



**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
CENTRO TECNOLÓGICO
PRÓ-REITORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO**

JOÃO PAULO LUIZ GRISOTTO ALVES

**AVALIAÇÃO DA USINABILIDADE DE AÇOS DE LIVRE CORTE COM
ADIÇÕES DE CHUMBO E/OU BISMUTO**

Vitória, ES
2024



**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
CENTRO TECNOLÓGICO
PRÓ-REITORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO**

João Paulo Luiz Grisotto Alves

**AVALIAÇÃO DA USINABILIDADE DE AÇOS DE LIVRE CORTE COM
ADIÇÕES DE CHUMBO E/OU BISMUTO**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica, área de concentração Ciência e Engenharia dos Materiais.

Orientador: Prof^a. Dr^a. Patrícia Alves Barbosa

Vitória, ES
2024

Ficha catalográfica disponibilizada pelo Sistema Integrado de Bibliotecas - SIBI/UFES e elaborada pelo autor

A474a Alves, João Paulo, 1997-
Avaliação da usinabilidade de aços de livre corte com adições de chumbo e/ou bismuto / João Paulo Alves. - 2024.
143 f. : il.

Orientadora: Patrícia Alves Barbosa.
Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) -
Universidade Federal do Espírito Santo, Centro Tecnológico.

1. Usinagem. 2. Metais - Corte. 3. Aço - Testes. 4. Aço. I. Barbosa, Patrícia Alves. II. Universidade Federal do Espírito Santo. Centro Tecnológico. III. Título.

CDU: 621



PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
CENTRO TECNOLÓGICO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO

AVALIAÇÃO DA USINABILIDADE DE AÇOS DE LIVRE CORTE COM ADIÇÕES DE CHUMBO E/OU BISMUTO

JOÃO PAULO LUIZ GRISOTTO ALVES

COMISSÃO EXAMINADORA

Prof^a. Dr^a. Patricia Alves Barbosa
(Orientadora – PPGEM/UFES)

Prof. Dr. Marcos Tadeu D'Azeredo Orlando
(Examinador Interno – PPGEM/UFES)

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado
(Examinador Externo – PPGEM/PUCPR)

Dr^a. Mariane Gonçalves de Miranda Salustre
(Examinadora Externa – ArcelorMittal)

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Vitória/ES, 14 de outubro de 2024.

Documento original assinado eletronicamente, conforme MP 2200-2/2001, art. 10, § 2º, por:

ALISSON ROCHA MACHADO
CIDADÃO
assinado em 25/10/2024 16:30:07 -03:00

PATRÍCIA ALVES BARBOSA
CIDADÃO
assinado em 25/10/2024 17:43:58 -03:00

MARIANE GONÇALVES DE MIRANDA SALUSTRE
CIDADÃO
assinado em 28/10/2024 09:24:04 -03:00

MARCOS TADEU D AZEREDO ORLANDO
CIDADÃO
assinado em 13/11/2024 14:50:37 -03:00



INFORMAÇÕES DO DOCUMENTO

Documento capturado em 13/11/2024 14:50:37 (HORÁRIO DE BRASÍLIA - UTC-3)
por ANDRÉIA GUZI EYNG (CIDADÃO)
Valor Legal: ORIGINAL | Natureza: DOCUMENTO NATO-DIGITAL

A disponibilidade do documento pode ser conferida pelo link: <https://e-docs.es.gov.br/d/2024-5JQCMV>

Agradecimentos

A Deus, nossa luz e fortaleza, e a Maria Santíssima, por nos cobrir com seu manto de proteção, além dos anjos que sempre guiam nossos passos.

Aos meus pais e irmãos, que estiveram ao meu lado ao longo de toda a pós-graduação e, em especial, durante este trabalho, compartilhando e apoiando meus sonhos de forma incondicional.

À Universidade Federal do Espírito Santo (UFES) e ao corpo docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica pelo aprendizado proporcionado e pelas oportunidades de conhecer pessoas incríveis.

Aos amigos que fiz ao longo dessa jornada e que me ofereceram suporte nos momentos mais desafiadores durante o mestrado.

À Prof.^a Dr.^a Patrícia Alves Barbosa, por confiar a continuidade de um de seus estudos. Agradeço a orientação, paciência, dedicação e pelos valiosos ensinamentos durante todo o desenvolvimento deste trabalho.

Ao Laboratório de Tecnologia Mecânica (LABTECMEC), através da Prof.^a Dr.^a Patrícia Alves Barbosa, por disponibilizar o espaço necessário para a realização deste projeto.

À ArcelorMittal - Global R&D Brazil pelo fornecimento dos materiais de trabalho, ferramentas de corte e recursos que deram suporte à pesquisa.

À CAPES pelo auxílio financeiro através da concessão da bolsa de estudos.

Resumo

Os aços de livre corte são desenvolvidos por técnicas metalúrgicas para alcançar alta usinabilidade através da adição de elementos de liga capazes de interromper a matriz do material visando aumentar a produtividade e reduzir os custos de fabricação. Nesse contexto, o presente trabalho teve como objetivo avaliar a usinabilidade de três aços de livre corte, codificados como Aço A (MnS + Pb), Aço B (MnS + PbBi) e Aço C (MnS + Bi). Para tal, foram realizadas caracterizações microestruturais, ensaios de dureza Vickers e de usinagem. Dentre os ensaios de usinagem foram executados testes de pressão constante na operação de furação (avaliando percurso de avanço (Lf), temperatura de corte e características dos cavacos); e testes de torneamento (obtendo respostas de força de usinagem, pressão específica de corte, parâmetros de rugosidade (Ra e Rz), características dos cavacos e desgaste da ferramenta). Nos ensaios de furação foram variados rotação, carga aplicada e material. Nos ensaios de torneamento, variou-se o avanço e o material. Os resultados indicaram que o Aço A possui uma microestrutura predominantemente perlítica, enquanto os Aços B e C exibem microestruturas ferríticas, refletindo nos valores de dureza Vickers, com o Aço A apresentando dureza 78% e 84% superior aos dos aços B e C, respectivamente. Na furação, o Aço A apresentou maior dificuldade de usinagem (menor Lf), sendo os Aços B e C os materiais com as melhores respostas de usinabilidade. O aumento da rotação ou da carga aplicada implicou em uma maior taxa de remoção de material. A combinação de menor rotação com maior carga aplicada implicou em maior temperatura durante a furação dos aços de livre corte. O aumento da carga aplicada contribuiu para a quebra do cavaco, formando cavacos mais curtos. Adições de chumbo e bismuto contribuíram para a fragilização do cavaco, tornando-o mais curto. Por outro lado, a adição somente de bismuto tendeu a formar cavacos mais longos e emaranhados. No torneamento, diferentes microestruturas, elementos de livre corte e dureza promovem alteração na usinabilidade dos materiais. No menor avanço, F_U para o Aço C foi 105% superior aos dos Aços A e B. Para $f=0,2$ mm/volta, F_U do Aço A se tornou superior aos dos demais. E para o maior avanço, o Aço A mostrou melhor resultado de usinabilidade, apresentando valor de F_U 15,2% inferior aos Aços B e C. A pressão específica de corte (K_s) apresentou variações significativas em função do avanço e do material. A presença dos elementos de livre corte contribuiu para a redução de K_s . Os aços apresentaram comportamento similar, aumentando a rugosidade com o avanço. O material e o avanço tiveram influência na variação da forma dos cavacos gerados durante o torneamento. De maneira geral, a quebra do cavaco foi facilitada pelo aumento do avanço. A adição de Bi contribuiu para a fragilização do cavaco tornando-o mais curto. A ferramenta de corte utilizada para o torneamento do Aço A apresentou o maior desgaste ($VB_{Bmáx} = 844,523$ μ m e cratera), maior camada de material aderido e evidências de mecanismos de desgaste por difusão e *attrition*.

Palavras-chaves: aço de livre corte; usinabilidade; furação; torneamento; força de usinagem; pressão específica de corte; rugosidade; temperatura; característica do cavaco.

Abstract

Free-cutting steels are developed using metallurgical techniques to achieve high machinability through the addition of alloying elements that disrupt the material matrix, enhancing productivity and reducing manufacturing costs. This study aimed to evaluate the machinability of the three free-cutting steels, coded as Steel A (MnS+Pb), Steel B (MnS+PbBi), and Steel C (MnS+Bi). For this purpose, microstructural characterization, hardness tests, and machining tests were conducted, including constant pressure drilling tests (evaluating drilled length, cutting temperature, and chip characteristics) and turning tests (measuring machining force, specific cutting pressure, surface roughness parameters, chip characteristics, and tool wear). In the drilling tests, spindle speed, applied load, and material were varied. In the turning tests feed rate and material were varied. The results indicated that Steel A exhibited a predominantly pearlitic microstructure, while Steels B and C showed ferritic microstructures. These microstructural differences were reflected in the Vickers hardness values, with Steel A showing a hardness 78% and 84% higher than that of steels B and C, respectively. In drilling process, Steel A presented greater machining difficulty, with Steels B and C being the materials with the best machinability responses. Increasing spindle speed or applied load resulted in a higher material removal rate. Lower spindle speed combined with greater applied load resulted in higher temperatures during drilling of free-cutting steels. Increasing applied load contributed to the breakage of the chip, forming shorter chips. Lead and bismuth additions contributed to chip embrittlement, however, only bismuth addition showed tendency to longer and snarled chips formation. In turning process, different microstructures, free cutting elements and hardness promoted changes in the material machinability. At lowest feed rate, F_U for Steel C was 105% higher than the others. For $f=0.2$ mm/rev, F_U for Steel A became the superior. And for the greatest feed rate, Steel A showed the better machinability result, presenting a F_U value 15.2% lower than Steels B and C. The specific cutting pressure (K_s) showed significant variations depending on the feed rate and materials. Free cutting elements contributed to K_s reduction. The free cutting steels showed similar behavior, increasing roughness with feed rate. Material and feed rate influenced the chip shape during the turning process. In general, chip breaking was facilitated by feed rate increasing. Bi addition contributed to chip embrittlement, making it shorter. Cutting tool used for turning Steel A showed the greatest wear ($VB_{Bm\acute{a}x} = 844.523$ μm , and crater), the largest build up layer, and evidence of wear mechanisms by diffusion and attrition.

