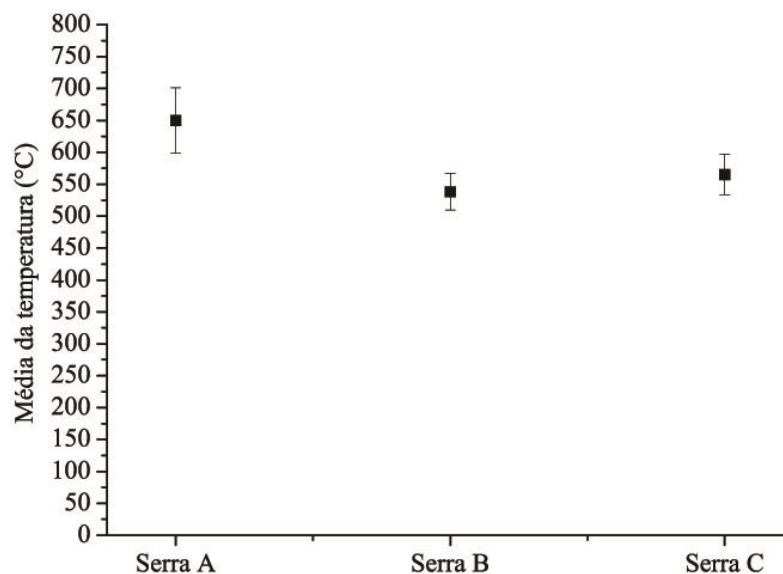


Figura 5.8: Comparação entre os valores médios de temperatura de serramento (intervalo de confiança de 95%)

### 5.3 Desgaste da Serra

Os aços inoxidáveis são caracterizados por possuírem baixa condutividade térmica e alta tendência em aderir à aresta de corte. Devido à baixa condutividade térmica, parte do calor que geralmente é carregada pelo cavaco deverá ser conduzida através da cunha de corte, contribuindo para sua deterioração precoce (MACHADO et al., 2011). Já a tendência à adesão deste material na aresta de corte é provocada pela alta ductilidade do aço inoxidável (KLOCKE, 2011).

A usinabilidade dos aços inoxidáveis pode variar conforme a estrutura cristalina, tratamento térmico e lementos de liga (TRENT & WRIGHT, 2000). No caso específico do aço inoxidável supermartensítico é conveniente ressaltar a baixa concentração de carbono (0,016%), a alta concentração de cromo (11,913%) e a existência de titânio (0,1477%). A baixa concentração de carbono influencia a tendência de formação de rebarbas e a possibilidade de formação de aresta postiça de corte (KLOCKE, 2011). Já a alta concentração de cromo afeta o desgaste por abrasão (SHAW, 2005). Por fim, a presença de titânio contribui para o aumento do desgaste por abrasão e formação de APC (MACHADO et al., 2011).

Uma forma de dano normalmente observado nas serras circulares comerciais é o desalinhamento do disco após a sua utilização. Durante concepção do projeto da ferramenta para a realização dos testes deste experimento foram consideradas as larguras do inserto (7,50 mm) e do disco (6,0 mm) semelhantes às serras utilizadas comercialmente para corte do aço

inoxidável supermartensítico. Entretanto, as serras comerciais possuem 1120 mm de diâmetro externo e as serras utilizadas neste experimento possuem 105 mm, ou seja, as serras projetadas são quase onze vezes menores do que as comerciais. Com isto, após a realização dos ensaios não ocorreu alteração no alinhamento do disco de nenhuma das serras.

O desgaste dos insertos também deve ser avaliado quando se trata de serras circulares. Durante a realização dos ensaios, a cada três cortes foram verificadas as arestas de corte de todos os insertos da ferramenta. Na ocorrência de grande quantidade de material aderido na aresta ou no sulco, ou ainda de lascamento, os quatro insertos da ferramenta eram substituídos. Este procedimento foi adotado porque os insertos de serras circulares para corte de metais possuem geometria na qual o primeiro inserto auxilia na remoção de material a ser retirado pelo inserto subsequente e assim sucessivamente até o fim do corte. Portanto, quando se substitui apenas o inserto desgastado, a tendência de lascamento do inserto substituído é maior devido ao desbalanceamento dos esforços de corte na aresta de corte. Em casos mais extremos pode ocorrer a quebra do alojamento onde o inserto é fixo, o que pode comprometer a integridade física do operador.

Mesmo com a variação dos parâmetros de corte e com a diferença entre o volume de material removido por cada conjunto de insertos de cada serra circular, a análise da aresta de corte se torna interessante para verificar a tendência de evolução do desgaste para cada ferramenta. A Figura 5.9 apresenta o volume removido pelo jogo de insertos de cada serra e fotografias de insertos novos e desgastados.

Para os testes com a serra A (sem revestimento) foi necessária a utilização de três conjuntos de insertos para a consecução dos dezoito ensaios de corte, pois esta apresentou alta incidência de material aderido no sulco da aresta de corte. Esta situação é prejudicial ao processo de corte, pois há a alteração desta geometria da cunha de corte dos insertos. Com isto, os insertos passam a trabalhar sob maiores esforços de corte, o que contribui para o desgaste acelerado destes. Já durante os ensaios com a serra B (insertos revestidos por PVD) foi necessária a utilização de dois conjuntos de insertos. Sua substituição se deu pela elevada quantidade de material aderido na aresta de corte. O material aderido na aresta de corte também altera a geometria da cunha de corte dos insertos que passa a aumentar a potência requerida para realização dos cortes. Por fim a serra C (insertos revestidos por MT-CVD) foi capaz de realizar todos os dezoito ensaios.

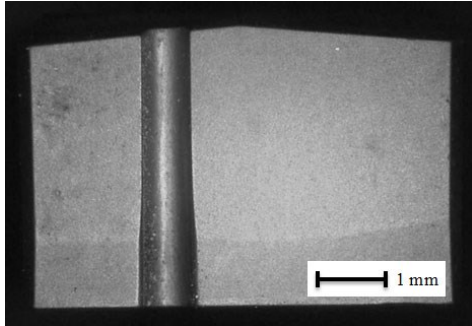
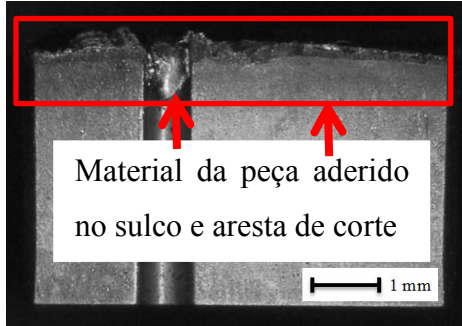
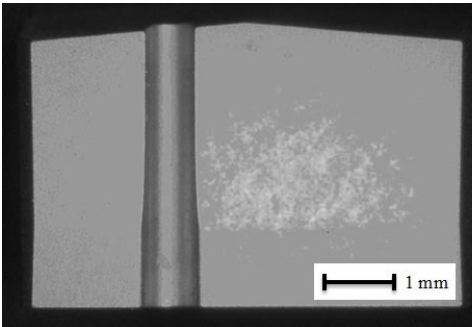
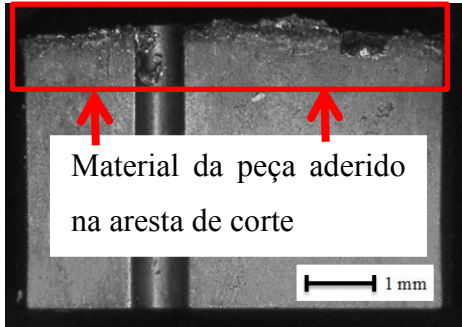
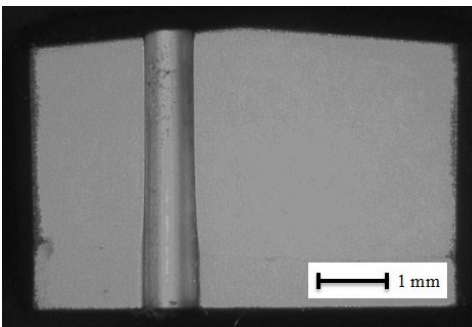
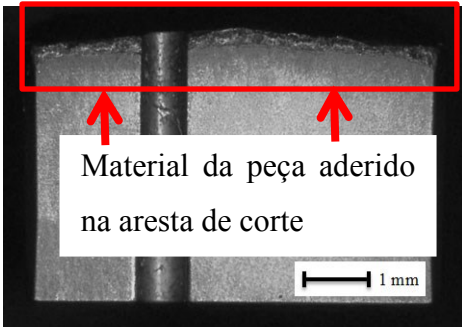
	Volume		
Serra	removido (mm <sup>3</sup> )	Inserto novo	Inserto após ensaios
A	3825000		 Material da peça aderido no sulco e aresta de corte
B	5737500		 Material da peça aderido na aresta de corte
C	11475000		 Material da peça aderido na aresta de corte

Figura 5.9: Superfície de folga dos insertos antes e depois dos ensaios

A Figura 5.10 apresenta o detalhe da aresta de corte visualizada a partir da superfície de folga dos insertos novos e após a realização dos ensaios. Observa-se para as três serras a presença de material aderido na superfície de folga próximo à aresta de corte, sendo que a serra C (insertos revestidos por MT-CVD), mesmo após a realização de maior quantidade de cortes em comparação com as demais, apresenta menor quantidade de material aderido. Os quadrados que aparecem na aresta de corte das imagens indica a região onde foi realizada a análise do EDS.

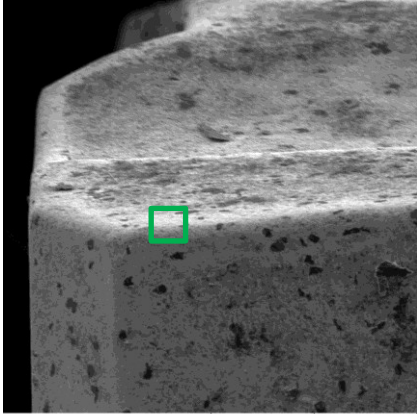
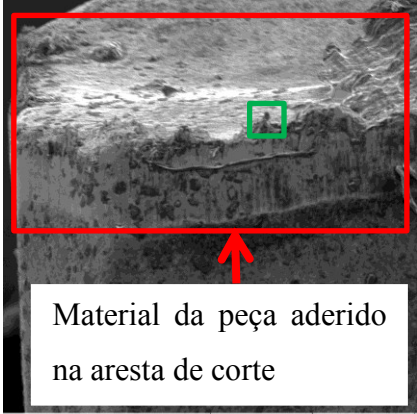
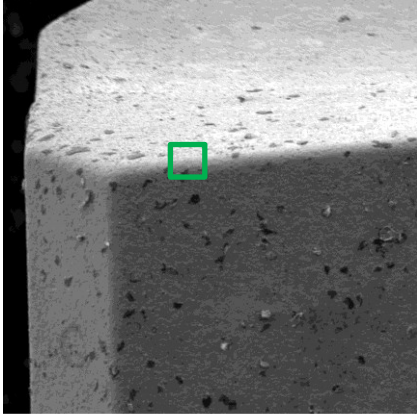
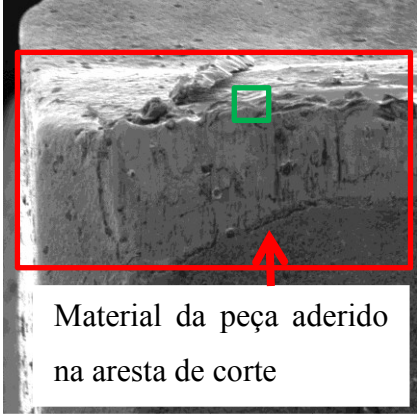
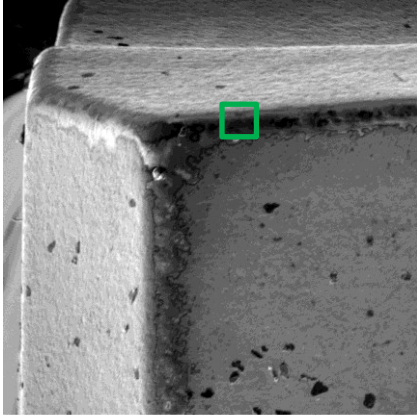

	Volume Serra removido (mm <sup>3</sup> )	Inserto novo	Inserto após ensaios
A	3825000		
B	5737500		
C	11475000		

Figura 5.10: Detalhe das arestas de corte visualizadas a partir da superfície de folga dos insertos novos e após a realização dos ensaios

Segundo Machado et al. (2011), a adesão ocorre quando duas superfícies metálicas são colocadas em contato sob carga moderada, baixas temperaturas e baixas velocidades de corte,

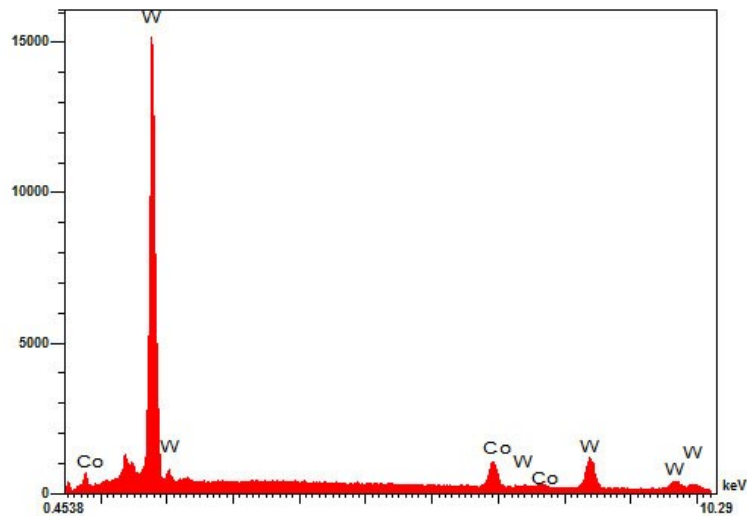


formando assim um extrato metálico entre elas. De acordo com Trent & Wright (2000), o desgaste por adesão pode ocorrer de forma mais acelerada quando a operação corte interrompido ou por vibrações geradas pela baixa rigidez da máquina-ferramenta ou mesmo durante o trabalho de peças que possuam a superfície muito desigual. Entretanto, a detecção desta forma de desgaste se dá apenas por meio da análise metalográfica do inserto após operação. A adesão de metal frequentemente esconde completamente a superfície desgastada e, sob estas condições, as medições visuais de desgaste na ferramenta podem ser enganadoras.

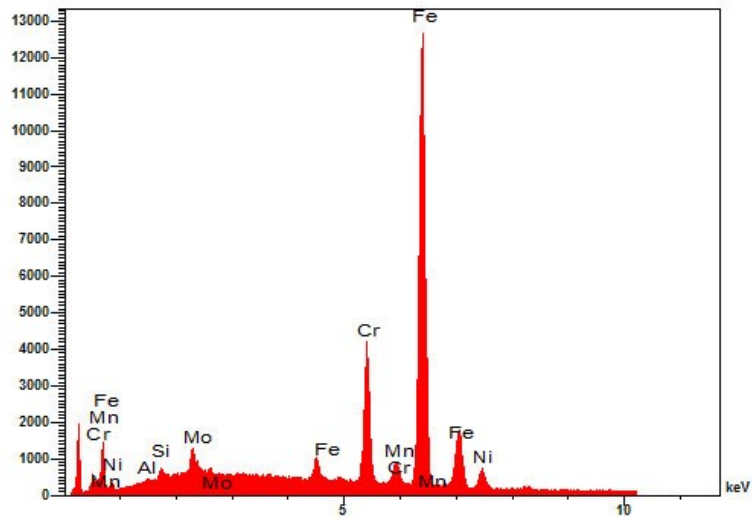
A forma de desgaste associada à superfície de folga é o desgaste de flanco. Segundo Machado et al. (2011), este desgaste é causado pelo contato entre a superfície de folga e a peça. Esta situação não é desejável porque deteriora o acabamento da peça. Outro transtorno se dá pelo fato de modificar totalmente a forma da aresta de corte original. Sawar et al. (2010) afirmam que o desgaste de flanco é o desgaste característico quando se trata de serras circulares.