Keywords: *free-cutting steel; machinability; drilling process; turning process; machining force; specific cutting pressure; roughness; cutting temperature; chip characteristics.*

Lista de Figuras

Figura 1 - Principais índices de usinabilidade.....	24
Figura 2 - Ensaio de Usinabilidade.	28
Figura 3 - Componentes da força de usinagem no torneamento.	30
Figura 4 - Influência da velocidade de corte na força de usinagem.	31
Figura 5 - Influência da seção de corte e da resistência do material na força de usinagem.....	32
Figura 6 - Influência do avanço e da profundidade de corte na pressão específica de corte.	34
Figura 7 - Distribuição de temperatura na ferramenta, no cavaco e na peça.....	36
Figura 8 - Principais formas de desgaste de ferramentas, onde $A\gamma$, representa a superfície de saída; $A\alpha$, a superfície de folga e S, a aresta principal de corte.....	39
Figura 9 - Parâmetros para medição das formas de desgaste da ferramenta.	41
Figura 10 - Mecanismos de desgaste em ferramentas de corte.....	42
Figura 11 - Superfície da cratera desgastada de uma ferramenta de metal duro após a usinagem de aço em alta velocidade de corte, destacando o aspecto liso da superfície desgastada, característico de mecanismo de desgaste por difusão, com ridge causado por partículas abrasivas.	43
Figura 12 - Definição gráfica da medida do parâmetro R_a	45
Figura 13 - Definição gráfica da medida do parâmetro R_z	46
Figura 14 - Fatores que afetam a forma e a quebra dos cavacos.	47
Figura 15 - Tipos de cavaco.....	48
Figura 16 - Classificação das formas de cavaco.	49
Figura 17 - Influência do avanço e da profundidade de corte na forma do cavaco.....	50
Figura 18 - Representação de um gráfico de cavacos em função da profundidade de corte e do avanço.	50
Figura 19 - Deformação das inclusões de MnS (preto) durante a usinagem.	55
Figura 20 - Fotomicrografia da superfície de saída de uma ferramenta. (a) Impressão de sulfetos. (b) Impressão de enxofre.	56
Figura 21 - Efeito da adição de MnS na força de usinagem em função da velocidade de corte. ...	57
Figura 22 - Relação entre Força de atrito e número de inclusões de MnS.	58
Figura 23 – Três tipos de morfologias de sulfeto de manganês reveladas por microscopia óptica e eletrônica de varredura. (a) e (d) Tipo 1. (b) e (e) Tipo 2. c) Tipo 3. (f) Morfologia em função do teor de oxigênio e desoxidante.....	60
Figura 24 - Efeito da adição de Pb nos na pressão específica de corte (K_s) e no ângulo de cisalhamento (ϕ).	62

Figura 25 - Imagem MEV de inclusões de MnS (preto) e Pb (branco) em um aço de livre corte. ...	63
Figura 26 - Inclusões de Bi em aços de Livre Corte.	65
Figura 27 - Microestruturas típicas de fraturas entre 950-1050 °C em aço com adição de Bi. (a) Morfologia da trinca no contorno de grão austenítico. (b) Segregação de filme de Bi líquido.	66
Figura 28 - Desgaste da ferramenta. (a) Sem adição de Bi, (b) 0,08% Bi e (c) 0,12%.	67
Figura 29 - Rugosidade superficial.....	67
Figura 30 - Rugosidade superficial pela adição de Bi.....	68
Figura 31 - Fluxograma metodológico.	70
Figura 32 - Fluxograma de preparação metalográfica.	72
Figura 33 - Aparato experimental do ensaio de pressão constante. (a) Desenho esquemático e (b) Furadeira de coluna e adaptação para avanço constante.....	73
Figura 34 - Corpo de prova dos testes de pressão constante, à esquerda: configuração esquemática do corpo de prova para a operação de faceamento longitudinal da barra, e à direita: imagem representativa da barra após o fresamento de faceamento longitudinal.....	74
Figura 35 - Broca Helicoidal Dormer DIN 338 A-002.....	74
Figura 36 - Aparato experimental para avaliação de usinabilidade. (a) Paquímetro, (b) Câmera térmica e (c) Diagrama de classificação de cavacos.....	76
Figura 37 - Ferramenta de corte. a) Inserto de metal duro. b) Suporte da ferramenta.	77
Figura 38 - Sistema dinamométrico Kistler para o monitoramento das componentes ortogonais da força de usinagem.....	79
Figura 39 - Medição de parâmetros de rugosidade. (a) Rugosímetro de contato portátil Mitutoyo SJ-210. (b) Planos e comprimento de avaliação dos parâmetros de rugosidade.....	80
Figura 40 - Imagens de microestrutura do Aço A (MnS + Pb) atacado com Nital 2%. (a) MO Seção Transversal (x100). (b) MEV da Seção Transversal (x1000). (c) MO Seção Longitudinal (x100). (d) MEV Seção Longitudinal (x1000).....	82
Figura 41 - Imagens de microestrutura do Aço B (MnS + PbBi) atacado com Nital 2%. (a) MO Seção Transversal (x100). (b) MEV da Seção Transversal (x1000). (c) MO Seção Longitudinal (x100). (d) MEV Seção Longitudinal (x1000).....	83
Figura 42 - Imagens de microestrutura do Aço C (MnS + Bi) atacado com Nital 2%. (a) MO Seção Transversal (x100). (b) MEV da Seção Transversal (x1000). (c) MO Seção Longitudinal (x100). (d) MEV Seção Longitudinal (x1000).....	84
Figura 43 - Imagens de MEV/EDS de inclusão de aditivo de livre corte do Aço A (MnS + Pb). (a) MEV Seção Longitudinal destacando os pontos de análise de EDS. (b) Mapeamento químico por EDS. (c) Espectro da análise química do interior da inclusão de MnS (Ponto 1). (d) Espectro da análise química no interior da fase clara que envolve a inclusão de MnS (Ponto 2).	85
Figura 44 - Imagens de MEV/EDS de inclusão de aditivo de livre corte do Aço B (MnS + PbBi). (a) MEV Seção Longitudinal destacando os pontos de análise de EDS. (b) Mapeamento químico por EDS. (c) Espectro da análise química do interior da inclusão de MnS (Ponto 1). (d) Espectro da análise química no interior da fase clara que envolve a inclusão de MnS (Ponto 2).	86

Figura 45 - Imagens de MEV/EDS de inclusão de aditivo de livre corte do Aço C (MnS + Bi). (a) MEV Seção Longitudinal destacando os pontos de análise de EDS. (b) Mapeamento químico por EDS. (c) Espectro da análise química do interior da inclusão de MnS (Ponto 1). (d) Espectro da análise química no interior da fase clara que envolve a inclusão de MnS (Ponto 2).	87
Figura 46 - Gráfico de Efeitos na resposta do número de Dureza Vickers. (a) Material. (b) Interação entre Material e Seção.	88
Figura 47 - Resultados médios de percurso de avanço (Lf) em função da carga aplicada. (a) rotação de 840 rpm e (b) rotação de 1150 rpm.	90
Figura 48 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de Lf considerando material (Aço A e Aço B), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).	92
Figura 49 - Gráficos de Efeitos na resposta de Lf considerando material (Aço A e Aço B), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Interação Material x Carga Aplicada. (b) Rotação.	93
Figura 50 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de Lf considerando material (Aço A e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).	94
Figura 51 - Gráficos de Efeitos na resposta de Lf considerando material (Aço A e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Interação Material x Carga Aplicada. (b) Interação Rotação x Carga Aplicada.	95
Figura 52 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de Lf considerando material (Aço B e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).	96
Figura 53 - Gráficos de Efeitos na resposta de Lf considerando material (Aço B e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Interação Material x Carga Aplicada. (b) Interação Rotação x Carga Aplicada.	97
Figura 54 - Diagrama com imagens representativas de temperatura registradas durante o teste de pressão constante nas diferentes condições de ensaio para os três aços de livre corte investigados.	98
Figura 55 - Resultados médios de temperatura (T) em função da carga aplicada. (a) rotação de 840 rpm e (b) rotação de 1150 rpm.	99
Figura 56 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de temperatura de corte (T) considerando material (Aço A e Aço B), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).	100
Figura 57 - Gráficos de Efeitos na resposta de Temperatura de corte considerando material (Aço A e Aço B), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). a) Interação Material x Carga Aplicada. b) Interação Rotação x Carga Aplicada.	101
Figura 58 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de temperatura de corte (T) considerando material (Aço A e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).	102
Figura 59 - Gráficos de Efeitos na resposta de Temperatura de corte considerando material (Aço A e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Interação Material x Carga Aplicada. (b) Interação Rotação x Carga Aplicada.	103
Figura 60 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de temperatura de corte (T) considerando material (Aço B e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).	104
Figura 61 - Gráficos de Efeitos na resposta de Temperatura de corte considerando material (Aço B e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Material. (b) Interação Rotação x Carga Aplicada.	105

Figura 62 - Diagrama de classificação de cavacos obtidos dos testes de pressão constante em operação de furação nos diferentes aços de livre corte sob as condições de ensaios avaliadas.	106
Figura 63 - Sinais representativos da força de usinagem (F_U) em função do tempo de corte (t) para os diferentes aços de livre corte e avanços.	109
Figura 64 - Força de usinagem média (F_U) em função do avanço para os diferentes aços de livre corte investigados.	110
Figura 65 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de F_U considerando material e avanço.	112
Figura 66 - Gráficos de Efeitos na resposta de F_U considerando Material (Aços A, B e C) e avanço (0,1 mm/volta, 0,2 mm/volta e 0,3 mm/volta). (a) Material. (b) Avanço.	113
Figura 67 - Pressão específica de corte (K_s) média em função do avanço para os diferentes aços de livre corte investigados.	114
Figura 68 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de K_s considerando material e avanço.	116
Figura 69 - Gráficos de Efeitos na resposta de K_s . (a) Material. (b) Avanço.	116
Figura 70 - Rugosidade média (R_a) em função do avanço para os diferentes aços de livre corte investigados.	118
Figura 71 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de R_a considerando material e avanço.	119
Figura 72 - Gráficos de Efeitos na resposta de R_a . (a) Material. (b) Avanço.	120
Figura 73 - Altura máxima do perfil (R_z) em função do avanço para os diferentes aços de livre corte investigados.	121
Figura 74 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de R_z considerando material e avanço.	122
Figura 75 - Gráficos de Efeitos na resposta de R_z . (a) Material. (b) Avanço.	122
Figura 76 - Diagrama de classificação das formas de cavacos obtidos dos testes de torneamento dos diferentes aços de livre corte com a variação do avanço.	123
Figura 77 - Imagens representativas de MEV da ferramenta nova. (a) Superfície de saída (A_γ), (b) Superfície principal de folga (A_α), (c) Vista em perspectiva da ponta de corte, (d) e (e) Mapeamento químico por EDS de A_γ e A_α , respectivamente.	125
Figura 78 - Imagens representativas de mapeamento químico por MEV/EDS da ferramenta utilizada no ensaio de torneamento do aço de livre corte A (MnS + Pb) após um percurso de avanço (L_f) de 600 mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de Saída (A_γ) e (b) Superfície principal de folga (A_α).	126
Figura 79 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem do Aço A (MnS + Pb) para um $L_f = 600$ mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de saída (A_γ), (b) ampliação de (A_γ) próxima à ponta de corte, (c) ampliação da região final da área de contato cavaco-ferramenta, (d) região destacada na borda da aresta principal de corte (S), e (e) vista em perspectiva da ponta de corte.	127
Figura 80 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem do Aço A (MnS + Pb) para um $L_f = 600$ mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de folga (A_α) evidenciando o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$), (b) ampliação da região destacada em (a), e (c) ampliação da região destacada em (b).	128

Figura 81 - Imagens representativas de mapeamento químico por MEV/EDS da ferramenta utilizada no ensaio de torneamento do aço de livre corte B (MnS + PbBi) após um percurso de avanço (Lf) de 600 mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de Saída (A_γ) e (b) Superfície principal de folga (A_α)..... 129

Figura 82 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem Aço B (MnS + PbBi) para um Lf = 600 mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Vista em perspectiva da ponta de corte, (b) Superfície de Saída (A_γ), (c) ampliação da região final da área de contato cavaco-ferramenta, (d) ampliação de A_γ mais próxima à ponta de corte, (e) ampliação da região destacada em (d) evidenciando material aderido e zona de escorregamento, (f) ampliação da aresta principal de corte (S), e (g) ampliação da região destacada em (f) evidenciando a camada de material aderido..... 130

Figura 83 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem Aço B (MnS + PbBi) para um Lf = 600 mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de folga (A_α) evidenciando o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$), (b) ampliação da região destacada em (a) na aresta principal de corte (S), (c) ampliação da região destacada em (b) evidenciando material aderido, (d) ampliação da região destacada em (a) dentro da zona de desgaste de flanco, evidenciando material aderido e superfície lisa, (e) ampliação da região destacada em (d), e (f) ampliação da região destacada em (e) evidenciando leves marcas de sulcamento (Ridges). 131

Figura 84 - Imagens representativas de mapeamento químico por MEV/EDS da ferramenta utilizada no ensaio de torneamento do aço de livre corte C (MnS+Bi) após um percurso de avanço (Lf) de 600 mm, utilizando $V_c=150$ m/min; $f=0,3$ mm/volta e $a_p =1,0$ mm. (a) Superfície de Saída (A_γ) e (b) Superfície principal de folga (A_α). 132

Figura 85 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem Aço C (MnS + Bi) para um Lf = 600 mm, utilizando $V_c=150$ m/min; $f=0,3$ mm/volta e $a_p =1,0$ mm. (a) Vista em perspectiva da ponta de corte, (b) Superfície de Saída (A_γ), (c) ampliação de A_γ mais próxima à ponta de corte, (d) ampliação da região limite entre as zonas de aderência e escorregamento, e (e) ampliação da aresta principal de corte (S). 133

Figura 86 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem Aço C (MnS + Bi) para um Lf = 600 mm, utilizando $V_c=150$ m/min; $f=0,3$ mm/volta e $a_p =1,0$ mm. (a) Superfície de folga (A_α) evidenciando o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$), (b) ampliação da região destacada em (a) na aresta principal de corte (S), (c) ampliação da região destacada em (b) dentro da zona de desgaste de flanco evidenciando material aderido, (d) ampliação da região destacada em (b) evidenciando a aresta principal de corte (S), (e) ampliação da região destacada em (b) dentro da zona de desgaste de flanco evidenciando leves marcas de sulcamento (Ridges), e (f) ampliação da região destacada em (e) evidenciando as leves marcas de sulcamento (Ridges)..... 134

Lista de Tabelas

Tabela 1 - Composição química dos aços de livre corte investigados. % de elementos em massa.	71
Tabela 2 - Planejamento de experimentos fatorial 2^3 - Pressão constante.	75
Tabela 3 - Planejamento de experimentos fatorial 3^2 - Torneamento.	77
Tabela 4 - Dureza Vickers HV30 dos aços de livre corte investigados.	87
Tabela 5 - Análise de variância (ANOVA) para o número de Dureza Vickers.	88
Tabela 6 - Análise de significância do planejamento 2^3 realizado entre o Aço A e o Aço B com referência ao percurso de avanço (Lf). Nível de significância de 5%.	91
Tabela 7 - Análise de significância do planejamento 2^3 realizado entre o Aço A e o Aço C com referência ao percurso de avanço (Lf). Nível de significância de 5%.	93
Tabela 8 - Análise de significância do planejamento 2^3 realizado entre o Aço B e o Aço C com referência ao percurso de avanço (Lf). Nível de significância de 5%.	96
Tabela 9 - Análise de significância do planejamento 2^3 realizado entre o Aço A e o Aço B com referência à Temperatura de corte (T). Nível de significância de 5%.	100
Tabela 10 - Análise de significância do planejamento 2^3 realizado entre o Aço A e o Aço C com referência à Temperatura de corte (T). Nível de significância de 5%.	102
Tabela 11 - Análise de significância do planejamento 2^3 realizado entre o Aço B e o Aço C com referência à Temperatura de corte (T). Nível de significância de 5%.	104
Tabela 12 - Análise de significância do planejamento 3^2 realizado com referência à Força de Usinagem (Fu). Nível de significância de 5%.	112
Tabela 13 - Análise de significância do planejamento 3^2 realizado com referência à Pressão Específica de Corte (Ks). Nível de significância de 5%.	115
Tabela 14 - Análise de significância do planejamento 3^2 realizado com referência à Rugosidade Média (Ra). Nível de significância de 5%.	118
Tabela 15 - Análise de significância do planejamento 3^2 realizado com referência à Altura máxima do perfil (Rz). Nível de significância de 5%.	121

Lista de Quadros

Quadro 1 - Composição química dos aços de livre corte comerciais.	53
Quadro 2 - Microestrutura dos aços de livre corte comerciais.	53
Quadro 3 - Propriedades mecânicas dos aços de livre corte comerciais.	53
Quadro 4 – Resumo dos resultados de caracterização dos aços.	89
Quadro 5 - Resumo dos resultados de furação.	107
Quadro 6 - Resumo dos resultados de torneamento.	135