A análise química da aresta de corte do inserto sem revestimento novo (Figura 5.11a) não surpreende e mostra que os principais elementos que compõe o metal duro utilizado neste trabalho são o tungstênio (W), que forma o carboneto de tungstênio que agrega dureza e resistência ao desgaste ao inserto, e o cobalto (Co), cuja função é aglutinar os carbonetos. A Figura 5.11(b) apresenta a análise química da aresta de corte do inserto sem revestimento após remoção do volume de  $3825000 \text{ mm}^3$ . Nota-se apenas a presença de elementos que contituem o aço inoxidável supermartensítico como: ferro (Fe), cromo (Cr), níquel (Ni), manganês (Mn), molibdênio (Mo), silício (Si) e alumínio (Al). Confirma-se assim que a alteração da aresta de corte mostrada na Figura 5.10 se refere à material da peça aderido na cunha de corte.

A Figura 5.12(a) mostra a análise química da aresta de corte do inserto novo revestido por PVD. Este revestimento é composto por multicamadas de TiN e (Ti,Al)N, assim verifica-se a presença dos principais elementos que compõe o revestimento, como o titânio (Ti) e alumínio (Al). Nesta análise química também se observa a presença de baixa concentração dos elementos como cromo (Cr), ferro (Fe), níquel (Ni) e silício (Si), cujos elementos sugerem a ocorrência de contaminação da amostra ou da câmara do equipamento MEV. A análise química da aresta de corte dos insertos revestidos por PVD após a remoção do volume de  $5737500 \text{ mm}^3$  (Figura 5.12b), indica alta concentração dos elementos cromo (Cr), ferro (Fe), além de níquel (Ni) e silício (Si) e molibdênio (Mo), confirmando assim a presença de aço inoxidável supermartensítico aderido à cunha de corte.

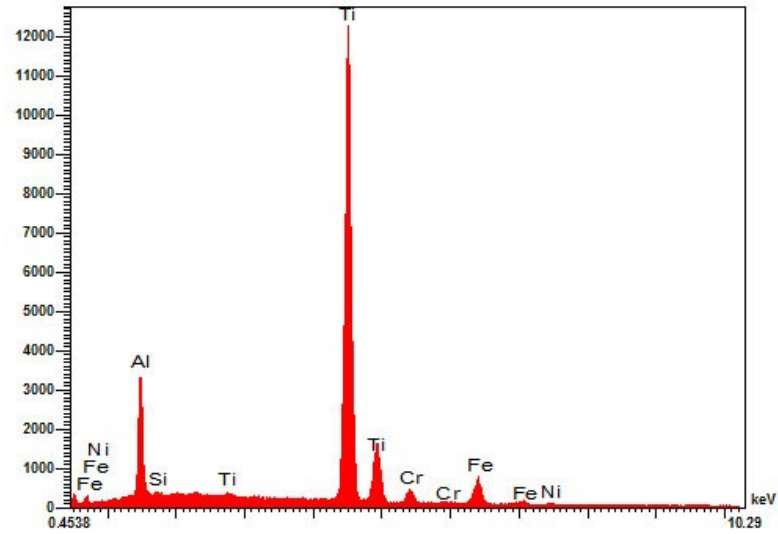


(a)

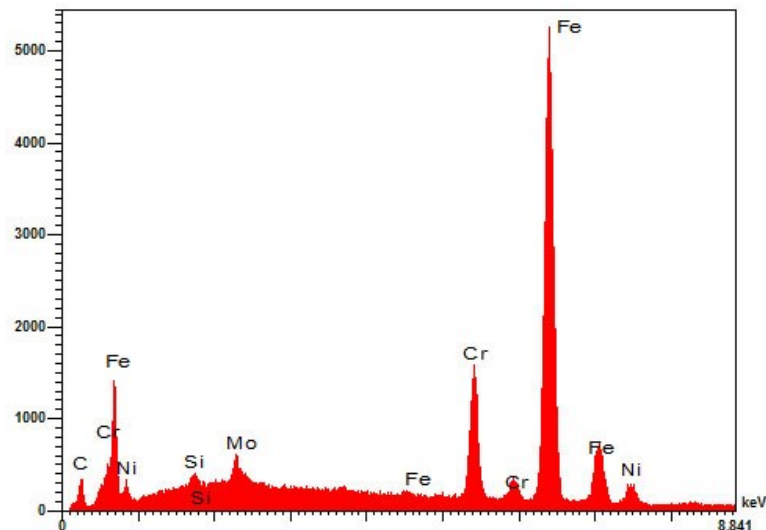


(b)

Figura 5.11: Análise química da aresta de corte do inserto sem revestimento (a) novo e (b) após remoção do volume de 3825000 mm<sup>3</sup>



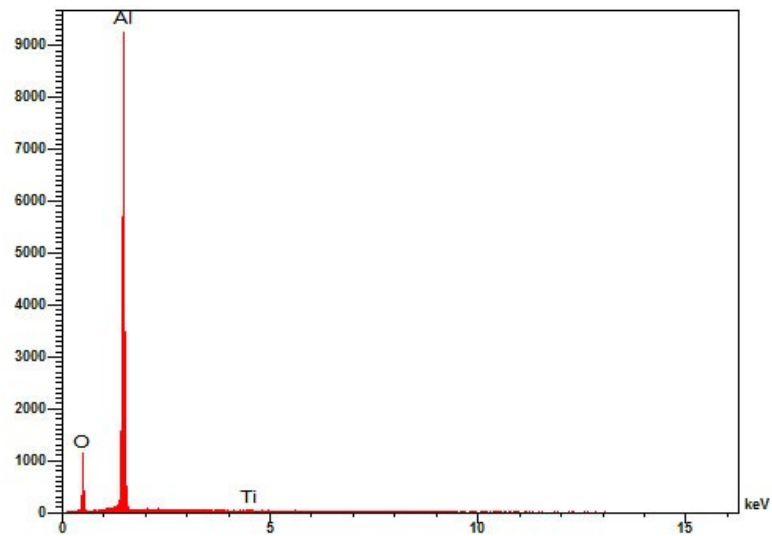
(a)



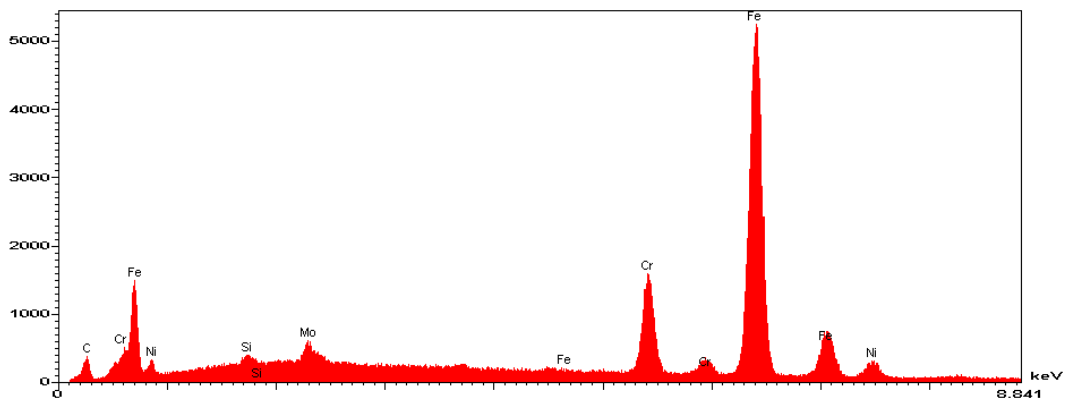
(b)

Figura 5.12: Análise química da aresta de corte do inserto revestido por PVD (a) novo e (b) após remoção do volume de 5737500 mm<sup>3</sup>

A Figura 5.13(a) apresenta a análise química da aresta de corte do inserto revestido por MT-CVD, cujo revestimento é composto pelas camadas Ti(C,N), Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> e TiN. Como a aresta de corte foi jateada após a deposição do revestimento, nela está presente a camada Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, assim os principais elementos que compõe o revestimento são o oxigênio (O) e o alumínio (Al). Por fim, a Figura 5.13(b) ilustra a análise química da aresta de corte do insertos revestido por MT-CVD após a remoção do volume de 11475000 mm<sup>3</sup> onde novamente estão presentes os elementos existentes no material da peça, tais como Cr, Fe, Ni, Si e Mo, comprovando a existência do aço inoxidável supermartensítico aderido na aresta de corte.



(a)



(b)

Figura 5.13: Análise química da aresta de corte do inserto revestido por MT-CVD (a) novo e (b) após remoção do volume de  $11475000 \text{ mm}^3$

#### 5.4 Integridade Superficial

Este item abordará a análise da fenda gerada e das paredes laterais obtidas após à realização dos testes de serramento. Serão verificados: largura da fenda de corte, rugosidade da parede serrada, altura da rebarba, microestrutura e microdureza da seção transversal da parede serrada.

### 5.4.1 Largura da Fenda de Corte

A Figura 5.14 apresenta os gráficos da análise de resíduos realizada para a largura da fenda. Observa-se que os gráficos de resíduos de todas as serras seguiram o mesmo comportamento onde: os resíduos do gráfico da probabilidade normal estão próximos à reta. Já o gráfico de resíduos *versus* valor ajustado indica que os resíduos não seguiram uma tendência de acordo com o valor ajustado. Por fim, o gráfico resíduos *versus* tempo verificou que os resíduos são independentes no tempo. Entretanto, o histograma da serra B indica que os dados da largura da fenda seguem a distribuição normal, porém os dados das serra A e C não seguiram este comportamento.

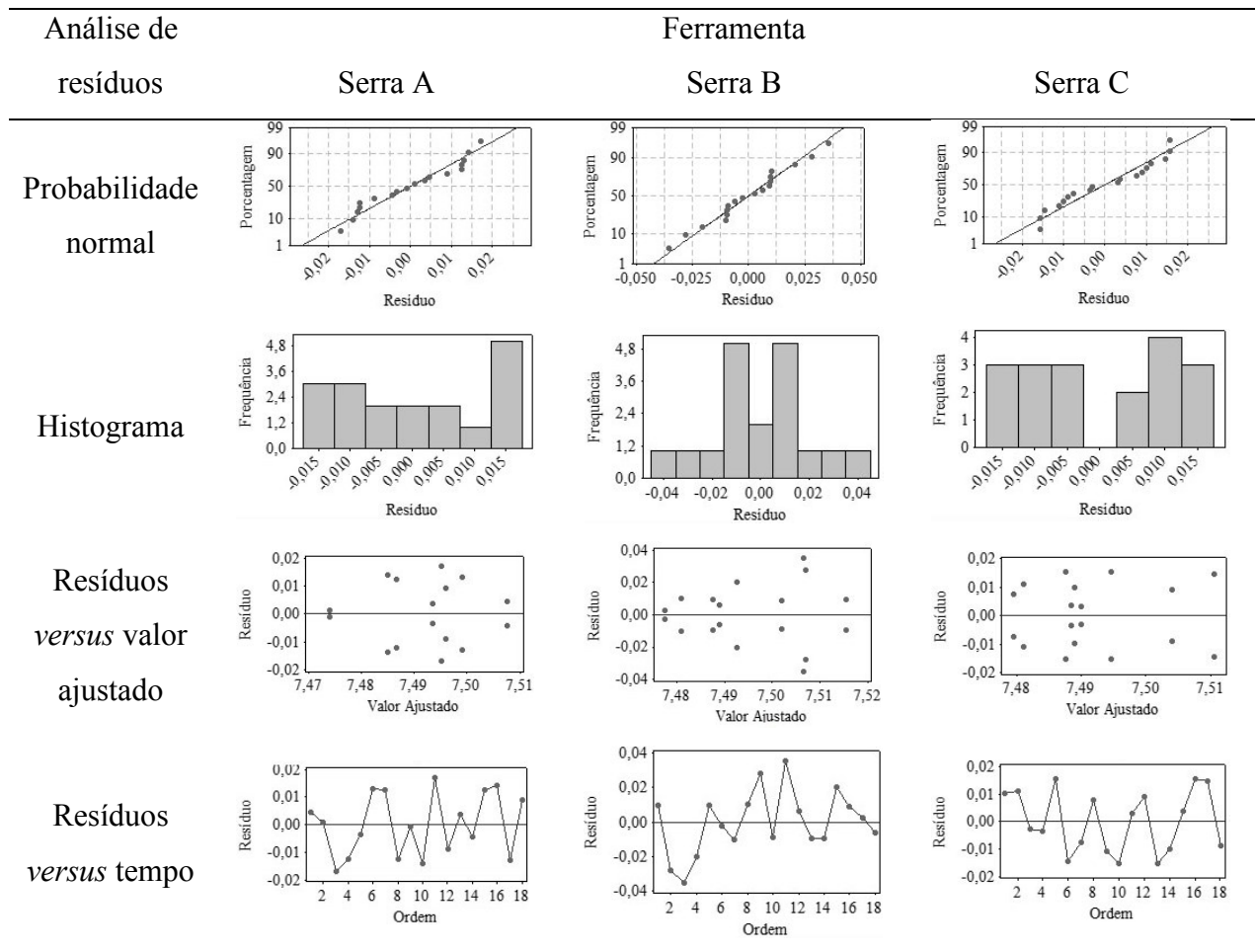


Figura 5.14: Análise de resíduos para os dados da largura da fenda

A análise de variância foi realizada com nível de significância de 5% para se verificar a influência dos parâmetros de corte e sua interação sobre a largura das fendas geradas pelas

três serras. A Tabela 5.3 apresenta os p-valores para a largura da fenda para as serras A, B e C.

Tabela 5.3: P-valores da largura da fenda para as três serras

Serra	$v_c$	$f_z$	$v_c * f_z$
A	0,231	0,508	0,856
B	0,547	0,491	0,840
C	0,672	0,672	0,341

Nota-se que nenhum valor dos parâmetros de corte nem a interação destes influenciaram de maneira significativa no valor da largura da fenda produzida por nenhuma das três serras. Uma hipótese para este fato é a estabilidade do disco da serra, pois quando foi realizado o projeto da ferramenta para a realização dos testes deste experimento foram consideradas as larguras do inserto (7,50 mm) e do disco (6,0 mm) semelhantes às serras utilizadas comercialmente para a finalidade do corte do aço inoxidável supermartensítico. Entretanto, as serras comerciais possuem 1120 mm de diâmetro externo e as serras utilizadas neste experimento possuem 105 mm. Com isto, não houve desalinhamento do disco durante a execução dos ensaios. Conforme descrito no item 5.3, foi insignificante a influência das vibrações provenientes do disco sobre a largura da fenda.

A Figura 5.15 apresenta o gráfico do valor médio da largura da fenda para um intervalo de confiança de 95%. Como os intervalos de confiança das três serras se sobrepõem, pode-se dizer que não há diferenças estatisticamente significativas entre o valor médio da largura da fenda entre as três serras A, B e C. Este fato pode ser atribuído à geometria do dente e da largura do inserto das três serras ter sido a mesma (sulco alternado).

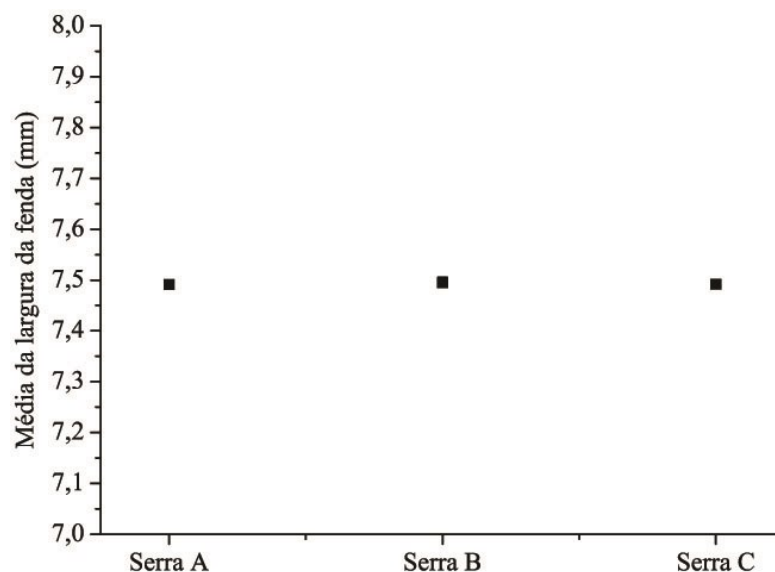


Figura 5.15: Comparação entre os valores médios da largura da fenda (intervalo de confiança de 95%)

#### 5.4.2 Rugosidade da Parede Serrada

Após a realização dos testes de serramento e análise da largura da fenda, os corpos de prova foram cortados para possibilitar a realização da medição dos seguintes parâmetros de rugosidade: desvio aritmético médio ( $R_a$ ), desvio médio quadrático ( $R_q$ ), altura total do perfil ( $R_t$ ) e altura máxima do perfil ( $R_z$ ). Estas medições foram realizadas na parede da fenda, pois considerando uma situação real de serramento esta é a superfície em usinagem secundária. Entretanto, como todos os parâmetros apresentaram a mesma tendência de comportamento, para esta análise foram selecionados apenas os dados referentes ao parâmetro  $R_q$ .

A análise de resíduos de  $R_q$  mostrada na Figura 5.16. Observa-se que os gráficos de resíduos de todas as serras seguiram o mesmo comportamento, isto é: os resíduos do gráfico da probabilidade normal estão próximos à reta, entretanto, o histograma indica que os dados de  $R_q$  das serras A e B estão mais próximos à distribuição normal se comparados com os dados da serra C; o gráfico de resíduos *versus* valor ajustado indica que os resíduos não seguiram uma tendência e o gráfico resíduos *versus* tempo sugere que os resíduos são independentes no tempo.

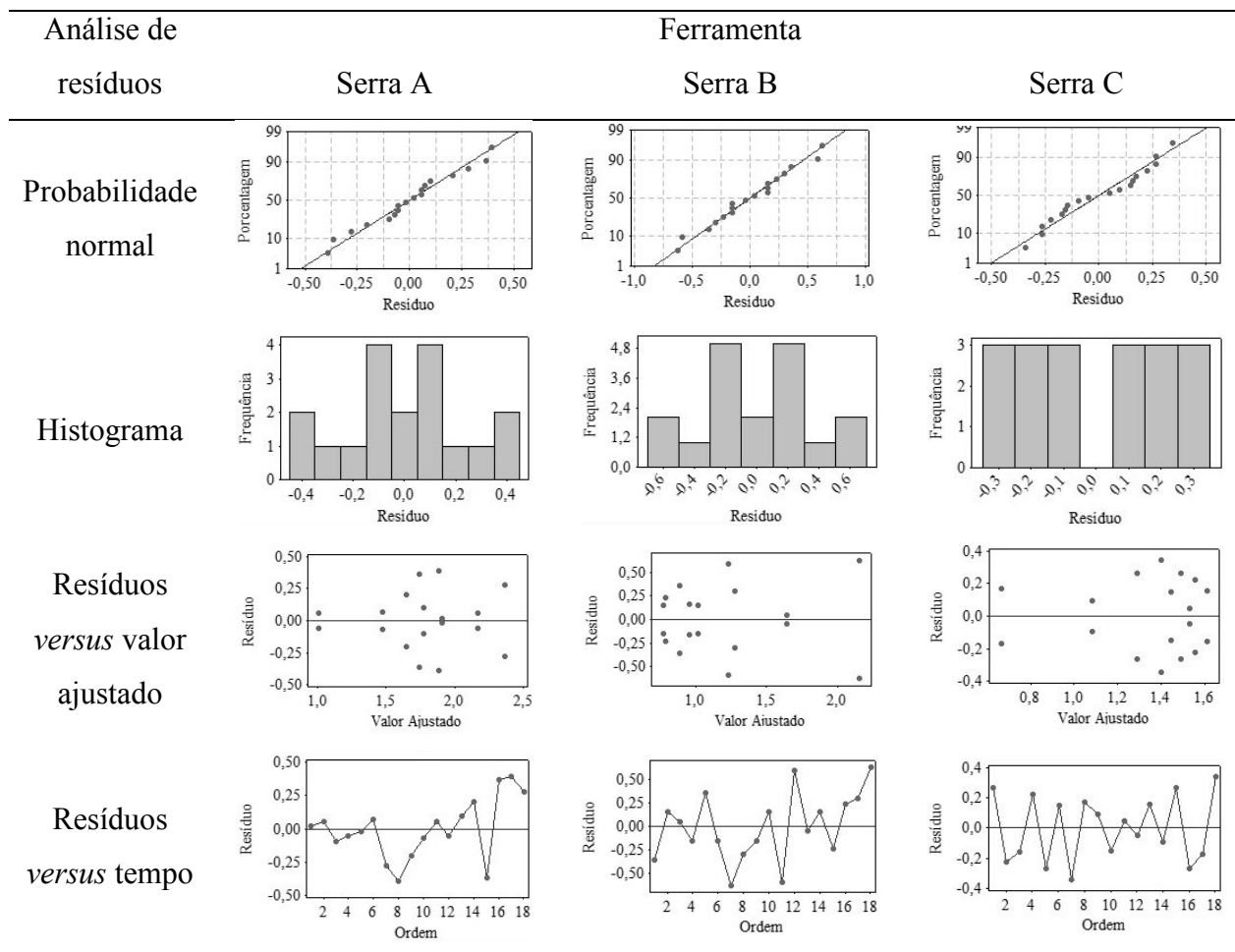


Figura 5.16: Análise de resíduos para os dados da rugosidade  $R_q$

A análise de variância com nível de significância de 5% foi realizada com o objetivo de se verificar a influência dos parâmetros de corte e sua interação sobre a o parâmetro rugosidade  $R_q$ . A Tabela 5.4 mostra os p-valores para a rugosidade gerada pelas serras A, B e C. Observa-se que o avanço influencia significativamente o valor de  $R_q$  apenas para a serra B. Tanto a velocidade de corte quanto a interação entre os parâmetros não influenciam de maneira significativa a rugosidade gerada por nenhuma das três ferramentas. Com isto, serão analisados apenas o efeito do avanço sobre as três serras com o objetivo de verificar a tendência de comportamento.

Tabela 5.4: P-valores da rugosidade  $R_q$  para as três serras

Serra	$v_c$	$f_z$	$v_c * f_z$
A	0,053	0,085	0,100
B	0,551	<b>0,040</b>	0,579
C	0,271	0,268	0,114



A Figura 5.17 ilustra o efeito do avanço sobre o parâmetro  $R_q$ . Para a serra A observa-se o valor da rugosidade tende a se elevar que com o aumento do avanço. Quando se trata do aumento do avanço, o valor da rugosidade também aumenta o que pode ser explicado pelo aumento da distância entre picos e vales em proporção quadrática ao avanço (MACHADO et al., 2011). Já para a serra B, verifica-se uma oscilação na rugosidade com o aumento da velocidade de corte. Por fim, o aumento do avanço resulta na diminuição da rugosidade para a serra C, como foi visto que o aumento do avanço não influenciou para o aumento da temperatura (Figura 5.7) então esta elevação do avanço contribuiu para com a elevação da estabilidade do disco da serra o que provavelmente contribuiu para a redução da rugosidade.

Nota-se que a curva da serra C encontra-se abaixo das curvas das serras A e B, cuja provável explicação é a afinidade química existente entre a aresta de corte dos insertos das serras A (sem revestimento) e B (insertos revestidos por PVD) e o aço inoxidável supermartensítico. Nos três materiais há titânio em suas composições químicas.

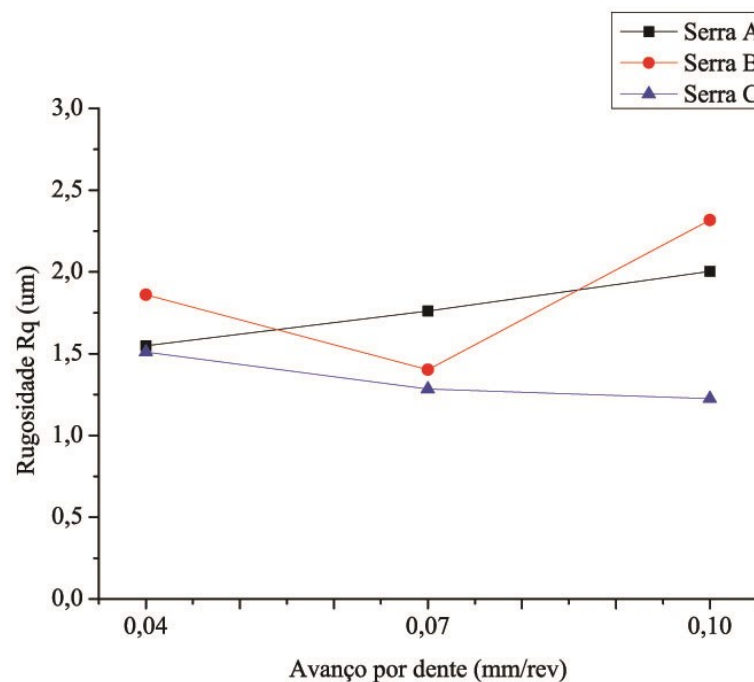


Figura 5.17: Efeito do avanço sobre o parâmetro de rugosidade  $R_q$

A Figura 5.18 ilustra o gráfico do valor médio da rugosidade  $R_q$  para um intervalo de confiança de 95%. Como o intervalo de confiança das serras com insertos A e B se sobrepõem, pode-se dizer que não há diferenças estatisticamente significativas entre o valor médio de  $R_q$ . O mesmo ocorre entre as serras revestidas pelo método B e C. Entretanto, os intervalos de confiança das serras A e C não se sobrepõem, isto é, os valores são

estatisticamente distintos. Sendo assim, a serra C apresentou menor rugosidade em relação a serra A. Shaw (2005) atribui este fenômeno ao menor coeficiente de atrito do revestimento MT-CVD em relação ao metal duro sem revestimento, facilitando o escoamento do cavaco.

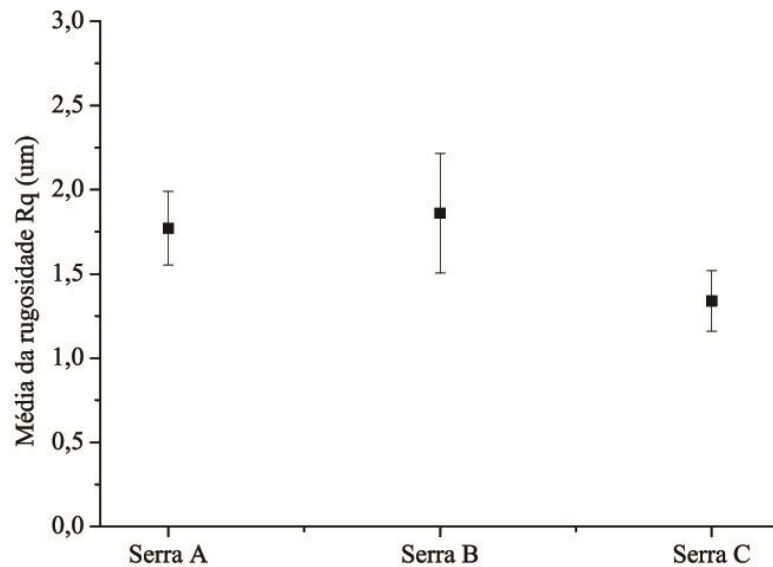


Figura 5.18: Comparação entre os valores médios do parâmetro de rugosidade  $R_q$  (intervalo de confiança de 95%)

#### 5.4.3 Altura da Rebarba

A presença de rebarba foi observada em todas as paredes serradas. Segundo Klocke (2011), aços com baixo teor de carbono, como o aço inoxidável supermartensítico (0,016%), possuem uma forte tendência de formação de rebarbas.

A Figura 5.19 apresenta a rebarba obtida no serramento circular com  $v_c = 150$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev, ou seja, quando ocorreu o maior valor de força de corte. Observa-se que a rebarba é contínua ao longo da borda da parede. Já a Figura 5.20 ilustra região onde foi mensurada a altura da rebarba.

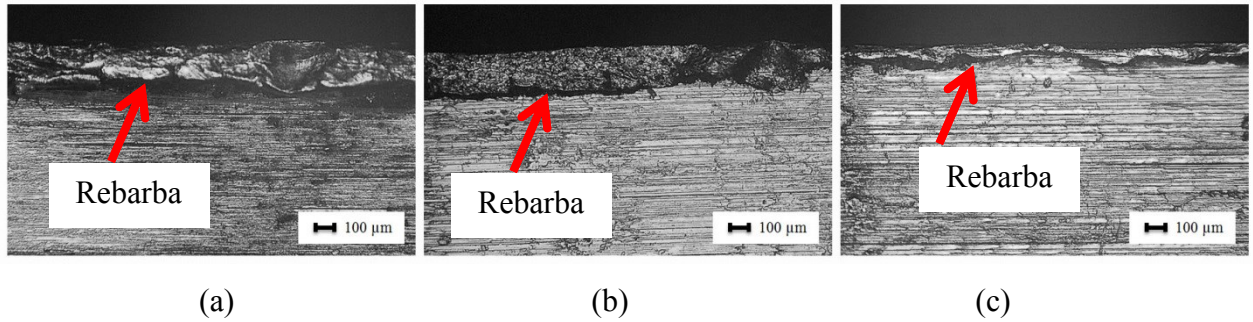


Figura 5.19: Rebarba aderida na borda da parede serrada quando os parâmetros de corte ( $v_c = 250$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev) para: (a) serra A, (b) serra B e (c) serra C

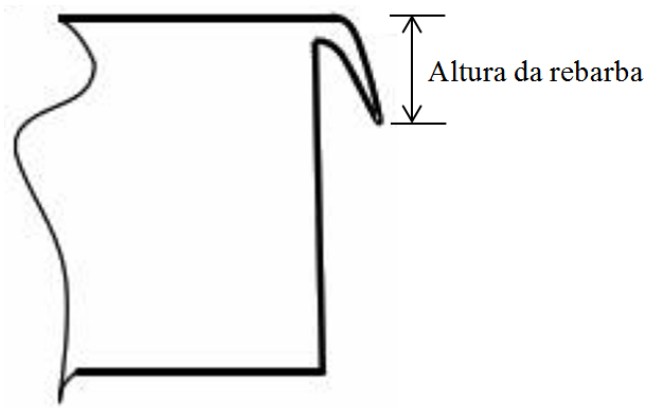


Figura 5.20: Ilustração do material serrado com a rebarba

Fonte: DAVIM (2014) – figura adaptada

A Figura 5.21 apresenta os gráficos da análise de resíduos realizada para os dados da altura da rebarba das três serras. Os resíduos do gráfico da probabilidade normal estão próximos à reta e o histograma das serras A e B mostram que seguem a distribuição normal, entretanto, este comportamento não é notado nos dados da serra C. O gráfico de resíduos *versus* valor ajustado indica que os resíduos não seguiram uma tendência de acordo com o valor ajustado. O gráfico de resíduos *versus* tempo mostra que os resíduos são independentes no tempo.

A Tabela 5.5 mostra os p-valores da altura da rebarba para as três serras. Verifica-se que pra a serra A o avanço influenciou de maneira significativa a altura da rebarba, ao passo que para as serras B e C nenhum parâmetro de corte ou sua interação influenciaram de maneira significativa a altura da rebarba. Com isto, será analisado o efeito do avanço sobre as três serras.