Lista de Abreviaturas e Siglas

A_α	Superfície principal de folga
A_γ	Superfície de saída
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ap	Profundidade de corte
APC	Aresta postiça de corte
b	Largura de corte
Bi	Bismuto
f	Avanço
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
F_U	Força de usinagem
F_p	Força passiva
Fe_3C	Cementita
h	Espessura de corte
h'	Espessura do cavaco
H	Dureza
HV	Dureza Vickers
IC	Intervalo de confiança
Ks	Pressão específica de corte
KT	Desgaste de cratera
Lf	Percurso de avanço
LME	<i>Liquid Metal Embrittlement</i>
MnS	Sulfeto de manganês
P	Carga aplicada
Pb	Chumbo
r_ϵ	Raio de ponta da ferramenta de corte
Ra	Rugosidade média
Rc	Grau de recalque
Rz	Altura máxima de perfil
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
T	Temperatura de corte
VB	Desgaste de flanco
VB_{Bmax}	Desgaste de flanco máximo
Vc	Velocidade de corte
WC	Carboneto de tungstênio
α_0	Ângulo de folga da ferramenta de corte
β_0	Ângulo de cunha da ferramenta de corte

γ_0	Ângulo de saída da ferramenta de corte
λ_s	Ângulo de inclinação da ferramenta de corte
ϕ	Ângulo de cisalhamento

Sumário

1. INTRODUÇÃO	18
1.1. OBJETIVO GERAL	21
1.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS	21
1.3. ESTRUTURA DO DOCUMENTOS	22
2. REVISÃO DA LITERATURA	23
2.1. USINABILIDADE	23
2.1.1. Ensaio de usinabilidade	27
2.1.2. Índices de usinabilidade	29
2.2. USINABILIDADE DE AÇOS DE LIVRE CORTE	51
2.3. ADITIVOS DE LIVRE CORTE	54
2.3.1. Sulfeto de manganês	54
2.3.2. Chumbo	60
2.3.3. Bismuto	64
3. METODOLOGIA	69
3.1. FLUXOGRAMA METODOLÓGICO	69
3.2. MATERIAIS	70
3.2.1. Caracterização dos materiais	71
3.2.2. Furação	73
3.2.3. Torneamento	76
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES	81
4.1. CARACTERIZAÇÃO	81
4.1.1. Microestrutura	81
4.1.2. Dureza	87
4.2. FURAÇÃO – ENSAIO DE PRESSÃO CONSTANTE	89
4.2.1. Percurso de avanço (Lf)	89
4.2.2. Temperatura de Corte (T)	97
4.2.3. Análise de cavacos	105
4.3. TORNEAMENTO	107
4.3.1. Força de usinagem (F_U)	108
4.3.2. Pressão específica de corte (K_s)	113
4.3.3. Rugosidade média (R_a)	117
4.3.4. Altura máxima do perfil (R_z)	120

4.3.5. Análise de cavacos	123
4.3.6. Desgaste	124
5. CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS	136
5.1. CONCLUSÕES	136
5.2. PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS	139
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	140

1. INTRODUÇÃO

A busca frequente por novos materiais apresenta uma relação direta com a eficiência e produtividade, isto tem guiado um dos principais pontos de desenvolvimento do setor metalmeccânico voltado para a tecnologia dos materiais. A indústria de usinagem, por exemplo, produz uma variedade extremamente ampla de peças em diferentes materiais, cujas propriedades são influenciadas por diversos fatores e que determinarão suas aplicações.

Dentre os materiais utilizados na fabricação de peças, os aços perfazem o maior grupo, por conta do baixo custo de obtenção associado à grande versatilidade de propriedades, entre as quais se destacam as elevadas ductilidade, tenacidade e dureza (Boeira; Beck, 2007; Machado *et al.*, 2015). Contudo, Trent e Wright (2000) e Guimarães *et al.* (2022) ressaltam que tais propriedades desempenham papel importante na usinagem desses materiais, impondo restrições na taxa de remoção e no desempenho da ferramenta e, conseqüentemente, nos custos de fabricação.

Trent e Wright (2000) e Yashin; Soldatkin; Chesnokov (2005) confluem que o incentivo econômico para alcançar maiores taxas de remoção de metal e maior vida útil da ferramenta resultou no desenvolvimento de uma linha especial de aços, denominados aços com usinabilidade melhorada, também conhecidos como aços de livre corte.

Estas ligas especiais de aços são definidas pela adição de elementos de liga que, isoladamente ou formando compostos, interrompem a matriz e possuem um efeito lubrificante, o que faz melhorar a usinabilidade do material: aumentando a vida da ferramenta, melhorando o acabamento da superfície da peça usinada, reduzindo a força de usinagem, bem como influenciando a formação do cavaco (Luiz; Machado, 2008; Desaignes *et al.*, 2016). Na indústria, a aplicação de aços de livre corte visa aumentar a produtividade concomitantemente com a redução de custos, quando comparada com aços de estrutura similar (Zivkovic *et al.*, 2011).

O chumbo (Pb) foi considerado um dos aditivos mais importantes nos aços de livre corte do Século XX, atuando como lubrificante sólido na interface cavaco-ferramenta e como mecanismo de fragilização do cavaco. Porém, a adição desse elemento vem sendo restringida em diversos países devido à sua toxicidade ao meio ambiente e ao ser humano (Zivkovic *et al.*, 2011; Kurka *et al.*, 2022).

Alternativamente, estudos estão sendo conduzidos para o desenvolvimento de aços de livre corte “amigáveis”, visando a substituição do chumbo por elementos de liga não tóxicos, considerando os níveis aceitáveis no efeito ambiental e custos de produção (Desaigues *et al.*, 2016; Hashimura; Miyanishi; Mizuno, 2007).

Akasawa *et al.* (2003) conduziram um estudo de usinabilidade em barras de aço inoxidável, adicionando diversos aditivos como enxofre (S), cobre (Cu), bismuto (Bi) e cálcio (Ca), e realizaram operações de torneamento seco e com fluido de corte utilizando ferramentas de metal duro. Os resultados mostraram que a ressulfuração prejudicou a textura da superfície, especialmente a baixas velocidades de corte a seco, enquanto a ressulfuração e a adição de cobre reduziram a força de corte. A adição de bismuto melhorou o acabamento superficial e reduziu a espessura dos cavacos, embora o impacto no desgaste da ferramenta precise de mais investigação. Aços tratados com cálcio apresentaram um acabamento superficial superior e menor força de corte comparados aos aços inoxidáveis austeníticos não tratados.

Takashi e Toshiyuki (2004) investigaram duas propostas de aços de livre corte sem adição de chumbo: um aço com precipitação de grafita e outro com alto teor de cromo (Cr). A alteração da cementita (Fe_3C) dura em grafita deixa a estrutura do aço mais macia, além disso, a grafita atua como lubrificante sólido na interface cavaco-ferramenta melhorando substancialmente a usinabilidade, satisfazendo ainda os requisitos de propriedade desse aço para uso estrutural. A adição de Cr e o aumento do teor de enxofre (S) cristaliza grandes inclusões de sulfeto, resultando em usinabilidade igual ou superior quando comparado com o aço SAE 12L14, nos critérios de vida da ferramenta e rugosidade.

Di e Zhuang (2010) investigaram um novo aço inoxidável austenítico de alta usinabilidade livre de chumbo com adição de bismuto (Bi). Eles mostraram a importância da adição de Bi na melhoria da usinabilidade do aço inoxidável austenítico promovendo maior vida de ferramenta e menores forças de corte.

Desaigues *et al.* (2013) relacionam que algumas soluções metalúrgicas criam ou retêm inclusões no metal, melhorando a usinabilidade sem comprometer as características mecânicas. Um exemplo típico associado aos aços de construção é o tratamento com cálcio, que modifica a composição das inclusões, tornando-as mais deformáveis, o que melhora a fragmentação do cavaco e reduz a abrasividade, prolongando a vida útil da ferramenta.

Xu *et al.* (2022) investigaram a viabilidade de produção de aço de livre corte microligado com estanho (Sn) em substituição à adição de chumbo. Eles concluíram que a rugosidade da superfície da peça usinada é reduzida e os cavacos são mais frágeis com o aumento do teor de Sn melhorando assim a usinabilidade do aço.

Betsofen e colaboradores (2022) conduziram um estudo comparativo da estrutura e das propriedades de três aços experimentais livres de chumbo e ligados com enxofre (S), cobre (Cu) e bismuto (Bi), além do aço de livre corte com chumbo AS14 na usinabilidade. Eles relataram que a usinabilidade do aço AS14 é significativamente superior à dos aços livres de chumbo. Para melhorar a usinabilidade dos aços livres de chumbo, a adição de bismuto é a mais eficiente, seguida pela de enxofre, sendo o cobre, o elemento de liga menos eficaz. Por fim, foi mostrado que a eficácia dos aditivos de baixo ponto de fusão tais como Pb e Bi, na usinabilidade depende do histórico tecnológico do material e varia para peças fundidas e conformadas, devendo-se considerar ainda se a deformação foi quente ou a frio.

Nesse contexto, o presente trabalho visa ressaltar a importância de novos estudos para compreender os efeitos da adição de diferentes elementos de livre corte nas novas ligas de aços, especificamente o bismuto, considerando diferentes

operações de usinagem tais como a furação e o torneamento, possibilitando aumentar o banco de dados de avaliação de diferentes critérios de usinabilidade.