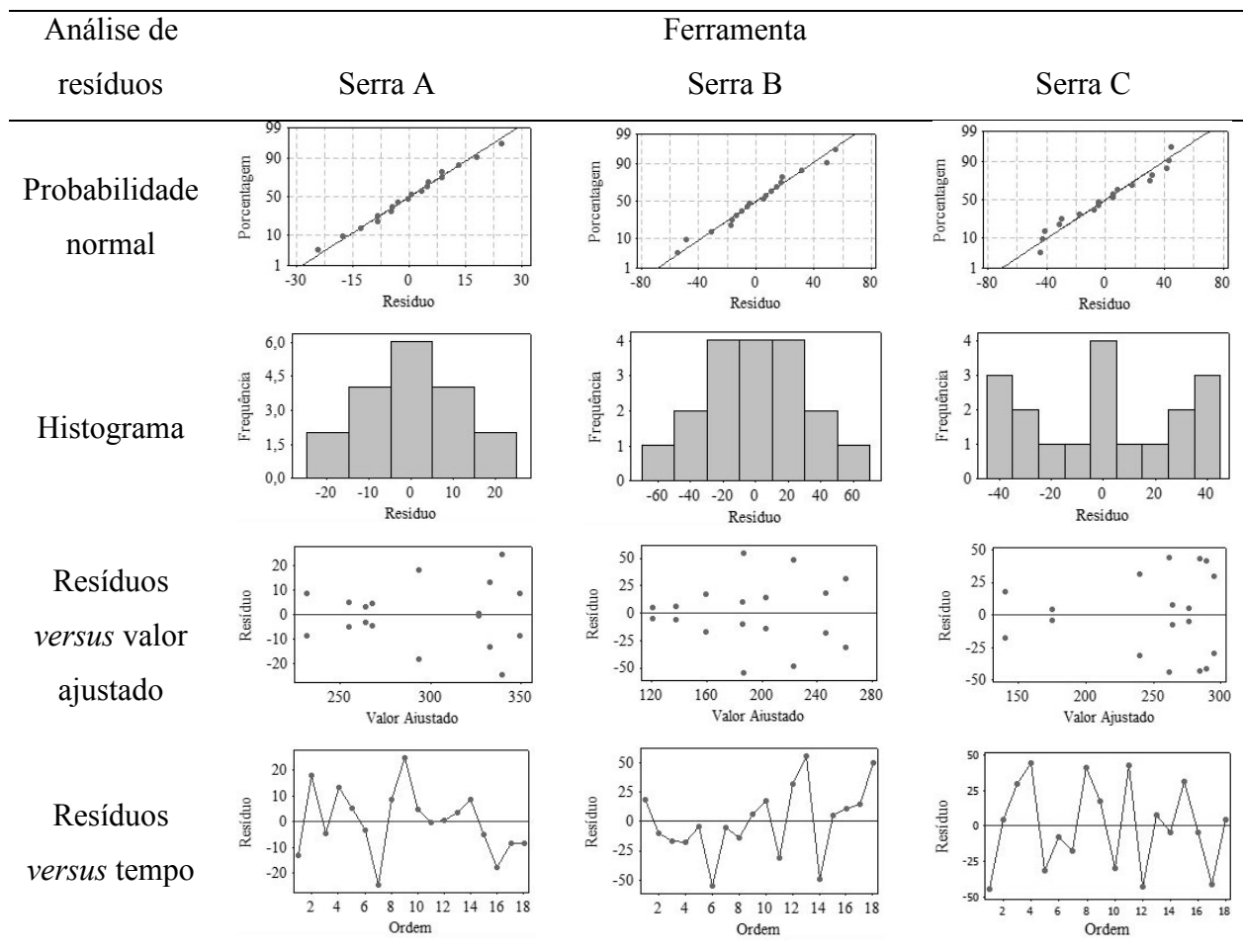


Figura 5.21: Análise de resíduos para os dados da altura da rebarba

Tabela 5.5: P-valores da altura da rebarba para as três serras

Serra	$v_c$	$f_z$	$v_c * f_z$
A	0,282	<b>0,034</b>	0,062
B	0,416	0,751	0,470
C	0,220	0,350	0,081

O efeito do avanço sobre a altura da rebarba é apresentado na Figura 5.22. Para a serra A, observa-se que com o aumento do avanço, a princípio ocorre uma redução do valor da rebarba, em seguida, ocorreu a sua elevação. Já as serras B e C apresentam a tendência de redução da altura da rebarba com o aumento do avanço.

A curva da serra A encontra-se entre as curvas das serras nos avanços de 0,04 e 0,07 mm/rev, sendo que as curvas de A e C estão mais próximas se comparado com a serra B. Com o avanço de 0,1 mm/rev, a serra A apresentou maior rebarba. Nas condições de corte

intermediárias, as serras A e C apresentaram valores próximos da altura da rebarba. Com isto, será analisado apenas o efeito do avanço para todas as serras.

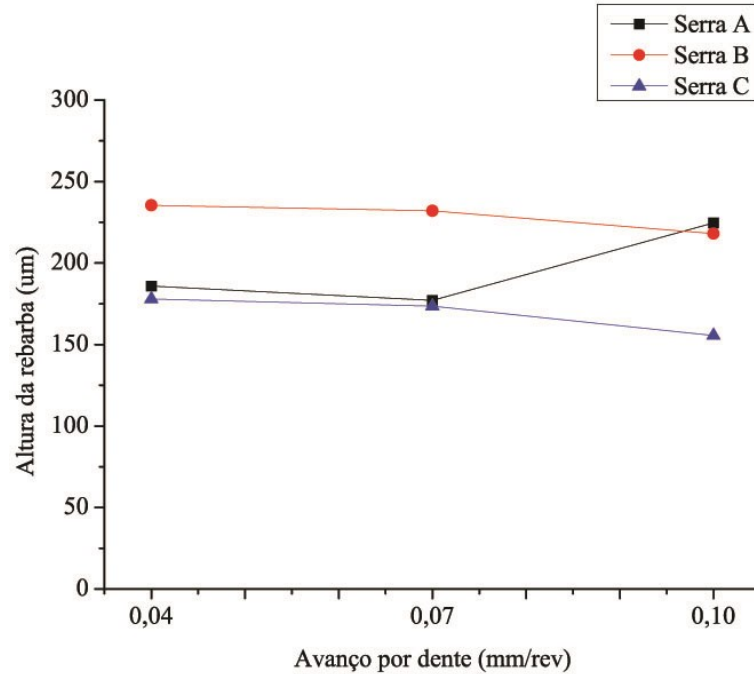


Figura 5.22: Efeito do avanço sobre a altura da rebarba

A Figura 5.23 apresenta o gráfico do valor médio da altura da rebarba para um intervalo de confiança de 95%. Como o intervalo de confiança da serra A se sobrepôs aos intervalos das demais serras, o valor médio destas não é estatisticamente distinto das outras duas. Entretanto, os intervalos de confiança das serras com insertos B e C não se sobrepõem, assim pode-se dizer que a altura da rebarba é maior para a serra B (com insertos revestidos por PVD) e menor para a serra C (com insertos revestidos por MT-CVD).

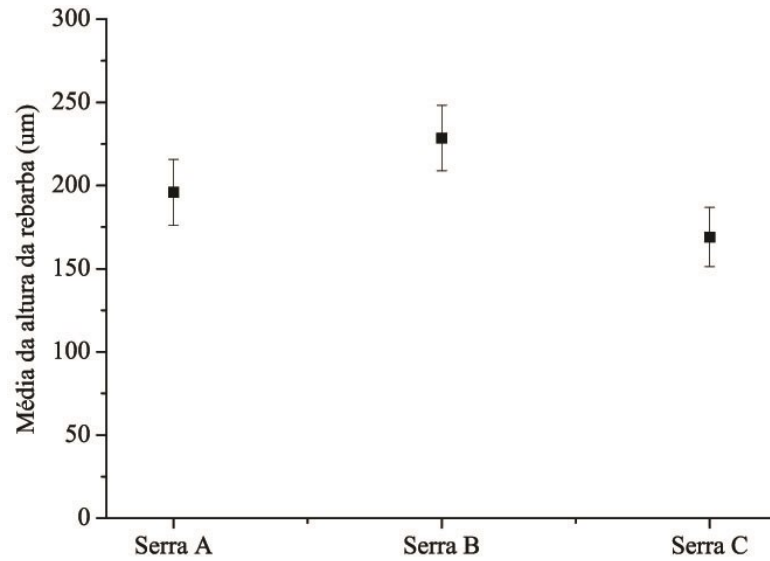


Figura 5.23: Comparação entre os valores médios da altura da rebarba (intervalo de confiança de 95%)

#### 5.4.5 Microestrutura da Parede Serrada

Neste item serão analisadas as microestruturas da seção transversal da parede serrada para as condições de corte correspondentes à maior força de corte ( $v_c = 150$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev) e à maior temperatura ( $v_c = 250$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev).

A Figura 5.24 apresenta a seção transversal da parede serrada sob velocidades de corte 150 e 250 m/min e avanço de 0,10 mm/rev, onde a borda da seção transversal se encontra no topo das imagens. Com a ampliação de 500 vezes não é perceptível diferença entre a borda e o centro da seção transversal sob nenhuma das velocidades de corte para as três serras. A camada branca existente nas imagens referem-se a interface entre a amostra e o baquelite.

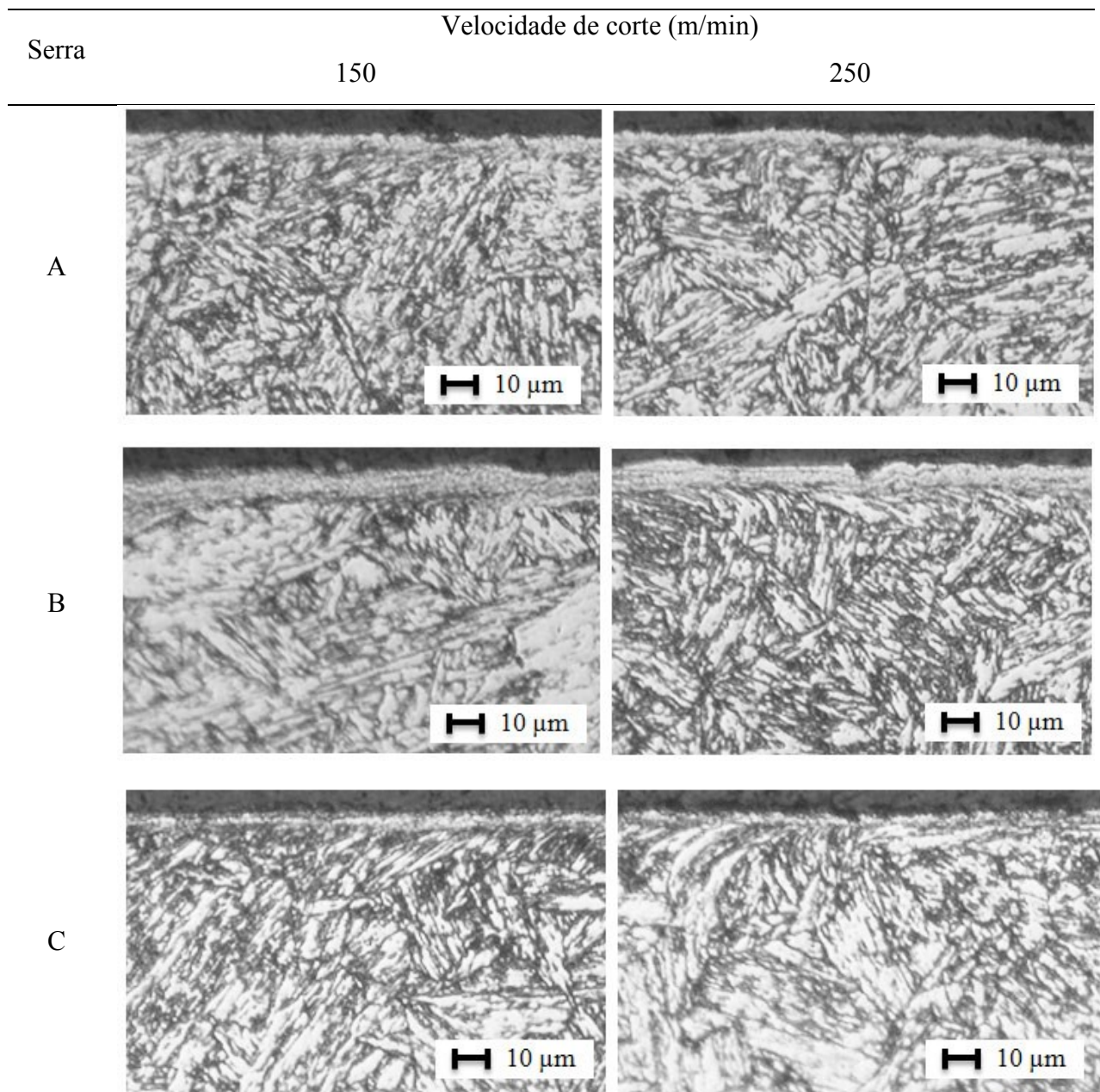


Figura 5.24: Seção transversal da parede serrada para as três serras, ampliação de 500 vezes ( $f_z = 0,10$  mm/rev)

Ao se realizar imagens com ampliação de 2500 vezes (Figura 5.25), onde o topo da seção transversal se encontra à esquerda das imagens, observa-se que há uma diferença entre as microestruturas da borda e do núcleo do material. Esta alteração da microestrutura pode estar associada à preparação da amostra, modificações de natureza mecânica (deformação plástica, rebarbas, dureza, trincas, tensões residuais, entre outros) ou alterações de natureza metalúrgica (recristalização e transformação de fases), entretanto, dizem respeito a uma camada muito superficial.

Também é possível notar que a maior alteração da microestrutura da seção transversal da parede serrada ocorre quando a serra C está com velocidade de corte de 250 m/min e avanço de 0,1 mm/rev. Uma hipótese é o fato do  $Al_2O_3$  criar uma barreira térmica e assim o aumento da temperatura é transferido principalmente para a parede serrada.

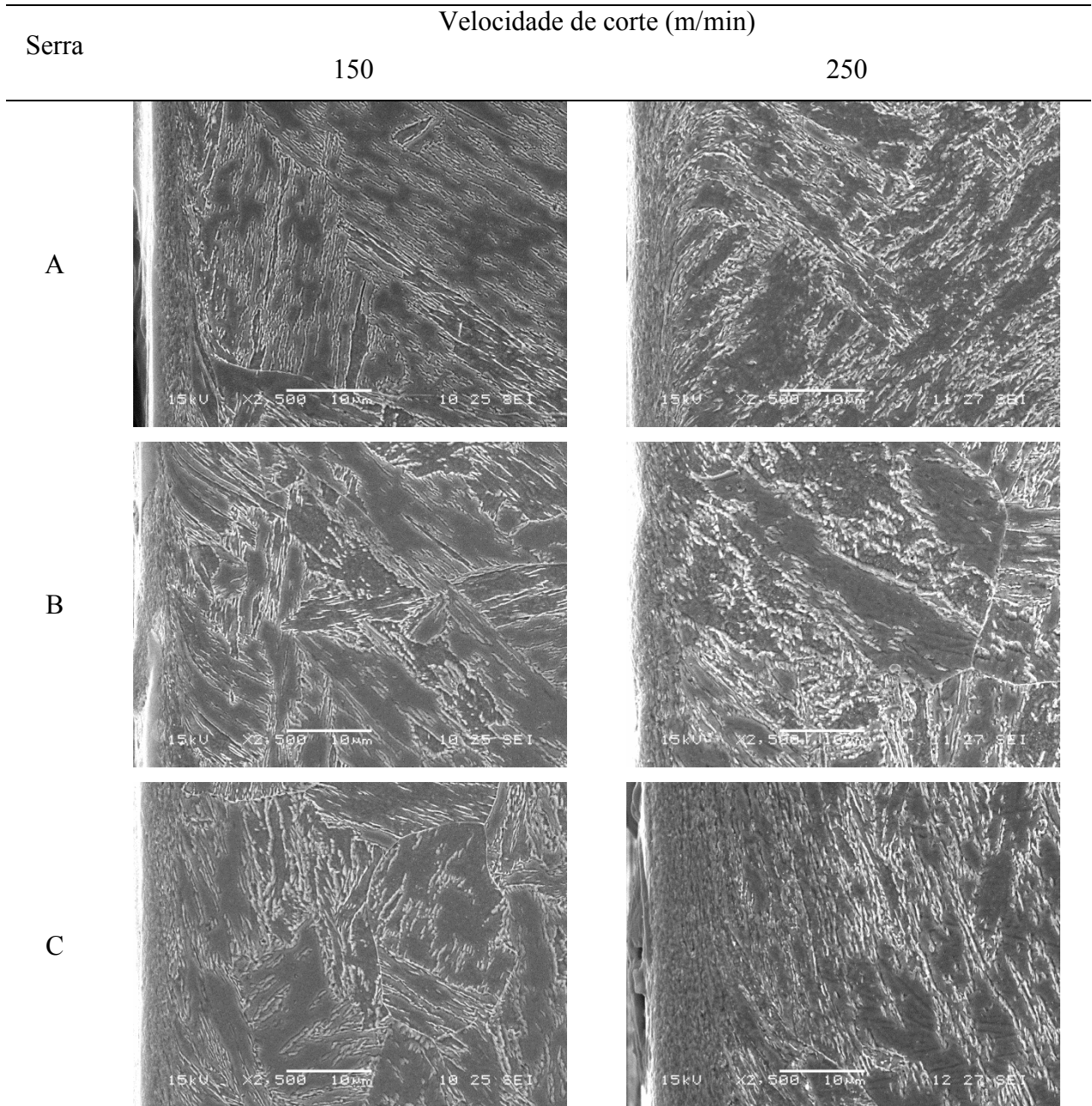


Figura 5.25: Seção transversal da parede serrada para as três serras, ampliação de 2500 vezes ( $f_z = 0,10$  mm/rev)



#### 5.4.6 Microdureza da Parede Serrada

Com o intuito de verificar a origem da alteração da microestrutura observada no item 5.4.5 foi medida a microdureza da seção transversal da parede serrada. Com isto, novamente foram selecionadas as amostras referentes aos parâmetros de corte onde foram mensurada maior força de corte ( $v_c = 150$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev) e maior temperatura de serramento ( $v_c = 250$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev).

A Figura 5.26 apresenta uma indentação na seção transversal da parede serrada. A indentação pode encruar o material a sua volta, então para garantir que uma indentação não influencie o valor da indentação seguinte, foi considerada a distância entre indentações de três vezes o valor médio das diagonais. Como o valor médio das diagonais das indentações foi de  $55 \mu\text{m}$ , a distância entre cada medição foi de  $180 \mu\text{m}$ . A carga selecionada para realização das indentações foi de 500 gf, pois quando se utiliza cargas abaixo de 300 gf podem ocorrer distorções na indentação devido à recuperação elástica ou erro na localização do final real da impressão produzida.

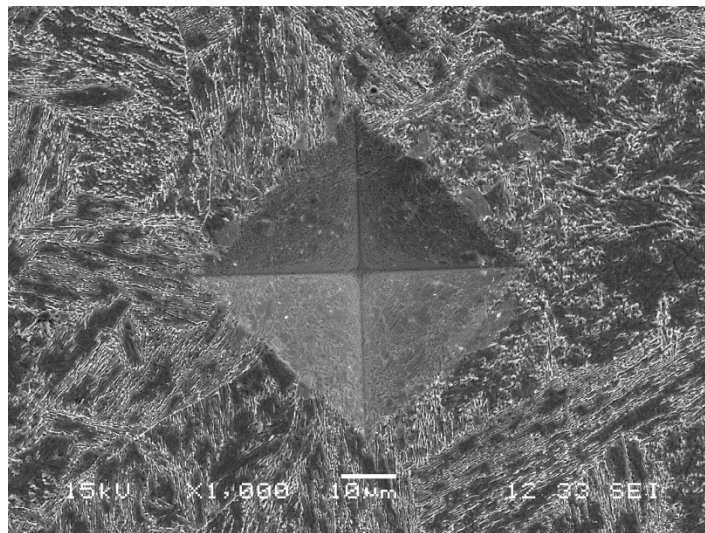


Figura 5.26: Indentação na seção transversal da parede serrada

As medições foram realizadas no sentido da borda da superfície serrada para o núcleo do material. A Figura 5.27 apresenta o perfil de microdureza da seção transversal da parede serrada para as três serras, empregando-se velocidade de corte de 150 m/min e avanço por dente de 0,1 mm/rev. Observa-se que não houve variação entre a microdureza da borda e do núcleo do material. Este fenômeno se justifica pelo teor de carbono do aço inoxidável supermartensítico ser muito baixo (0,016%). Com isto, o carbono não tem efeito significativo

sobre a temperabilidade do aço após o corte. Por outro lado, o alto teor de cromo (11,913%) ajuda no aumento da temperabilidade como um todo, auxiliando também na manutenção da dureza do aço após o serramento.

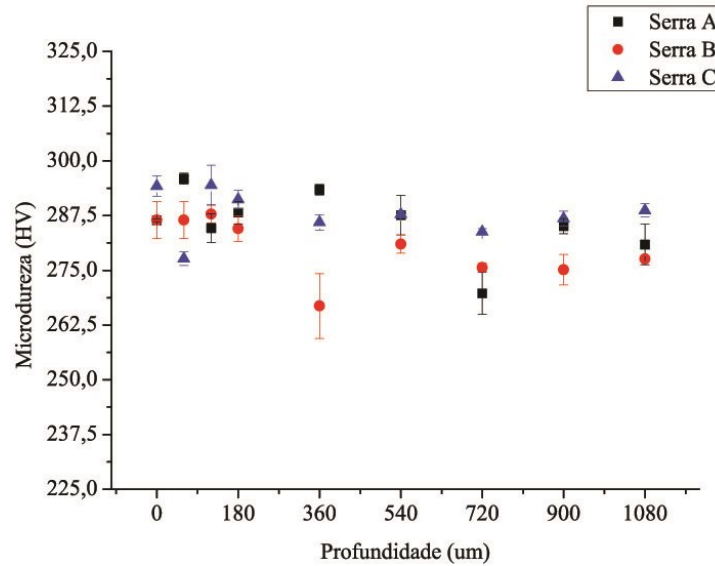


Figura 5.27: Perfil de microdureza da seção transversal da parede serrada ( $v_c=150$  m/min e  $f_z=0,1$  mm/rev)

A Figura 5.28 mostra o perfil de microdureza da seção transversal da parede serrada para as três serras, utilizando uma velocidade de corte de 250 m/min e avanço por dente de 0,1 mm/rev. Nota-se novamente que não ocorreu variação significativa entre a microdureza da borda e do núcleo do material.

A alteração na borda da microestrutura da seção transversal da parede serrada para as três serras não afetou o valor da dureza, isto indica que não houve transformação metalúrgica, pois o aço inoxidável supermartensítico é composto de matriz martensítica e austenita retida em sua estrutura. Caso houvesse transformação metalúrgica, a austenita retida se transformaria em martensita, o que aumentaria a microdureza na borda da amostra.

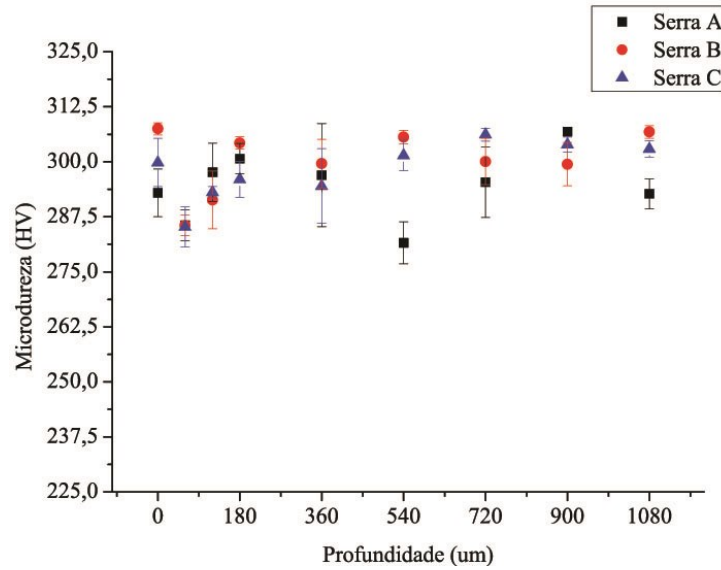


Figura 5.28: Perfil de microdureza da seção transversal da parede serrada ( $v_c=250$  m/min e  $f_z=0,1$  mm/rev)

## 5.5 Formação de Cavacos

Este item tratará da análise da morfologia e o tipo dos cavacos produzidos pela operação de serramento circular.

### 5.5.1 Morfologia do Cavaco

A geometria dos insertos das três serras circulares utilizadas neste trabalho é a sulco alternado, na qual todos os dentes têm o mesmo formato, mudando apenas a posição dos sulcos abertos na aresta de corte. Esta configuração propicia a geração de dois cavacos (um mais estreito e outro mais largo), que são guiados para a região do sulco (KLOCKE, 2011). Serão analisados os cavacos mais largos porque possuem maior área para realização de análises. A Figura 5.29 ilustra a superfície de folga de um inserto novo com a porção da aresta de corte (com a sua largura) na qual é formado o cavaco mais largo.

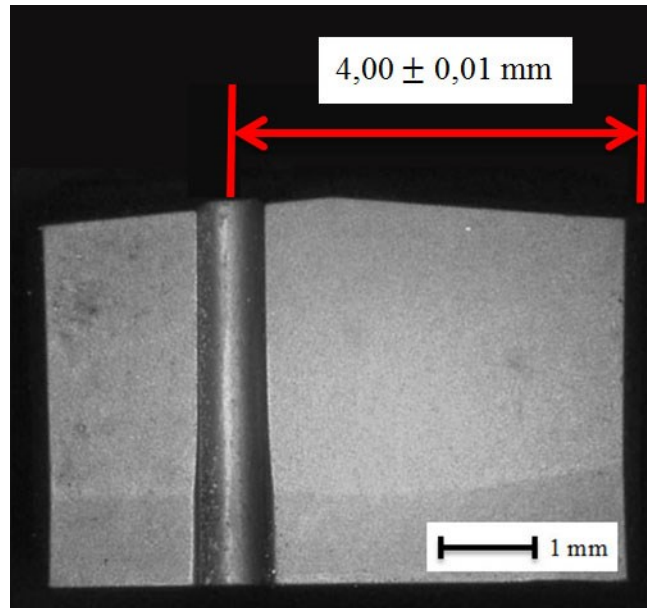








Figura 5.29: Porção da aresta de corte onde ocorre a formação do cavaco mais largo (inserto novo da serra A)

A Figura 5.30 mostra os cavacos provenientes do serramento circular com os parâmetros de corte associados à maior força de corte ( $v_c = 150$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev) e à maior temperatura ( $v_c = 250$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev).

Serra	Velocidade de corte (m/min)	
	150	250
A		
B		
C		


Escala:  5 mm

Figura 5.30: Cavacos gerados durante o serramento circular do aço inoxidável supermartensítico ( $f_z = 0,10$  mm/rev)

As três serras geraram cavacos curtos em virtude da natureza da operação, porém apenas a serra C apresentou o formato de arco. Segundo An et al. (2014), o formato de arco se dá pela diferença de temperatura das partes superior e inferior do cavaco devido ao princípio de expansão e contração térmicas. Esta diferença de temperatura se dá pela existência de duas fontes de calor durante a formação do cavaco, uma gerada pelo atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta e a outra por meio da zona de fluxo (deformação por cisalhamento da parte inferior do cavaco). Nota-se que os cavacos gerados pelas serras A e B possuem curvatura lateral, ou seja, não há diferença significativa entre as temperaturas superior e inferior do cavaco durante a sua formação, entretanto, a diferença de temperatura ocorreu ao longo da aresta de corte. Outra observação é que para os parâmetros de corte onde ocorreu a maior temperatura, os cavacos formados estavam conectados ao longo do comprimento, provavelmente devido à existência de material da peça aderido na aresta de corte, ao final da formação do cavaco, este material aderido na aresta de corte se solta e provoca a união entre o fim do cavaco formado com o início do cavaco em formação.

Outro aspecto a ser analisado na morfologia do cavaco é a sua coloração. A Figura 5.31 apresenta a coloração dos cavacos gerados durante o serramento circular do aço inoxidável supermartensítico com as três serras sob condições de corte que apresentaram maior força de corte ( $v_c = 150$  m/min e  $f_z = 0,10$  mm/rev) e maior temperatura ( $v_c = 250$  m/min e  $f_z = 0,10$  mm/rev). Os cavacos formados têm espessura crescente devido ao caminho trocoidal percorrido pela ferramenta (ATKINS, 2009). Com isto, como o corte foi discordante, os cavacos iniciam a sua espessura mais fina e finaliza mais espessa. Este efeito influencia a coloração do cavaco devido à diferença da distribuição da temperatura ao longo da seção. Ao analisar os cavacos formados sob parâmetros de corte onde ocorreu maior força de corte observa-se para as serras A e B que a coloração varia ao longo do comprimento do cavaco: o início e fim são amarelos e o centro alaranjado. Já a serra C apresentou coloração alaranjada ao longo de todo o seu comprimento. Segundo Lacerda e Diniz (2014), a coloração alaranjada dos cavacos do aço inoxidável martensítico se dá pelo aumento da temperatura de corte gerada pelo aumento da abrasão relacionada à superfície de folga da ferramenta com a peça devido ao desgaste de flanco.

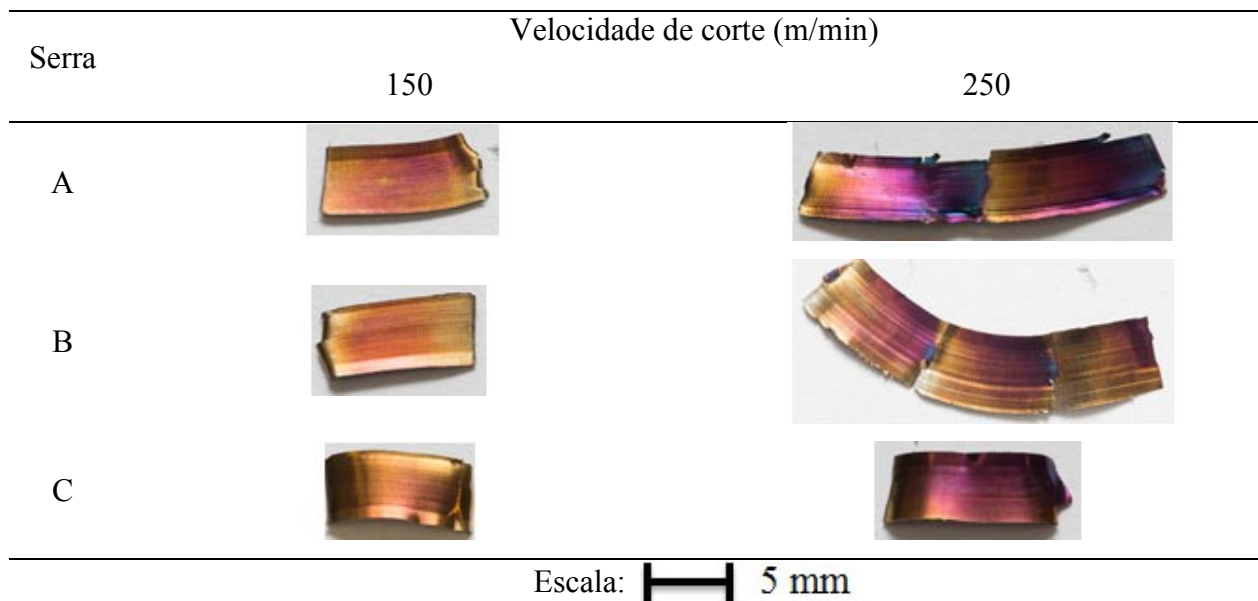


Figura 5.31: Coloração do cavaco gerado durante serramento circular do aço inoxidável supermartensítico ( $f_z = 0,10$  mm/rev)

Já para as condições de corte onde ocorreu o maior valor de temperatura de serramento, nota-se uma variação da coloração do cavaco mais acentuada para as três serras se comparadas ao caso anterior. Os cavacos gerados pelas serras A e B apresentam variação em sua coloração ao longo do seu comprimento. A Figura 5.32 apresenta o detalhe da conexão entre cavacos gerados pelas serras A e B. Para ambas as serras observa-se que o início do segundo cavaco apresentou a coloração azul e o final do primeiro cavaco tem coloração amarela, logo o centro do cavaco apresenta coloração roxa (Figura 5.31). Este fenômeno pode ser explicado pela variação da espessura do cavaco ao longo da sua formação (no início o cavaco é mais fino e termina mais espesso). Assim, com a elevação de sua espessura ao longo de sua formação, o calor passa a ser melhor distribuído ao longo do cavaco provocando a diferença de coloração. Entretanto, os cavacos formados pela serra C utilizando os parâmetros de corte onde se obteve maior temperatura também apresentam mínima variação da sua coloração ao longo do seu comprimento com coloração predominantemente roxa.