1.1. OBJETIVO GERAL

O objetivo geral do trabalho consiste em avaliar a usinabilidade de três aços de livre corte ao sulfeto de manganês (MnS) com adição de diferentes elementos, codificados da seguinte forma: (i) Aço A, contendo adição de chumbo (MnS + Pb); (ii) Aço B, contendo adições de chumbo e bismuto (MnS + PbBi); (iii) Aço C, com adição de bismuto (MnS + Bi).

Os materiais de estudo foram cedidos em pesquisa pela empresa ArcelorMittal S.A. ao Laboratório de Tecnologia Mecânica (LabTecMec) - UFES.

1.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Para alcançar o objetivo geral, os seguintes objetivos específicos foram buscados:

- Caracterizar os materiais investigados em termos de microestrutura, com a finalidade de detectar os elementos de livre corte, e dureza;
- Avaliar a usinabilidade dos materiais investigados por meio de teste de pressão constante em operação de furação, através dos critérios de percurso de avanço, temperatura de corte e classificação das formas de cavaco;
- Avaliar a usinabilidade dos materiais investigados em operação de torneamento, considerando os critérios de força de usinagem, pressão específica de corte, parâmetros de rugosidade, classificação das formas de cavaco e desgaste da ferramenta de corte.

1.3. ESTRUTURA DO DOCUMENTOS

A apresentação da dissertação está estruturada em 5 capítulos. Além da Introdução (Capítulo 1) que apresenta a motivação do trabalho, bem como os objetivos geral e específicos, é apresentada no Capítulo 2 a Revisão da Literatura, que consiste no estado da arte, em que serão abordados os conhecimentos necessários ao desenvolvimento do trabalho, seguido pelo Capítulo 3 (Materiais e Métodos), que detalha o procedimento experimental utilizado na execução da pesquisa. O Capítulo 4 apresenta os Resultados e Discussões referente aos testes experimentais e análises estatísticas. No Capítulo 5 constam as principais Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros, visando a continuidade de investigação do tema abordado na dissertação. O documento é finalizado com a lista de Referências Bibliográficas utilizadas para amparar a pesquisa e elaborar o texto.

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1. USINABILIDADE

A usinabilidade é uma grandeza tecnológica que expressa, por meio de um valor numérico comparativo, um conjunto de propriedades de usinagem de um material em relação a outro tomado como padrão (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Ferraresi, 2018; Machado; Silva, 2004; Trent; Wright, 2000). Childs *et al.* (2000) e Ferraresi (2018) complementam que, sob a perspectiva econômica, a usinabilidade pode ser definida como a facilidade de se atingir a produção necessária de componentes usinados com o custo mínimo.

Entretanto, a usinabilidade não deve ser tratada como uma constante física ou uma propriedade intrínseca do material. Em vez disso, sua avaliação requer um exame abrangente de todos os aspectos do sistema de usinagem, influenciado por variáveis como (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Ferraresi, 2018; Trent; Wright, 2000; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005):

- **Material da peça:** estado metalúrgico, composição química, microestrutura, dureza, operações anteriores, taxa de encruamento e rigidez;
- **Processo mecânico e condições de usinagem:** material, geometria e revestimento da ferramenta de corte, velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, utilização ou não de fluidos de corte, forma de aplicação do fluido de corte, rigidez da máquina-ferramenta e do sistema de fixação da peça, bem como o tipo de operação empregada.

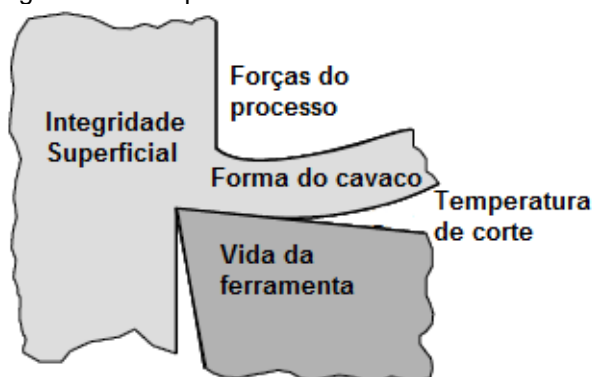
Dado o número de variáveis envolvidas, os estudos sobre usinabilidade podem se tornar complexos, pois diversos mecanismos atuam simultaneamente. Isso torna a usinabilidade uma função do teste, sendo essencial que qualquer valor atribuído a essa grandeza seja acompanhado por uma descrição completa do ensaio em que foi mensurado (Machado; Silva, 2004; Shaw, 2005; Trent; Wright, 2000).

Devido a essa complexidade, a mensuração da usinabilidade é feita levando em conta um dos fatores que a influenciam, denominados índices ou parâmetros

de usinabilidade. Dentre os fatores práticos mais relevantes, destacam-se os índices ilustrados na Figura 1 (Desaigues *et al.*, 2016; Diniz; Marcondes; Coppini., 2014; Dos Santos, 2013; Essel; 2006; Ferraresi, 2018; Kurka *et al.*, 2022; Trent; Wright, 2000; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005):

- **Vida útil ou desgaste da ferramenta de corte;**
- **Força, pressão específica e potência de corte aplicada à ferramenta;**
- **Integridade e rugosidade da superfície usinada;**
- **Temperatura de corte;**
- **Forma dos cavacos produzidos.**

Figura 1 - Principais índices de usinabilidade.



Fonte: adaptado de Essel (2006).

Entre os critérios apresentados, o mais comumente utilizado nos ensaios de usinabilidade é a vida útil da ferramenta, especialmente em estudos que envolvem o desempenho da ferramenta de corte. No entanto, a inclusão de outros critérios pode proporcionar uma avaliação mais abrangente e detalhada (Ferraresi, 2018; Machado *et al.*, 2015). Por exemplo, Essel (2006) destaca que, na usinagem de aços de livre corte, tanto a força de usinagem quanto a qualidade da superfície são critérios importantes a serem considerados. Mesmo que a operação de corte apresente forças relativamente baixas, o uso de ferramentas especiais e máquinas com baixa rigidez podem comprometer a estabilidade do processo e a qualidade da superfície, exigindo, assim, operações adicionais de acabamento.

Trent e Wright (2000) ressaltam que, na usinagem de ligas de alto ponto de fusão, como os aços, os estudos de usinabilidade assumem grande relevância, pois o calor gerado durante o processo se torna um fator determinante. Esse calor impõe restrições à taxa de remoção de material e ao desempenho da ferramenta,

impactando diretamente nos custos de usinagem. No contexto da indústria automotiva, Desaignes *et al.* (2016) apontam que esses custos podem representar uma parcela significativa do valor final das peças mecânicas, chegando a compor até 65% do custo total da peça. Nesse sentido, Ferraresi (2018) destaca que a usinabilidade é um aspecto de interesse não apenas para os envolvidos diretamente nos processos de usinagem, mas também para os fabricantes de metais e de ferramentas, além dos consumidores.

O estudo da influência das propriedades metalúrgicas e mecânicas do material da peça na usinabilidade é de enorme relevância no desenvolvimento de novas ligas (Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005). Para se obter uma boa usinabilidade, conforme destacado por Machado e Silva (2004), é desejável que os materiais da peça apresentem certas propriedades, como baixa dureza, baixa ductilidade, baixo limite de escoamento, baixa taxa de encruamento, alta condutividade térmica, baixa reatividade química com a ferramenta e com a atmosfera, além de baixa tenacidade e ausência de tendência à formação de aresta postiça de corte (APC).

A dureza e a resistência mecânica são fatores críticos, onde, em geral, baixos valores dessas propriedades favorecem a usinabilidade. Materiais com menores durezas permitem a usinagem em maiores velocidades de corte, avanços e profundidades, possibilitando altas taxas de remoção a menores custos. Contudo, existem exceções, como em materiais altamente dúcteis, nos quais a baixa dureza facilita a formação de APC, resultando em acabamento superficial limitado e formação excessiva de rebarbas. Nestes casos, aumenta-se a dureza do material através de trabalho a frio, ou encruamento, para melhorar a usinabilidade (Diniz; Marcondes; Coppini., 2014; Machado *et al.*, 2015; Shaw, 2005).

Por outro lado, a ductilidade também desempenha um papel importante. Em geral, baixos valores de ductilidade são benéficos à usinabilidade, pois favorecem a formação de cavacos curtos e reduzem a perda de energia devido ao atrito na interface cavaco-ferramenta. No entanto, a redução da ductilidade de um material por deformação plástica a frio, implica em aumento na dureza, o que pode prejudicar a usinabilidade. Portanto, a otimização da usinabilidade depende do equilíbrio entre as propriedades de dureza e ductilidade (Diniz; Marcondes;

Coppini, 2014; Machado *et al.*, 2015).

A microestrutura de um material desempenha um papel crucial na usinabilidade, sendo influenciada tanto por tratamentos térmicos quanto por operações anteriores à usinagem. Shaw (2005) destaca que mesmo aços com a mesma composição química podem apresentar características de usinagem diferentes devido às variações na microestrutura. Nos aços, os constituintes microestruturais variam em dureza, influenciando diretamente o comportamento durante a usinagem. A sequência crescente de dureza dos constituintes microestruturais, como austenita, ferrita, perlita grossa, perlita fina, bainita, martensita revenida e cementita, ilustra como diferentes microestruturas podem impactar o processo de corte.