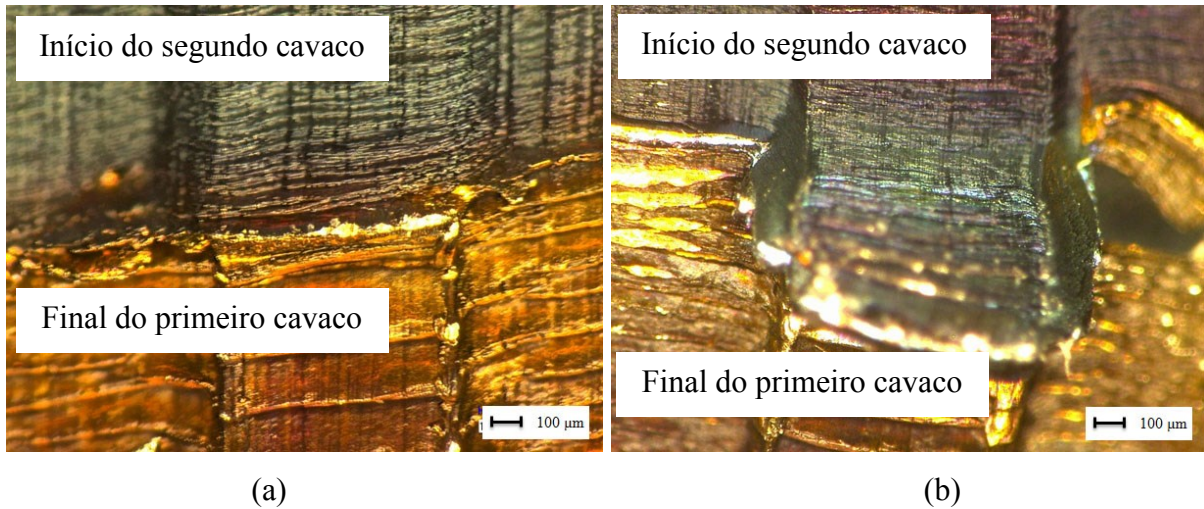


Figura 5.32: Detalhe da conexão entre cavacos: (a) serra A e (b) serra B ( $v_c = 250$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev)

Ning et al. (2001) afirmam que quanto mais escura a coloração do cavaco, maior sua oxidação o que indica maior temperatura da interface entre ferramenta e cavaco durante a operação de usinagem. Zhang & Guo (2009) afirmam que quando o cavaco acaba de ser formado, está sob alta temperatura e o contato com o ar promove sua oxidação e este assume diferentes colorações em relação às condições de corte nas quais foi formado. A formação da camada de óxido de ferro na superfície do cavaco determina diretamente sua cor. As cores dos óxidos no estado sólido são: FeO (preto), Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (vermelho) e Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> (preto). A coloração do cavaco dependerá de como o óxido é formado e dos elementos existentes no material. O mesmo aço pode apresentar coloração azul, preto ou avermelhado dependendo das condições de corte. Com o aumento da velocidade de corte, o calor na interface entre cavaco e ferramenta aumentará e também a oxidação do cavaco. Quanto maior a temperatura durante formação do cavaco, mais escura a cor do cavaco gerado. Lacerda e Diniz (2014) verificaram que com a elevação da temperatura (decorrente do desgaste da ferramenta), os cavacos de aço inoxidável martensítico apresentaram coloração azul-escuro, gerada pelo aumento do atrito devido à maior abrasão relacionada ao desgaste do inserto e conseqüentemente pelo aumento da temperatura de corte.

Comparando a coloração do cavaco entre as serras B (com insertos revestidos por PVD) e C (insertos revestidos por MT-CVD), observa-se que a coloração dos cavacos provenientes da serra B é mais clara em relação aos da serra C. Shaw (2005) verificou o mesmo efeito ao analisar a coloração dos cavacos formados após usinagem do aço ao carbono utilizando ferramenta de metal duro revestida por PVD e CVD. Em geral, o revestimento

CVD tem uma superfície relativamente áspera, frágil e requer o arredondamento da aresta de corte para evitar o lascamento.

### 5.5.2 Tipo do Cavaco

A Figura 5.33 apresenta as imagens da seção transversal dos cavacos gerados pelas três serras utilizadas neste trabalho. Novamente foram selecionadas as amostras produzidas com os parâmetros de corte onde foram obtidas a maior força de corte ( $v_c = 150$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev) e a maior temperatura de serramento ( $v_c = 250$  m/min e  $f_z = 0,1$  mm/rev). Como os cavacos possuem diferença da espessura ao longo do seu comprimento, as fotos foram tiradas da parte central do seu comprimento.

Segundo a classificação de Klocke (2011), o tipo dos cavacos gerados pelas três serras para os parâmetros de corte estudados neste trabalho foi segmentada. O cavaco segmentado é formado quando as condições de tensão na zona de cisalhamento excedem o grau de deformação do material (tensão de cisalhamento) e há um deslocamento, ou seja, os cavacos que estão separados no plano de cisalhamento em seguida se fundem. Este tipo de cavaco também pode ser considerado como um caso especial do cavaco lamelar, onde o cavaco é formado sob altíssimas deformações localizadas e grande quantidade de bandas de cisalhamento.

Shaw (2005) afirma que há duas teorias para formação dos cavacos segmentados. A primeira sugere que a formação do cavaco segmentado é iniciada pela formação de trincas periódicas na superfície livre do trabalho, nesta teoria os cavacos são formados sob baixas velocidades de corte (ou seja, baixa temperatura). Já a segunda teoria diz que o cavaco segmentado é gerado pela formação periódica de bandas de cisalhamento, assim o principal fator de formação deste cavaco é a catastrófica instabilidade termoplástica durante a formação do cavaco onde ocorre a redução do fluxo de escoamento do material devido à redução de dureza gerada pelo aumento da temperatura. Ao comparar as duas teorias, Shaw (2005) considera as duas complementares, pois a formação do cavaco ocorre sob uma complexa combinação entre a fratura periódica do material e alterações térmicas.

A microdureza indicou transformação de fases nos cavacos geradas durante serramento porque foi observada a elevação da microdureza média em todas as condições de corte (324,7 HV) em relação à dureza média do aço inoxidável supermartensítico (275 HV). Com isto, a microestrutura do aço inoxidável supermartensítico que é constituída basicamente



de fase martensítica e teores residuais de austenita tornou-se uma estrutura com microdureza característica da martensita.

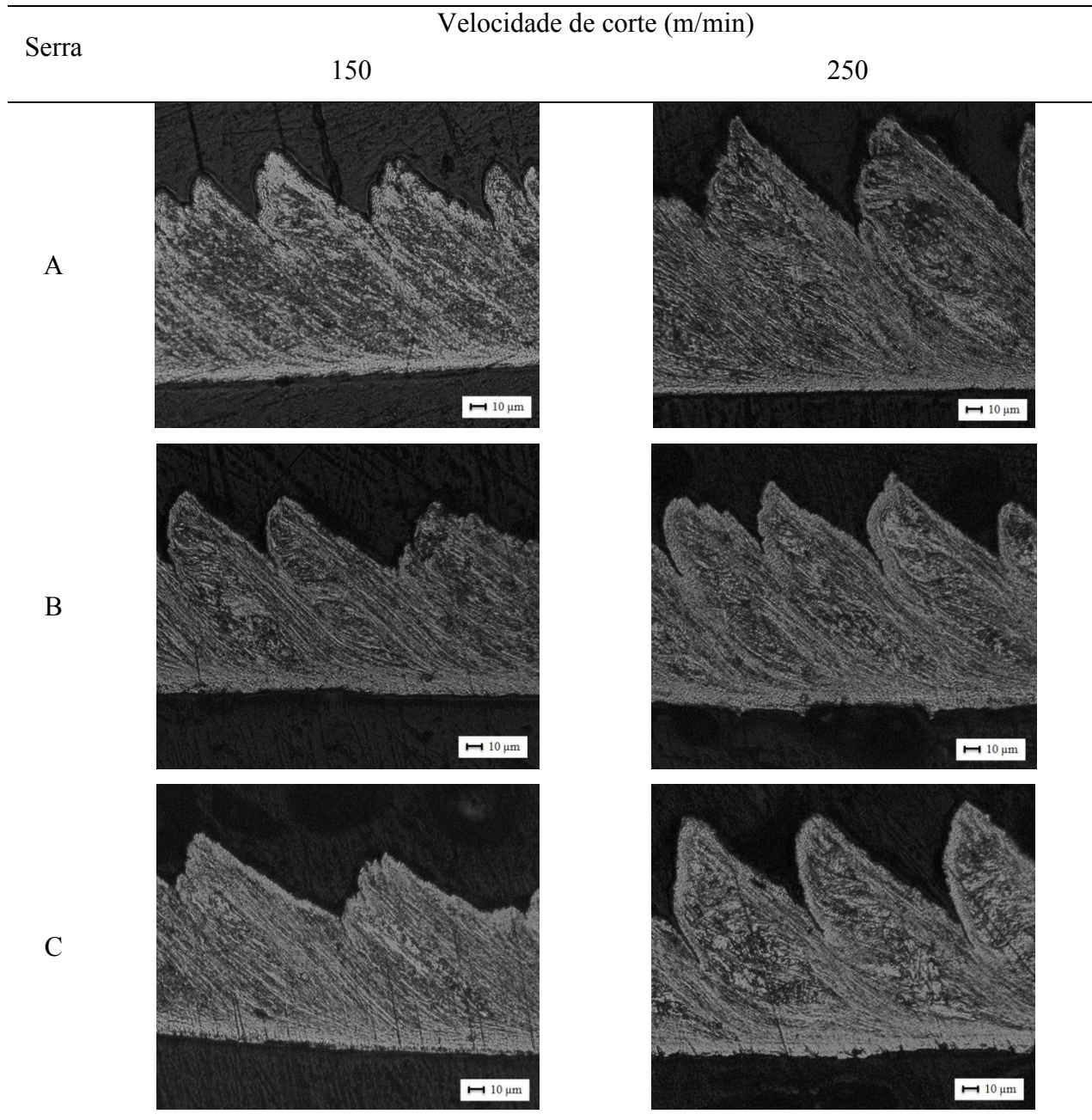


Figura 5.33 :Microestrutura da seção transversal do cavaco gerado durante serramento circular do aço inoxidável supermartensítico para as três serras ( $f_z = 0,10$  mm/rev)

A Figura 5.34 mostra o ângulo de cisalhamento, observa-se que o aumento da velocidade de corte acarretou na elevação do ângulo de cisalhamento ( $\phi$ ) para as três serras devido à redução dos esforços de corte com a elevação da velocidade de corte. Este fenômeno também ocorreu no item 5.1, no qual foi verificada a redução da força de corte com o

aumento de  $v_c$  porque houve a redução da dureza do material na região de corte em decorrência da consequente elevação da temperatura de serramento.

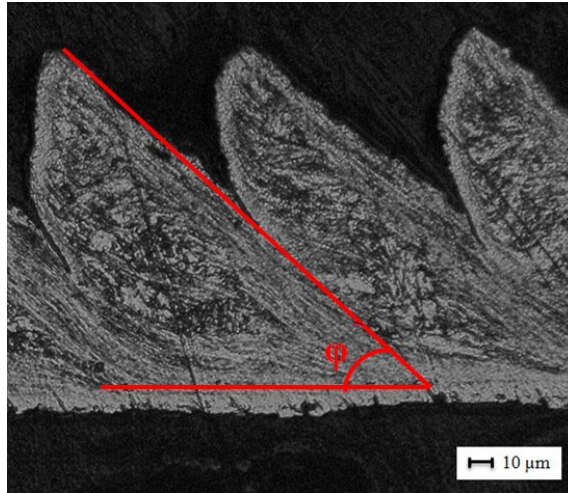


Figura 5.34: Ângulo de cisalhamento ( $v_c=250$  m/min,  $f_z=0,1$  mm/rev, serra C)

## 6. CONCLUSÕES

As conclusões obtidas após testes de usinabilidade do aço inoxidável supermartensítico durante a operação de serramento circular utilizando serras com insertos intercambiáveis de metal duro sem revestimento e revestidos pelos métodos PVD e MT-CVD são as seguintes:

Força de corte:

- Para as três serras, o aumento da velocidade de corte acarretou a redução da força de corte, ao passo que a elevação do avanço provocou o aumento desta grandeza;
- Os valores médios da força de corte para as três serras não foram estatisticamente distintos devido aos insertos de todas as serras terem a mesma geometria, ou seja, sulco alternado.

Temperatura de serramento:

- Com a elevação da velocidade de corte houve o aumento da temperatura para as três serras. O aumento do avanço provocou a elevação da temperatura para a serra com insertos revestidos por PVD, entretanto, não influenciou a temperatura das serras com insertos sem revestimento e revestidos por MT-CVD (cuj camada externa é composta de  $TiN + Al_2O_3$ );
- Ao comparar os valores médios desta grandeza, observou-se que a serra com insertos sem revestimento gerou temperaturas mais elevadas.

Desgaste dos insertos:

- Não houve o desgaste por desalinhamento do disco para nenhuma das três serras;
- A principal forma de desgaste dos insertos das três serras durante o serramento circular do aço inoxidável supermartensítico foi o desgaste de flancos;
- A serra que apresentou melhor desempenho foi a serra com insertos revestidos por MT-CVD.

Largura da fenda de corte:

- A largura da fenda de corte produzida não foi afetada pela velocidade de corte, avanço ou revestimento do inserto devido à estabilidade do disco da serra.

Rugosidade da parede serrada:

- O aumento do avanço provocou o aumento da rugosidade para a serra com insertos sem revestimento. A rugosidade oscilou com o aumento do avanço para a serra com insertos revestidos por PVD, ao passo que a rugosidade reduziu com o aumento do avanço para a serra com insertos revestidos por MT-CVD;
- Verificou-se que a serra com insertos revestidos por MT-CVD apresentou menor rugosidade em relação às demais.

Altura da rebarba:

- Quando se elevou o avanço, a altura da rebarba aumentou para a serra com insertos sem revestimento e diminuiu para as serras com insertos revestidos por PVD e MT-CVD;
- Notou-se que o intervalo de confiança para altura da rebarba gerada pela serra com insertos sem revestimento se sobrepôs aos intervalos das demais serras, indicando assim que estes valores não foram estatisticamente distintos. Como o intervalo de confiança das serras revestidas não se sobrepôs, verificou-se que a serra com insertos revestidos por MT-CVD gerou menor rebarba.

Microestrutura da parede serrada:

- Verificou-se uma alteração superficial da microestrutura da parede serrada próximo a borda da seção transversal após corte com todas as serras;
- A maior alteração na microestrutura foi observada na seção transversal da parede gerada pela serra com insertos revestidos por MT-CVD sob velocidade de corte de 250 m/min.

Microdureza da parede serrada:

- Não houve alteração entre a microdureza da borda e do núcleo para as três serras. O aumento da velocidade de corte (ou seja, elevação da temperatura) também não influenciou a microdureza.

Morfologia dos cavacos:

- Os cavacos produzidos pelas três serras foram curtos. A forma de arco foi verificada apenas para a serra com insertos revestidos por MT-CVD. Os cavacos gerados pelas

serras com insertos sem revestimento e revestidos por PVD apresentaram curvatura lateral;

- Os cavacos gerados pelas serras com insertos sem revestimento e revestidos por PVD apresentaram variação mais intensa da coloração do cavaco ao longo do seu comprimento com a elevação da temperatura. Já os cavacos produzidos pela serra com insertos revestidos por MT-CVD se tornaram mais escuros com o aumento da velocidade de corte.

Tipo dos cavacos:

- A classe do cavaco característico do aço inoxidável supermartensítico após serramento circular foi segmentada;
- O valor da microdureza do cavaco foi maior em relação ao valor da microdureza do aço inoxidável supermartensítico sugerindo a ocorrência transformação metalúrgica na microestrutura para fase martensítica;
- Ocorreu a elevação do ângulo de cisalhamento com o aumento da velocidade de corte devido à redução dos esforços de corte.

## 7. SUGESTÃO DE TRABALHOS FUTUROS

Para continuidade dos estudos da usinabilidade deste material com intuito de se elevar a vida útil da ferramenta, seguem as seguintes sugestões de trabalhos futuros:

- *Estudo para alteração do formato dos insertos:* esta alteração será principalmente dos ângulos de folga e saída, além do formato do quebra-cavaco existente na superfície de saída. Os objetivos destas alterações serão a redução das forças de corte e homogeneização do desgaste dos insertos;
- *Investigação de outros revestimentos dos insertos:* o primeiro objetivo será selecionar revestimentos onde a aresta de corte do inserto não tenha afinidade química com o material da peça. Após a seleção destes revestimentos, verificar-se-á qual tem o menor coeficiente de atrito com o aço inoxidável supermartensítico, reduzindo assim a temperatura de corte;
- *Estudo do meio lubrificarrefrigeração:* no intuito de contribuir com a redução da temperatura, este estudo seria com outros fluidos de corte (emulsão, por exemplo) e outros métodos de refrigeração (criogenia, por exemplo).