Além disso, Chiaverini (1996) resume que a usinabilidade dos aços é altamente dependente da microestrutura, sugerindo que aços com baixos teores de carbono, por exemplo, são mais facilmente usinados no estado laminado devido ao encruamento, que reduz a ductilidade e aumenta a dureza. O tamanho do grão ferrítico também desempenha um papel importante, com grãos menores promovendo uma melhor usinabilidade.

No que diz respeito aos elementos de liga e inclusões, esses componentes são fundamentais para determinar a usinabilidade. Elementos, como carbono, cromo e manganês, são conhecidos por aumentar a resistência mecânica dos aços, mas também elevam a temperatura na zona de corte, o que pode reduzir a taxa de remoção de metal (Trent; Wright, 2000). As inclusões no material também influenciam a usinabilidade de maneira significativa. Macroinclusões, que são maiores que 150 μm , são indesejáveis devido à sua dureza e abrasividade, frequentemente associadas a aços de baixa qualidade. Em contraste, as microinclusões, presentes em algum nível em todos os aços, podem ter efeitos variados na usinabilidade. Enquanto algumas, como carbonetos e óxidos, são indesejáveis devido à sua abrasividade, outras, como silicatos e inclusões de chumbo, podem ser vantajosas, criando camadas que reduzem o desgaste da ferramenta e melhoram a lubrificação durante o corte (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Machado *et al.*, 2015). Essas características são especialmente importantes em aços de livre corte, onde a combinação de manganês e enxofre forma sulfetos

que atuam como lubrificantes macios, melhorando significativamente a usinabilidade.

2.1.1. Ensaio de usinabilidade

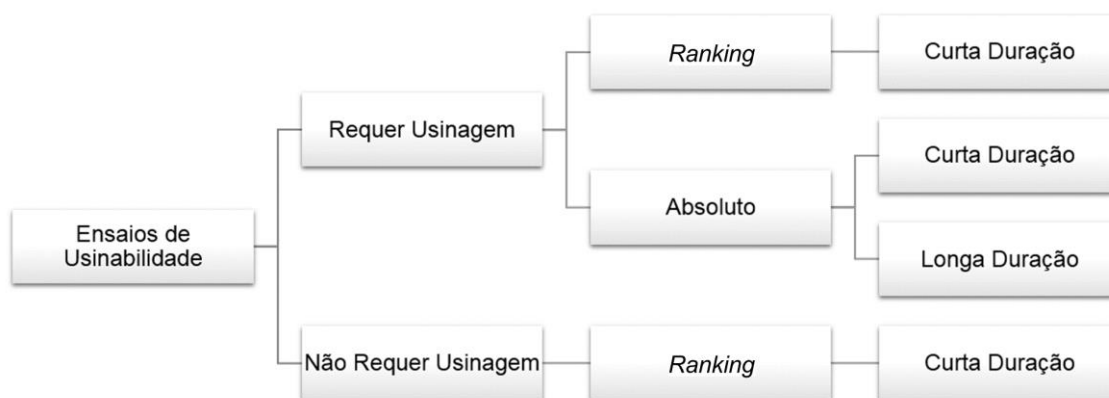
Ferraresi (2018) destaca que, ao longo dos anos, diversos ensaios de usinagem têm sido desenvolvidos por pesquisadores com o objetivo de avaliar o comportamento de diferentes materiais em combinações específicas de ferramenta e peça, levando em consideração as grandezas características da usinagem. Esses ensaios podem ser classificados de acordo com critérios básicos e específicos.

Entre os critérios básicos, a vida da ferramenta, baseada na evolução do desgaste da ferramenta, é considerada um dos parâmetros mais utilizados para a avaliação da usinabilidade; seguida pela força de usinagem, que pode ser mensurada através do método da pressão específica de corte; e pelo acabamento superficial, que é essencial para a qualidade final da peça (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Ferraresi, 2018).

Os critérios específicos, por sua vez, incluem a temperatura de corte, que exerce um impacto direto no desgaste da ferramenta e na integridade do material da peça; e as características do cavaco, como o grau de recalque (R_c) e o coeficiente volumétrico, que fornecem informações detalhadas sobre a eficiência do processo de remoção de material (Ferraresi, 2018), além da classificação das formas do cavaco, que segundo a norma ABNT NBR ISO 3685 (2017) é considerada útil como padrão de controle do processo e indicador da mudança da usinabilidade.

Além dessa classificação, outra abordagem bastante utilizada é a de Mills e Redford (1983), que categoriza os ensaios de usinabilidade naqueles que requerem usinagem e os que não requerem, com subdivisões adicionais em ensaios de curta e longa duração, bem como entre ensaios que apresentam ranqueamentos comparativos, denominados de “*Ranking*”, e aqueles que produzem resultados absolutos, como ilustrado na Figura 2.

Figura 2 - Ensaio de Usinabilidade.



Fonte: adaptado de Mills; Redford (1983).

Nos ensaios que não requerem usinagem, a usinabilidade do material é determinada com base em aspectos como sua composição química, propriedades físicas e microestrutura. Esses métodos oferecem uma visão preliminar das características do material, permitindo estimativas da usinabilidade antes mesmo da execução de testes práticos (Machado; Silva, 2004; Mills; Redford, 1983).

Os ensaios classificados como "*Ranking*" são utilizados para comparar a usinabilidade relativa de diferentes combinações de materiais e ferramentas sob condições de corte específicas. Embora esses ensaios possam fornecer informações úteis, eles apresentam certas limitações. Em primeiro lugar, a usinabilidade obtida através desses ensaios não é necessariamente correlacionada com escalas previsíveis. Em segundo lugar, não há garantia de que o ranqueamento de usinabilidade se manterá constante se as condições de corte forem alteradas (dos Santos, 2013; Machado; Silva, 2004; Mills; Redford, 1983).

Por outro lado, os ensaios denominados "Absolutos" medem os valores relativos de duas ou mais combinações de material e ferramenta, considerando uma faixa específica de condições de usinagem. Os resultados desses ensaios tendem a ser mais robustos, sendo geralmente válidos para uma faixa de variação de velocidades de corte. Em alguns casos, eles também podem considerar mudanças em outros parâmetros de corte e na geometria da ferramenta (dos Santos, 2013; Machado; Silva, 2004; Mills; Redford, 1983).

Ferraresi (2018) e Werlang Filho (2015) ressaltam que o método mais aceito para a mensuração da usinabilidade de um material é o ensaio de longa duração

baseado na vida da ferramenta de corte. Neste método, o material em estudo e um material de referência são usinados até que se alcance o fim de vida da ferramenta definido por um nível de desgaste pré-estabelecido, utilizando diferentes velocidades de corte. Embora esse método ofereça resultados precisos, ele demanda tempo prolongado e envolve um alto consumo de material. Por essa razão, a indústria frequentemente opta por ensaios de curta duração, que, apesar de fornecerem informações mais restritas, são mais rápidos e menos dispendiosos, auxiliando na identificação de condições ótimas de usinagem em um intervalo de tempo reduzido.

2.1.2. Índices de usinabilidade

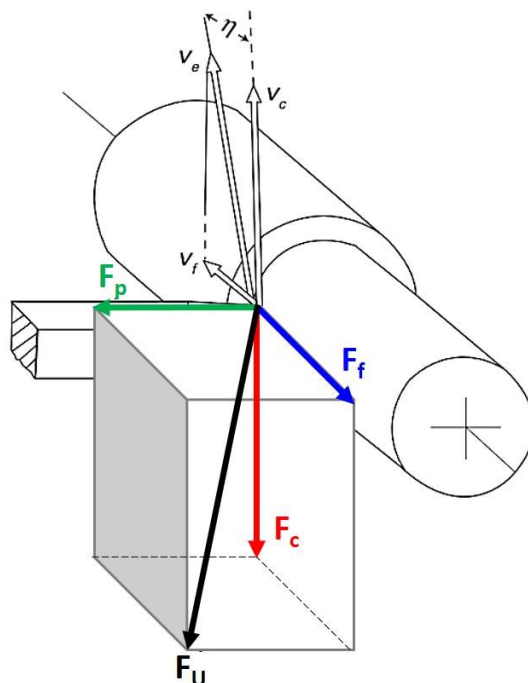
2.1.2.1. Força de usinagem

Segundo a norma ABNT NBR 12545 (1991) a força de usinagem (F_u) é definida como sendo a força resultante na cunha de corte, devido à ação da ferramenta na peça durante o processo de usinagem. O comportamento e a grandeza da força de usinagem são de extrema relevância, uma vez que apresenta uma relação direta com o desgaste da ferramenta de corte, impactando a economia do processo, além de ser um dos principais índices de usinabilidade, com monitoramento online, e conseqüentemente pode ser utilizada como parâmetro de controle adaptativo do processo (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Machado *et al.*, 2015).