## 8. REFERÊNCIAS

ABNT (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS), *NBR 6162 – Movimentos e Relações Geométricas na Usinagem de Metais: Terminologia*, São Paulo (Brasil), 1989.

ABNT (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS), *NBR 6163 – Conceitos da Técnica de Usinagem: Geometria da Cunha Cortante: Terminologia*, São Paulo (Brasil), 1980.

ABNT (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS), *NBR 4287 – Especificações Geométricas do Produto (GPS) – Rugosidade: Método do perfil – Termos, definições e Parâmetros de Rugosidade*, São Paulo (Brasil), 2002.

ABOU-EL-HOSSEIN, K. A., *Cutting fluid efficiency in end milling of AISI 304 stainless steel*, *Industrial Lubrication and Tribology*, Vol. 60, nº 3, 2008, 115 – 120 p.

ABRÃO, A. M.; MOREIRA, M. C.; FARIA, P. E.; RUBIO, J. C. C., *High-performance circular sawing of AISI 1045 steel with cermet and tungsten carbide inserts*, *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 28, nº 10, 2014, 4275 – 4282 p.

AN Q.; WANG C.; XU J.; LIU P.; CHEN M., *Experimental Investigation on Hard Milling of High Strength Steel Using PVD-ALTiN Coated Cement Carbide Tool*, *International Journal Refractory Metal and Hard Materials*, 2014, 93 – 101 p.

ANSELMO, N.; MAY, J. E.; MARIANO, N. A.; NASCENTE, P.A.P.; KURI, S. E., *Corrosion behavior of supermartensitic stainless steel*, *Material Science and Engineering A*, Vol. 428, 2006, 73 – 79 p.

ARSHINOV V.; ALEKSEEVICH G., *Metal Cutting Theory and Cutting Tool Design*, 4 ed., Tradução de Nicolas Weinstein, Moscow (Rússia): Mir Publishers, Original em russo, 1979. 568 p.

ASTAKHOV, V. P., *Tribology of metal cutting*, Tribology and Interface Engineering Series, Londres: Elsevier, Vol. 52, 2006, 425 p.

ATKINS, T., *The science and engineering of cutting: the mechanics and processes of separating, scratching and puncturing biomaterials, metals and non-metals*, 1 ed., Oxford (Inglaterra): Elsevier, 2009, 432 p.

BARROW G., *Wear of Cutting Tools*, Tribology, 1972, 22 – 30 p.

BIERMANN, D.; STEINER, M.; KREBS, E., *Investigation of Different Hard Coating for Micromilling of Austenitic Stainless Steel*, 46° CIRP: Conference on Manufacture Systems, Procedia, 2013, 246 – 251 p.

BOUZAKIS K. D., MICHAILIDIS N.; SKORDARIS G.; BOUZAKIS E.; BIERMANN D.; M'SAOUBI R., *Cutting with Coated Tools: Coating, Technologies, Characterization Methods and Performance Optimization*, 61° CIRP: Conference on Manufacturing Technology, Procedia, 2012, 703 – 723 p.

BOSETTI, P.; BRUSCHI, S., *In-line monitoring of cut surfaces in interrupted machining operations*, International Journal of Materials Form, França: Springer-Verlag, Vol. 3, 2010, 487 – 490 p.

BYRNE, G.; DORNFELD, D.; INASAKI, I.; KETTELER, G.; KÖNIG, W.; TETI R., *Tool condition monitoring (TCM): The status of research and industrial applications*, 44° CIRP: Conference on Manufacturing Technology, Procedia, 1995, 541-567 p.

CALLISTER, W. D.; RETHWISH, D. G., *Fundamentals of materials science and engineering: An integrated approach*, 4 ed, Estados Unidos da América: John Wiley & Sons Inc, 2011, 589 p.

CARROUGE, D.; BHADESHIA, K. D. H.; WOOLLIN, P., *Effect of  $\delta$ -ferrite on impact properties of supermartensitic stainless steel heat affected zone*, Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 9, Nr. 5, 2004, 57 – 63 p.



CARROUGE, D., *Study of the Microstructure Developing in the HAZ of a Range of Supermartensitic Stainless Steels*, Londres (Inglaterra): University of Cambridge, 2002, 195 f. (Tese, Doutorado em Philosophy in Natural Sciences)

CHINCHANIKAR, S.; CHOUDHURY, S. K., *Evaluation of chip-tool interface temperature: effect of tool coating and cutting parameters during turning hardened AISI 4340 steel*, 3<sup>o</sup> International Conference on Materials Processing and Characterisation (ICMPC), Procedia Materials Science, Vol. 6, 2014, 996 – 1005 p.

CHOI, G.S.; WANG, Z. X.; DORNFELD, D. A., *Development of an intelligent on-line tool wear monitoring system for turning operation*, Procedure Japan-USA Symposium on Flexible Automation (ISCIE), Kyoto (Japan), 1990, 53 p.

CIMINI V. M., CASTRO A. P., *Otimização do Tempo de Corte em Serras Circulares de Tubos Utilizando Controle de Força*, Contribuição Técnica ao 15<sup>o</sup> Seminário de Automação de Processos, São Paulo (Brasil), 2011, 12 p.

CIFTCI, I., *Machining of Austenitic Stainless Steel using CVD Multi-Layer Coated Cement Carbide Tools*, Tribology International, Vol. 36, 2006, 565 – 569 p.

DAVIM, J. P., *Machinability of Advanced Materials*, 1 ed., Estados Unidos da América: Wiley, 2014, 247 p.

DAVIM, J. P., *Machining of Hard Materials*, 1 ed. Londres (Inglaterra): Springer, 2011, 225 p.

DENKENA B.; KOEHLER J.; REHE M., *Influence of the Honed Cutting Edge on Tool Wear and Surface Integrity in Slot Milling of 42CrMo4 Steel*, 5<sup>o</sup> CIRP: Conference on High Performance Cutting, Procedia, 2012, 190 – 195 p.

DIN (DEUTSCHES INSTITUT FUR NORMUNG), *DIN 1840 – Circular Metal Slitting Saw Blade: Fine-toothed*, Alemanha, 1970.

DIN (DEUTSCHES INSTITUT FUR NORMUNG), *DIN 1840 – Circular Metal Slitting Saw Blade: Coarse-toothed*, Alemanha, 1970.

DIN (DEUTSCHES INSTITUT FUR NORMUNG), *DIN 1840 – Circular Metal Slitting Saw Blade: Tool Forms, Side Clearance, Manufacturing Tolerances*, Alemanha, 1970.

DIN (DEUTSCHES INSTITUT FUR NORMUNG), *DIN 8576 – Machine Tools for Metal: Segmental Saw Blade for Circular Cold Saws*, Alemanha, 1954.

DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L., *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*, 5 ed., São Paulo (Brasil): Artliber Editora Ltda., 2006, 253 p.

DOLINSEK, S.; KAPAC, J., *Acoustic Emission Signal for Tool wear Identification*, *Wear*, Vols. 225 – 229, 1999, 295 – 305 p.

DRUMOND, F. B., WERKEMA, M. C. C., AGUIAR, S. *Análise de Variância: Comparação de Várias Situações*. Belo Horizonte. Fundação Cristiano Ottoni. 1996. 302 p.

ELMUNAFI, M. H. S.; KURNIAWAN, D.; NOORDIN, M. Y., *Use of Castor oil as cutting fluid in machining of hardened stainless steel with minimum quantity of lubricant*, 12° CIRP: Conference of Sustainable Manufacturing, *Procedia*, 2015, 408 – 411 p.

FERRARESI, D., *Fundamentos da usinagem dos metais*, 12 ed., São Paulo (Brasil): Editora Edgar Blücher, 1977, 751 p.

GENTE A., HOFFMEISTER, H. W., *Chip formation in machining Ti6Al4V at extremely high cutting speed*, 50° CIRP: Conference of Manufacture Technology, *Procedia*, 2001, 49 – 52 p.

GERTH, J.; GUSTAVSSON, J.; COLLIN, M.; ANDERSON, G.; NORDTH, L. G.; HEINRICHS, J.; WIKDUND, J., *Adhesion Phenomenal in the Secondary Shear Zone in Turning of Austenitic Stainless Steel and Carbon Steel*, *Journal of Materials Processing Technology*, 2014, 38 p. Manuscrito Aceito.

GRUM, J.; KISIN, M., *Influence of microstructure on surface integrity in turning – part II: the influence of a microstructure of the workpiece material on cutting forces*, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 43, 2003, 1545 – 1551 p.

HAMDAN, A.; SARHAN, A. A. D.; HAMDI, M., *An optimization method of the machining parameters in high-speed machining of stainless steel using coated carbide tool for best surface finish*, International Journal Advance Manufacture Technology, Vol. 58, 2012, 81 – 91 p.

HENKE, S. L.; PAREDES, R. S. C.; CAPRA, A. R., *Desenvolvimento da ferrita delta na solda e ZTA resultante de soldagem plasma pulsada em um aço inoxidável supermartensítico*, Soldagem & Inspeção, São Paulo (Brasil), Vol. 18, nº 01, 2013, 57 – 63 p.

HUA, M.; WEI, X.; LI, J. *Friction and wear behavior of SUS 34 austenitic stainless steel against Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> ceramic ball under relative high load*, Wear, Vol. 265, 2008, 799 – 810 p.

ISO (INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARTIZATION), *ISO 513 – Classification and application of hard cutting materials for metal removal with defined cutting edges: Designation of the main groups and groups of application*, Estados Unidos da América, 2012.

ISO (INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARTIZATION), *ISO 8688 – Tool life testing in milling*, Estados Unidos da América, 1989.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S., *Fundamentals of heat and mass transfer*, 6 ed, John Wiley & Sons, 2007, 1070 p.

JIRAPATTARASILP, K.; KUPTANAWIN, C., *Effect of turning parameters on roundness and hardness of stainless steel: SUS 303*, 3º AASRI: Conference on Modelling, Identification and Control, Procedia, 2012, 160 – 165 p.

KAJARIA, S.; CHITTIPOLU, S.; ADERA, S., *Micromilling in minimum quantity lubrication*, Machining Science and Technology, Vol. 16, 2012, 524 – 546 p.

KALPAKJIAN, S., *Manufacturing engineering and technology*, 6 ed., Nova York (Estados Unidos da América): Pearson, 2010, 1176 p.

KAMPMANN GMBH, *Improve your cutting performance*, Alemanha: Catálogo, 2010, 52 p.

KANEFUSA CORPORATION, *Catalogue 0 – 30 – 5*, Japão: Catálogo. Sem ano, 138 p.

KENDALL, L.A., *Tool wear and tool life*, Ohio (Estados Unidos da América): ASM International, 1989, 37 – 48 p.

KLOCKE, F., *Manufacturing Processes 1: Cutting*, Tradução de Aaron Kuchle. Aachen (Alemanha): Springer, Original em alemão, 2011, 524 p.

KLOCKE, F.; FRITSCH, R.; KAMMERMEIER, D., *Physically Vapor Deposited Coating on Tools: Performance and Wear Phenomena*, Surface and Coating Technology, Vol. 49, 1991, 316 – 324 p.

KLOCKE, F.; FRITSCH, R.; KAMMERMEIER, D., *New Approaches to Characterizing the Performance of Coating Cutting Tools*, 41° CIRP: Conference on Manufacturing Technology, Procedia, 1992, 49 – 54 p.

KOETHER, R.; RAU, W., *Fertigungstechnik für Wirtschaftsingenieure*, 3 ed., München (Alemanha): Carl Hanser Verlag, 2008, 474 p.

KONDO, K.; OGAWA, K.; AMAYA, H.; UEDA, M.; OHTANI, M., *Development of weldable Super 13Cr martensitic stainless steel for flowline*, International Offshore and Polar Conference, Kitakyushu (Japão), 2002, 303 – 309 p.

KÖNIG, U., *Deposition and Properties of Multicomponent Hard Coating*, Surface and Coating Technology, Vol. 33, 1987, 91 – 103 p.

KORKUT, I.; BOY, M.; KARACAN, I.; SEKER, U., *Investigation of chip-back temperature during machining depending on cutting parameters*, Material and Design, Vol. 28, 2007, 2329 – 2335 p.

KOSA, T.; Ney, R.P., *Tool wear and tool life*, Ohio (Estados Unidos da América): ASM International, 1989, 68 – 707 p.

KÖTTER, D., *Herstellung von schneidkantenverrundung und deren einfluss auf das einsetzverhalten von zerspanwerkzeugen*, Dortmund (Alemanha): ISF, 2006, 100 p.

KUMAR, B. R.; SHARMA, S.; MUNDA, P.; MINZ, R. K., *Structure and microstructure evolution of a ternary Fe-Cr-Ni alloy akin to super martensitic stainless steel*, Material and Design, Vol. 50, 2013, 392 – 398 p.

LACERDA, R. S.; DINIZ, A. E., *Fresamento em desbaste de pás de turbina hidráulica*, Revista digital O Mundo da Usinagem, Vol. 103, Seção Soluções em Usinagem II, São Paulo (Brasil), 2014: Disponível em: <<http://www.omundodausinagem.com.br/?cat=38>>, Acesso em: 11 de mai. 2015.

LANDERS, R. G.; GALECKI, G.; YOUNG, K.; HANKS, R., *Pheripheral milling of thin titanium plates: modelling, analysis and process planning*, Proceeding of the Institute of Mechanical Engineering B J Engineering Manufacture, Vol. 225, n° 6, 2011, 783 – 798 p.

LAUDERBAUGH, L., *Analysis of the effects of process parameters on exit burrs in drilling using a combined simulation and experimental approach*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 209, n° 4, 2009, 1909 – 1919 p.

LAWAL, S. A.; CHOUDHURY, I. A.; NUKMANN, Y., *A critical assessment of lubrication techniques in machining processes: a case for minimum quantity lubrication using vegetable oil-based lubricant*, Journal of Cleaner Production, Vol. 41, 2013, 210 – 221 p.

LIN, J. F.; LIU, M. H.; WU, J. D., *Analysis of the friction and wear mechanism of structural ceramic coatings – Part 2: The effect of operating conditions and substrate material*, Wear, Vol. 198, 1996, 7 – 14 p.

LOCHMANN, K., *Formelsammlung Fertigungstechnik*, 2 ed., München (Alemanha): Carl Hanser Verlag, 2009, 478 p.

MA, X. P.; WANG, L. J.; LIU, C. M.; SUBRAMANIAN, S. V., *Microstructure and properties of 13Cr5Ni1Mo0,025Nb0,09V0,06N super martensitic stainless steel*, Material Science and Engineering A, Vol. 539, 2012, 271 – 279 p.

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; SILVA, M. B., *Teoria da Usinagem dos Materiais*, 2 ed., São Paulo (Brasil): Editora Blücher, Revisão de Rosalvo Tiago Ruffino, 2011, 371 p.

MACHADO, C., MENDES, J., FONSECA, J., *Intelligent Cutting-off of Pipes and Bars*, International Symposium on Industrial Electronic (ISIE), Vol. 1, 2003, 460 – 465 p.

MAHDAVINEJAD, R. A.; SAEEDY, S., *Investigation of the influential parameters of machining of AISI 304 stainless steel*, Indian Academy of Sciences, Vol. 36, 2011, 963 – 970 p.

MIN, S.; INASAKI, I.; FUJIMURA, S.; WADA, T.; SUDA, S.; WAKABAYASHI, T., *A Study on Tribology in Minimal Quantity Lubrication Cutting*, 54° CIRP: Conference on Manufacturing Technology, Procedia, 2005, 105 – 108 p.

MONTGOMERY, D. C., RUNGER, G. C., *Estatística Aplicada e Probabilidade para Engenheiros*, 4 ed. Tradução de Verônica Calado, Original em inglês, Rio de Janeiro: LTC Editora, 2009. 493 p.

MOREIRA, M. C.; ABRÃO, A. M.; RUBIO, J. C. C.; FARIA, P. E., *Estudo sobre o Serramento Circular do Aço Inoxidável Supermartensítico 13Cr*, 68° International Annual Congress, Belo Horizonte (Brasil), ABM, 2013a, 3722 – 3732 p.

MOREIRA, M. C.; ABRÃO, A.M.; CAMPOS RUBIO, J.C.; FARIA, P. E., *Largura da fenda, formação de cavacos e desgaste gerado pela operação de serramento circular*, 7° Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação (COBEF), Rio de Janeiro (Brasil), ABCM, 2013b, 9 p.