A força de usinagem pode ser decomposta em três componentes ortogonais, considerando sua projeção no plano de trabalho bem como sua direção, conforme ilustrado na Figura 3. Assim, a força de corte (F_c) é a projeção de F_u sobre o plano de trabalho segundo a direção de corte, sendo responsável pela remoção de material. A força de avanço (F_f) é a componente da força de usinagem, representada pela sua projeção no plano de trabalho na direção de avanço, influenciando o acabamento superficial da peça. E a força passiva ou de profundidade (F_p) corresponde à projeção de F_u perpendicularmente ao plano de trabalho. Esta última é considerada a menor dentre as três componentes, entretanto pode ser significativa em operações que demandam precisão

dimensional (ABNT NBR 12545, 1991; Ferraresi, 2018; Machado *et al.*, 2015; Trent; Wright, 2000).

Figura 3 - Componentes da força de usinagem no torneamento.



Fonte: adaptado de Machado *et al.* (2015).

Uma das formas de avaliar a força de usinagem é através do monitoramento de suas componentes ortogonais através de plataformas dinamométricas compostas por sensores piezoelétricos (Machado *et al.*, 2015). A partir dos sinais das componentes relacionadas aos esforços impostos na ponta de corte segundo os eixos coordenados de movimentação estima-se a força de usinagem resultante (F_U). Para a operação de torneamento, uma das mais comuns na usinagem de aços de livre corte, a força de usinagem é determinada pela Equação 1 (Ferraresi, 2018; Machado *et al.*, 2015):

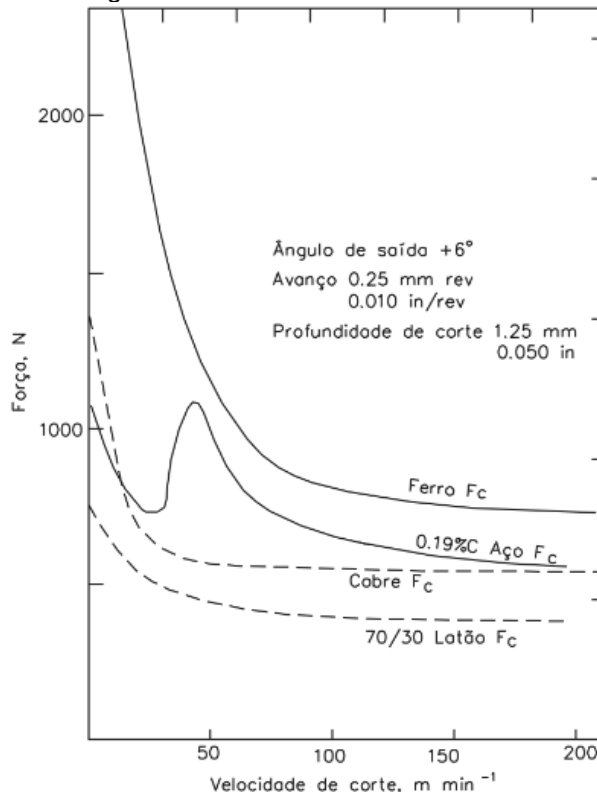
$$F_U = \sqrt{F_c^2 + F_f^2 + F_p^2} \quad (1)$$

A força de usinagem é profundamente influenciada pelas condições da interface cavaco-ferramenta, sendo diretamente impactada pelo movimento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta e pelas dimensões e resistência

do plano de cisalhamento primário. Assim, a influência dos parâmetros do processo sobre a força de usinagem pode ser compreendida a partir de seus efeitos nos fatores que afetam o movimento do cavaco, especialmente as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, bem como a resistência ao cisalhamento do material da peça nesses planos (Ferraresi, 2018; Machado; Silva, 2004; Trent; Wright, 2000).

No que tange à **velocidade de corte (V_c)**, sua influência sobre a força de usinagem é significativa. De maneira geral, o aumento deste parâmetro de corte reduz o valor de F_U devido ao aumento da temperatura que faz com que o material da peça perca resistência, facilitando a usinagem. Ainda é interessante salientar que para velocidades de corte elevadas, normalmente utilizadas industrialmente para aumentar a produtividade do processo, o comportamento da força de usinagem com o aumento de V_c se tende a se estabilizar em um valor praticamente constante, como pode ser observado na Figura 4 (Machado; Silva, 2004).

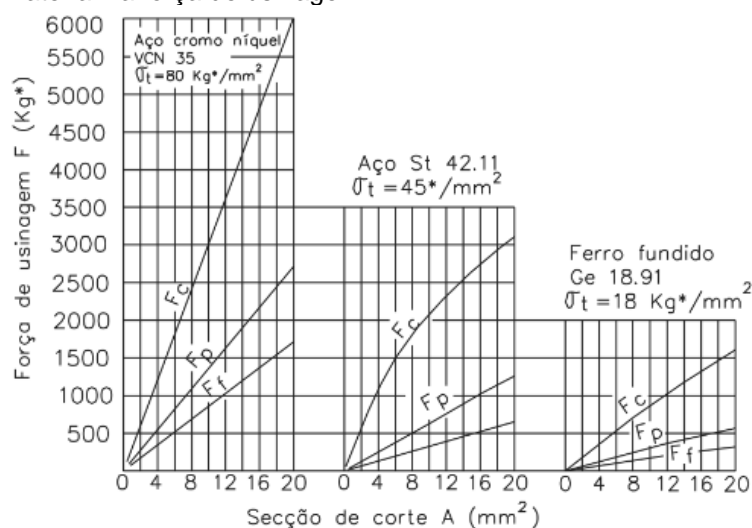
Figura 4 - Influência da velocidade de corte na força de usinagem.



Fonte: Machado; Silva (2004).

No modelo de corte ortogonal, a **área da seção de corte** está diretamente relacionada à espessura e à largura do cavaco, determinadas pelo avanço e pela profundidade de corte, respectivamente (Trent; Wright, 2000). A Figura 5 ilustra a influência desses dois parâmetros nas três componentes de força para diferentes materiais, como o aço cromo-níquel, o aço ST 42.11 e o ferro fundido. Observa-se que, à medida que esses parâmetros aumentam, a seção de corte também cresce, o que amplia as áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário, e conseqüentemente, a força de usinagem aumenta de maneira quase linear.

Figura 5 - Influência da seção de corte e da resistência do material na força de usinagem.



Fonte: Machado; Silva (2004).

Em geral, quanto maior a resistência mecânica do **material da peça**, maior será a resistência ao cisalhamento nos planos de cisalhamento, resultando em uma força de usinagem mais elevada. Isso pode ser observado na Figura 5, onde o aço cromo-níquel, por sua maior resistência, requer força de usinagem superior em comparação com outros materiais para a mesma seção de corte. No entanto, em certos casos, materiais de baixa resistência podem apresentar alta ductilidade, o que expande a área da seção de corte e, por consequência, aumenta a força necessária para usinagem.

A afinidade química entre o **material da ferramenta** e o da peça também influencia a força de usinagem, especialmente no que diz respeito à área de contato. Quando há uma tendência a formar uma zona de aderência estável, a força de usinagem tende a aumentar. Em contraste, se o material da ferramenta reduz o

atrito na interface, a área de contato diminui, resultando em forças de usinagem menores.

2.1.2.2. Pressão específica de corte (K_s)

A pressão específica de corte (K_s), considerada um bom índice de usinabilidade, é definida como a força necessária para a remoção de uma unidade de área da seção de corte, sendo expressa pela razão entre a força de corte (F_c) e a área da seção de corte (A), conforme apresentado na Equação 2 (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Machado et al., 2015; Machado; Silva, 2004).

$$K_s = \frac{F_c}{A} = \frac{F_c}{ap \times f} \quad (2)$$

Onde, ap é a profundidade de corte e f , o avanço.

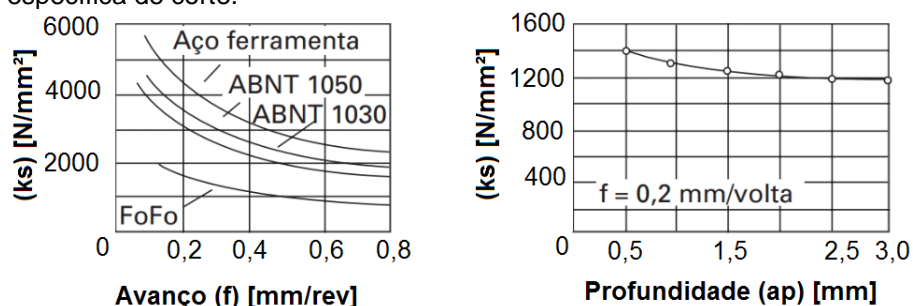
Inicialmente, a pressão específica de corte foi considerada uma propriedade intrínseca do material. No entanto, conforme destacado por Trent e Wright (2000), caso a área do plano de cisalhamento permanecesse constante, K_s dependeria apenas da resistência ao cisalhamento do material. Na prática, a área do plano de cisalhamento varia significativamente, influenciando diretamente K_s . Portanto, diversos parâmetros que afetam tanto a força quanto a área da seção de corte devem ser considerados (Ferraresi, 2018; Machado *et al.*, 2015).