MOREIRA, M.C.; ABRÃO, A. M.; CAMPOS RUBIO, J.; FARIA, P. E., *Qualidade de superfícies geradas pela operação de serramento circular*, 7º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM), São Luís (Brasil), ABCM, 2012, 10 p.

NING, Y; RAHMAN, M.; WONG, Y. S., *Investigation of chip formation in high speed end milling*, Journal of Materials, Processing and Technology, Vol. 113, 2001, 360 – 367 p.

NOORDIN, M. Y.; VENKATESH, V. C.; SHARIF, S., *Dry Turning of Tempered Martensitic Stainless Tool Steel Using Coated Cermet and Coated Carbide Tools*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 185, 2007, 83 – 90 p.

NORDSTRÖM, J.; BERGSTRÖM, J., *Wear testing of saw teeth in timber cutting*, Wear, Vol. 250, 2001, 19 – 27 p.

OERLIKON. B.; Balinit Alcrona: Allrounder at the top level, Vol. 1, 2012

PEKELHARING, A. J., *Cutting tool damage in interrupted cutting*, Wear, Vol. 62, 1980, 37 – 48 p.

PETROBRAS S.A., *Fontes de energia: Pré-sal*, Brasil: Sem Ano, Disponível em: <<http://www.petrobras.com/pt/energia-e-tecnologia/fontes-de-energia/pre-sal/>>, Acesso em: 05 de set. 2015.

POLINI, R.; ALLEGRI, A.; GUARINO, S.; QUADRINI, F.; SEIN, H.; AHMED, W., *Cutting force and wear evaluation in peripheral milling by CVD diamond dental tools*, Thin Solid Films, Vols. 469 – 470, 2004, 161 – 166 p.

QUITO, D. T., *Technology Perspective on CVD and PVD Coated Metal-Cutting Tools*, International Journal of Refractory Metal & Hard Materials, Vol. 14, 1996. 7 – 20 p.

QUITO, D. T.; SHANTHARAM A, T.; JINCAL, P. C., *Mechanical properties, structure and performance of CVD and PVD coating carbide tools*, Materials Science and Engineering, Vol. 106, 1988, 443 – 452 p.

RAMIREZ, J. E., *Weldability evaluation of supermartensitic stainless steels*, Journal Weld, Estados Unidos da América, Vol. 86, 2007, 125 – 134 p.

RASTORGUEV, G. A., *Machining of slot surfaces*, Russian Engineering Research, Vol. 33, 2013, 57 – 63 p.

RAUCH, M.; DUC, E.; HASCOET, J. Y., *Improving trochoidal tool paths generation and implementation using process constraints modelling*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 49, 2009, 375 – 383 p.

RODRIGUES, C. A. D.; LORENZO, P. L. D.; SOKOLOWSKI, A.; BARBOSA, C. A.; ROLLO, J. M. D. A., *Titanium and molybdenum content in supermartensitic stainless steel*, Materials Science and Engineering A, Vols. 460 – 461, 2007, 149 – 152 p.

ROMI, *Manual do operador: centro de usinagem Discovery 560*, Santa Bárbara do Oeste (Brasil), 2002, 271 p.

ROVELLE, C. A. D.; RIBEIRO, C. R.; SILVA, R.; BARONI, L. F. S.; ALCÂNTARA, N. G.; KURI, S. E., *Microstructural and mechanical characterization of radial friction welded supermartensitic stainless steel joints*, Material Science & Engineering A, Vol. 586, 2013, 86 – 92 p.

RULINSKAS, F.; RULINSKAS, E., *Uso de lâminas metal duro: dicas de utilização e conceitos para prorrogar a vida útil de sua ferramenta*, São Paulo (Brasil): Treinamento Wagner Lennartz, Sem Ano, 3 p.

SANDVIK COROMANT, *Manual Técnico: Torneamento, Fresamento, Furação, Mandrilamento e Sistemas de Fixação*, Suécia: Catálogo, 2010, 547 p.

SANTHANAM, A.T.; TIERNEY, P., *Cemented carbides*, Ohio (Estados Unidos da América): ASM International, 1989, 70 – 89 p.



SAWAR M., HAIDER J., PERSSON M., HELLBERG H., *Material behavior at the extreme cutting edge in bandsawing*, International Conference on Advances in Materials and Processing Technologies, Paris (França), American Institute of Science, 2010, 1059 – 1064 p.

SAWAR M.; ZHANG X.; GILLIBRAND D., *Performance of titanium nitride-coated carbide-tipped circular saws when cutting stainless steel and mild steel*, Surface and Coatings Technology, Vols. 94 – 95, 1997, 617 – 621 p.

SCHNEIDER, G., *Principles of tungsten carbide engineering: expanded and up-dated to include ceramics*, 2 ed. Ohio (Estados Unidos da América): ASM International, 1989, 148 p.

SELVARAJ, D. P.; CHANDRAMOHAN, P.; MOHANRAJ, M., *Optimization of surface roughness, cutting force and tool wear of nitrogen alloyed duplex stainless steel in dry turning process using Taguchi method*, Measurement, Vol. 49, 2014, 205 – 215 p.

SIMONEAU, A.; NG, E.; ELBESTAWI, M. A., *Chip formation during microscale cutting of medium carbon steel*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 46, 2006, 467 – 481 p.

SHAW, M. C., *Metal cutting principles*, 2 ed., Nova York (Estados Unidos da América): Oxford University Press, 2005, 651 p.

SLEZAK, T.A.; BLUM, A., *Sawing* Ohio (Estados Unidos da América): ASM International, 1989, 356 – 365 p.

STARRETT, *Cutting Table*, Estados Unidos da América: Catálogo, Sem ano, 3p.

SMITH, L; CELANT, M., *Martensitic stainless steel in context*, Belgian Welding Institute, Brussel (Bélgica), Vol. 62, 2002, 10 p.

STAKNIEV, Y. M., *Coordination of saw blade tensioning with rotation speed: myth or reality?*, Holz Roh Werkst, Vol. 62, Archangelsk (Rússia): Springer Verlag, 2004, 313 – 315 p.

SUMITOMO METAL INDUSTRY, *SM12CRS-110*, Japão: Dados Técnicos, 2011, 6p.

TANG, L.; GAO, C.; HUANG, J.; SHEN, H.; LIN X., *Experimental investigation of surface integrity in finish dry hard turning of hardness tool steel at different hardness levels*, International Journal Advanced Manufacture Technology, Vol. 77, 2015, 1665 – 1669 p.

TECHNICAL REPORT, *Tool Steel*, Materials & Design, Vol. 5, 1984, 27 – 29 p.

TETI, R.; JEMIELNAK, K.; O'DONNELL, G.; DORNFELD, D., *Advanced monitoring of machining operations*, 59° CIRP: Conference on Manufacturing Technology, Procedia, 2010, 717 – 739 p.

THAKUR, D. G.; RAMAMOORTHY, B.; VIJAYARAGHAVAN, L., *Study on the machining characteristics of superalloy Inconel 718 during high speed turning*, Materials, Vol. 30, 2009, 1718 – 1725 p.

TILLMANN, M., *Schlussbericht: Schnellsttrennen von Stahl mit hochharten Schneidstoffen*, Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF), Remscheid (Alemanha), 2011, 73 p.

TRENT, E.M.; WRIGHT P., “*Metal Cutting*”, 4 ed., Londres (Inglaterra): Butterworths & Co., 2000, 464 p

TSCHÄTSCHE, H., *Applied Machining Technology*, Chemnitz (Alemanha): Springer, Tradução de Anette Reichelt, 2009, 375 p.

UEDA, T.; AL HUDA, M.; YAMADA, K.; NAKAYAMA, K., *Temperature measurement of CBN tool in turning of high hardness steel*. 48° CIRP: Conference on Manufacture Systems, Procedia, 1999, 63 – 66 p.

VALIORGUE, F.; BROSSE, A.; NAISSON, P.; RECH J.; HAMDI, H.; BERGHEAU, J. M., *Emissivity calibration for temperatures measurement using thermography in the of machining*, Applied Thermal Engineering, Vol. 53, 2013, 321 – 326 p.

VALLOUREC TUBOS DO BRASIL S.A., *13%Cr & Super 13%Cr steel grades for sweet CO<sub>2</sub> corrosion service V&M Tubes*, Catálogo, 2005, 8 p.

WANG, C.; ZHENG, L.; QIN, Z.; TANG, D.; SONG, Y., *Research on the chip formation mechanism during the high-speed milling of hardened steel*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 79, 2014, 31 – 48 p.

ZHANG, S.; GUO, Y. B., *An experimental and analytical analysis on chip morphology, phase transformation, oxidation, and their relationships in finish hard milling*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 49, 2009, 805 – 813 p.

# Apêndice I

**Memória de cálculos para adequação da ferramenta serra circular e parâmetros de corte para atender as especificações do equipamento Centro de Usinagem ROMI Discovery 560**

Dados:

$$a_e = 10 \text{ mm}$$

$$a_p = 7,5 \text{ mm}$$

$$D = 105 \text{ mm}$$

$$z = 4$$

$$f_z = 0,04/ 0,07/ 0,10 \text{ mm/rev}$$

$$v_c = 150/ 200/ 250 \text{ m/min}$$

$$k_v \text{ (metal duro)} = 1$$

$$k_{\text{desgaste}} = 1,3$$

$$k_{\text{recalque}} = 1,2$$

$$k_{c1} \text{ (aço inoxidável martensítico)} = 2300$$

$$m_c \text{ (aço inoxidável martensítico)} = 0,21$$

$$\text{Equação da rotação: } n = \frac{1000 \times v_c}{\pi \times D} \text{ (RPM)}$$

Equação da potência para Centro de Usinagem Romi Discovery 560:

$$\text{Se } n < 1666 \text{ (RPM)} \longrightarrow P_{\text{Romi}} = 5,4 \times n \text{ (W)}$$

$$\text{Se } n \geq 1666 \text{ (RPM)} \longrightarrow P_{\text{Romi}} = 9000 \text{ (W)}$$

$$\text{Equação da potência para serramento circular: } P_{\text{serramento circular}} = \frac{k_c \times a_e \times a_p \times v_f}{6000 \times n} \text{ (W)}$$

$$\text{Onde: } k_c = \frac{k_{c1}}{h_m^{m_c}}$$

$$\text{Se } \frac{a_e}{D} \leq 0,1 \longrightarrow h_m = f_z \times \sqrt{\left(\frac{a_e}{D}\right)}$$

$$\text{Se } \frac{a_e}{D} > 0,1 \longrightarrow h_m = \frac{180 \times a_e \times f_z \times \sin \chi_r}{\pi \times D \times \text{asin} \frac{a_e}{D}}$$

$$v_f = z \times f_z \times n$$

Tabela I.1: Cálculo da rotação

$v_c$ (m/min)	D (mm)	n (RPM)
150	105	454,959
200	105	606,612
250	105	758,265

Tabela I.2: Relação entre a potência calculada do serramento circular e potência fornecida pelo centro de usinagem Romi Discovery 560

$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev)	$P_{\text{serramento circular}}$ (W)	$P_{\text{Romi}}$ (W)	Adequação entre $P_{\text{serramento circular}}$ e $P_{\text{Romi}}$
150	0,04	1026,968	2456,779	$P_{\text{serramento}} < P_{\text{Romi}}$ Ok
150	0,07	1597,928	2456,779	$P_{\text{serramento}} < P_{\text{Romi}}$ Ok
150	0,10	2118,018	2456,779	$P_{\text{serramento}} < P_{\text{Romi}}$ Ok
200	0,04	1369,291	3275,705	$P_{\text{serramento}} < P_{\text{Romi}}$ Ok
200	0,07	2130,570	3275,705	$P_{\text{serramento}} < P_{\text{Romi}}$ Ok
200	0,10	2824,024	3275,705	$P_{\text{serramento}} < P_{\text{Romi}}$ Ok
250	0,04	1711,614	4094,631	$P_{\text{serramento}} < P_{\text{Romi}}$ Ok
250	0,07	2663,213	4094,631	$P_{\text{serramento}} < P_{\text{Romi}}$ Ok
250	0,10	3530,030	4094,631	$P_{\text{serramento}} < P_{\text{Romi}}$ Ok

## Apêndice II

Tabela II.1: Dados coletados para serra A (serra com inserto de metal duro sem revestimento)

$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev)	$F_c$ (N)	$T$ (°C)	$R_q$ ( $\mu\text{m}$ )	$a_{fenda}$ (mm)	$H_{rebarba}$ ( $\mu\text{m}$ )
150	0,04	407,969	604,499	2,219	7,490	357,121
150	0,04	566,410	665,895	2,104	7,497	340,258
150	0,07	504,405	-	1,373	7,488	314,455
150	0,07	530,332	-	2,103	7,509	363,607
150	0,1	598,647	532,325	1,487	7,512	260,615
150	0,1	690,968	666,668	2,269	7,486	266,969
200	0,04	445,487	-	1,068	7,487	262,955
200	0,04	456,701	-	0,953	7,505	271,991
200	0,07	491,270	-	1,443	7,499	259,894
200	0,07	448,162	-	1,848	7,484	249,698
200	0,1	561,951	-	1,674	7,512	311,586
200	0,1	608,866	-	1,869	7,503	275,643
250	0,04	366,349	685,454	1,544	7,485	326,230
250	0,04	296,305	619,96	1,404	7,483	327,018
250	0,07	427,421	-	1,920	7,481	240,580
250	0,07	486,105	-	1,885	7,499	223,356
250	0,1	511,045	722,338	2,083	7,484	319,240
250	0,1	428,984	700,078	2,640	7,499	345,550

Tabela II.2: Dados coletados para serra B (serra com inserto de metal duro revestidos por PVD)

$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev)	$F_c$ (N)	$T$ (°C)	$R_q$ ( $\mu\text{m}$ )	$a_{fenda}$ (mm)	$H_{rebarba}$ ( $\mu\text{m}$ )
150	0,04	507,560	526,3	1,112	7,525	330,711
150	0,04	518,397	483,9	0,797	7,506	248,075
150	0,07	525,668	-	0,553	7,481	123,269
150	0,07	507,697	-	1,023	7,542	158,151
150	0,1	586,986	542,198	0,982	7,485	255,965
150	0,1	634,450	568,611	1,575	7,480	271,774
200	0,04	406,700	-	0,64	7,495	324,252
200	0,04	407,008	-	1,822	7,483	265,050
200	0,07	467,607	-	0,863	7,481	208,723
200	0,07	507,732	-	1,163	7,491	270,925
200	0,1	550,737	-	1,687	7,497	180,006
200	0,1	533,453	-	1,603	7,478	170,909
250	0,04	272,436	497,5	0,616	7,479	327,149
250	0,04	389,312	544,2	0,925	7,535	241,050
250	0,07	455,158	-	0,529	7,493	272,035
250	0,07	404,786	-	1,246	7,511	281,379
250	0,1	570,799	558,9	1,526	7,482	217,040
250	0,1	583,557	584,4	2,782	7,513	305,841

Tabela II.3: Dados coletados para serra C (serra com inserto de metal duro revestidos por MT-CVD)

$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev)	$F_c$ (N)	T (°C)	$R_q$ ( $\mu\text{m}$ )	$a_{fenda}$ (mm)	$H_{rebarba}$ ( $\mu\text{m}$ )
150	0,04	334,715	558,958	1,330	7,503	188,642
150	0,04	579,716	528,011	1,779	7,482	216,563
150	0,07	432,249	-	1,553	7,487	131,176
150	0,07	540,620	-	1,020	7,493	143,467
150	0,1	502,759	526,871	0,838	7,496	131,694
150	0,1	482,868	527,938	0,493	7,525	242,017
200	0,04	343,879	-	1,579	7,513	142,130
200	0,04	394,909	-	1,478	7,495	176,060
200	0,07	361,493	-	1,177	7,482	116,355
200	0,07	432,194	-	0,987	7,487	125,740
200	0,1	511,291	-	1,453	7,499	175,656
200	0,1	563,063	-	1,763	7,479	195,788
250	0,04	289,515	559,103	1,592	7,492	228,857
250	0,04	319,043	609,428	1,298	7,480	292,159
250	0,07	404,333	-	1,753	7,489	173,742
250	0,07	405,465	-	1,220	7,510	271,670
250	0,1	448,985	588,9	1,058	7,485	263,999
250	0,1	502,073	622,997	1,743	7,492	227,879