Segundo Diniz; Marcondes; Coppini (2014) e Ferraresi (2018), nos aços-carbono e aços de livre corte, o valor de K_s aumenta com aumento do **teor de carbono**. Por outro lado, a presença de **elementos e compostos de livre corte** como fósforo, chumbo, bismuto e sulfeto de manganês reduzem K_s , pois durante a formação do cavaco, esses elementos se deformam plasticamente, criando zonas de baixa resistência e atuando como lubrificantes na interface cavaco/ferramenta. Geralmente, a dureza do material está correlacionada a um aumento de K_s . Dentre as propriedades do material da peça, a tensão de ruptura ao cisalhamento é a que mais se relaciona com K_s , uma vez que a formação do cavaco envolve ruptura por cisalhamento.

O aumento da **área da seção de corte**, influenciada principalmente pelo avanço, resulta em uma diminuição de K_s , conforme ilustrado na Figura 6. Ferraresi

(2018) observa que o aumento do avanço reduz o grau de recalque, o que, conseqüentemente, diminui K_s . Diniz; Marcondes; Coppini (2014) e Machado *et al.* (2015) descrevem que durante a formação do cavaco, existe a geração de um fluxo lateral de cavaco entre a peça e a superfície de folga da ferramenta, devido ao retorno elástico do material peça, que em parte não se transformou em cavaco. Esse fenômeno faz com que a energia consumida seja relativamente alta para pequenos avanços, uma vez que o volume de material que se deforma lateralmente é maior que aquele que se transforma em cavaco. E a medida que f aumenta, o material que flui lateralmente se torna cada vez menor, e conseqüentemente maior volume de material é transformado em cavaco, fazendo com que a pressão específica de corte diminua. Além da relação de volume deformado lateralmente e transformado em cavaco, o aumento do avanço promove a elevação da velocidade de avanço que leva a redução do coeficiente de atrito reduzindo o valor de K_s (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014).

Figura 6 - Influência do avanço e da profundidade de corte na pressão específica de corte.



Fonte: Machado *et al.* (2015).

2.1.2.3. Temperatura

A temperatura atingida durante o processo de usinagem é um dos aspectos mais críticos a serem controlados, devido ao impacto direto que exerce sobre a eficiência e a qualidade do processo. Durante a usinagem, a maior parte da energia consumida é transformada em calor nas proximidades da aresta de corte da ferramenta, elevando sua temperatura de maneira significativa. Esse superaquecimento influencia diversos outros parâmetros do processo, incluindo o desgaste da ferramenta e conseqüentemente sua vida útil, além da integridade e a qualidade da superfície usinada. Esses fatores, por sua vez, resultam em maiores custos operacionais e comprometem a qualidade do produto final (Silva; Wallbank,

1990; Guimarães; Fernandes; Figueiredo, 2022; Machado et al., 2015; Trent; Wright, 2000).

Dado esse impacto, a temperatura de corte é frequentemente considerada um importante índice de usinabilidade prático. Embora a Norma ABNT NBR ISO 3685 (2017), que regulamenta procedimentos para ensaios de vida de ferramentas, não aborde diretamente a temperatura de corte, ela reconhece que essa informação pode ser valiosa como um complemento em avaliações mais abrangentes.

Compreender os fatores que influenciam a geração de calor, o fluxo térmico, a distribuição de temperatura na ferramenta e na peça é, portanto, essencial. Segundo Machado *et al.* (2018), os fenômenos de geração e dissipação de calor na usinagem são complexos. O calor gerado na região próxima à aresta de corte altera propriedades fundamentais do material da ferramenta, promovendo maiores desgastes e aumentando o atrito. Esse efeito desencadeia um ciclo vicioso em que o aumento de temperatura acelera o desgaste da ferramenta, levando a uma redução da sua vida útil.

Segundo Araújo; Mougo; Campos (2020), Diniz; Marcondes; Coppini (2014) e Ferraresi (2018), as fontes geradoras de calor no processo de usinagem são devido à deformação e o cisalhamento do cavaco no plano de cisalhamento primário; ao atrito do cavaco com a ferramenta; e ao atrito da ferramenta com a peça.

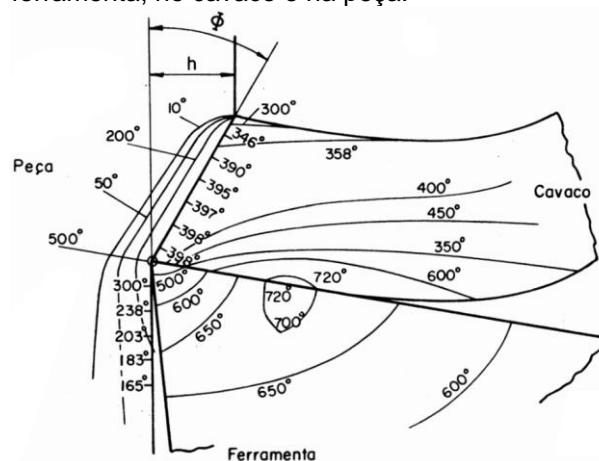
A maior parte do calor gerado durante o processo de usinagem é dissipada pelo cavaco, que atua como um eficiente meio de remoção do calor acumulado. O restante do calor é distribuído entre a peça, o ambiente ou o fluido de corte, conforme destacado por Silva e Wallbank (1999) e Diniz; Marcondes; Coppini (2014). Além disso, uma fração significativa, embora pequena, é transferida para a ferramenta de corte. Apesar de representar apenas entre 8% a 10% do calor total, essa dissipação pela ferramenta é crítica, uma vez que, devido à reduzida superfície de contato, a temperatura pode alcançar até 1100 °C. Esse aumento substancial de temperatura afeta drasticamente as propriedades do material da

ferramenta, contribuindo para o desgaste e reduzindo sua vida útil (Ferraresi, 2018; Machado *et al.*, 2015).

Araújo *et al.* (2020) indicam que dependendo do processo de corte ser contínuo ou intermitente, a fonte de calor é móvel em relação à peça e se mantém fixa para a ferramenta. Podendo esta última estar em aquecimento constante ao longo do comprimento usinado. Ferraresi (2018) também aponta que as grandezas relativas às parcelas de calor variam com o tipo de operação de usinagem, de forma que enquanto no torneamento a maior parte vai para o cavaco, na furação a maior parcela do calor flui para a peça.

A Figura 7 ilustra a distribuição de temperatura em um sistema de usinagem, evidenciando que as maiores temperaturas se concentram na interface cavaco-ferramenta, corroborando a relevância desse fenômeno para o desempenho global do processo.

Figura 7 - Distribuição de temperatura na ferramenta, no cavaco e na peça.



Fonte: Ferraresi (2018).

O calor gerado durante o processo de usinagem é um fenômeno sistêmico, influenciado por diversos parâmetros do processo. Machado *et al.* (2015) evidenciam que o aumento da taxa de remoção de material, seja pelo incremento da velocidade de corte, do avanço ou da profundidade de corte, resulta em maior geração de calor. Complementarmente, Guimarães; Fernandes; Figueiredo (2022) apontam que a magnitude da temperatura durante a usinagem está diretamente relacionada à energia específica requerida ao corte, ductilidade, condutividade e difusividade térmica do material de trabalho. Ademais, as propriedades térmicas e

a resistência ao desgaste do material da ferramenta, em conjunto com a sua geometria, desempenham papéis cruciais na elevação das temperaturas de corte. A utilização de fluidos de corte, seja com a finalidade de resfriamento ou lubrificação, contribui para a redução dessas temperaturas, mitigando os efeitos negativos sobre o processo.

É importante considerar que um indicativo prático da elevação térmica nos cavacos de aços está relacionado com sua coloração resultante, que, na ausência de fluido de corte, varia entre marrom e azul, devido à formação de uma fina camada de óxido poucos segundos após serem formados. Estas colorações são típicas de temperaturas variando entre 250 e 520 °C (Ferraresi, 2018; Machado *et al.*, 2015).

O calor gerado na interface cavaco-ferramenta devido ao atrito na zona de escorregamento e principalmente pelo cisalhamento do cavaco na zona de fluxo é o principal responsável pelo aumento da temperatura da ferramenta de corte, sendo o fator limitante para a taxa de remoção de materiais de alto ponto de fusão, como aços e ferros fundidos (Diniz, Marcondes, Coppini, 2014; Guimarães; Fernandes; Figueiredo, 2022; Machado *et al.*, 2015). A temperatura na interface cavaco-ferramenta tende a aumentar com a elevação da velocidade de corte, estabelecendo, assim, um limite prático para essa velocidade em cada combinação ferramenta-peça. Isso ocorre porque as altas temperaturas aceleram os mecanismos de desgaste termicamente ativados e reduzem o limite de escoamento do material da ferramenta.

Como a usinagem de materiais com altos pontos de fusão ocorre tipicamente em altas velocidades, a zona de fluxo torna-se o principal fator limitante da taxa de remoção de material nesses casos.

Trent e Wright (2000) identificam três parâmetros metalúrgicos do material da peça que podem exercer influência direta sobre a temperatura da ferramenta de corte:

- **Ponto de fusão do principal elemento químico:** Materiais com elementos de alto ponto de fusão elevam a temperatura na interface cavaco-ferramenta, independentemente da velocidade de corte.
- **Elementos de liga:** Aqueles que aumentam a resistência do material da peça tendem a aumentar a temperatura da interface, independentemente da taxa de remoção de material.
- **Fases de baixa resistência ao cisalhamento:** A presença de fases ou elementos, como os aditivos de corte livre (MnS, Pb, Bi, Te, Se), contribui para a redução da temperatura.

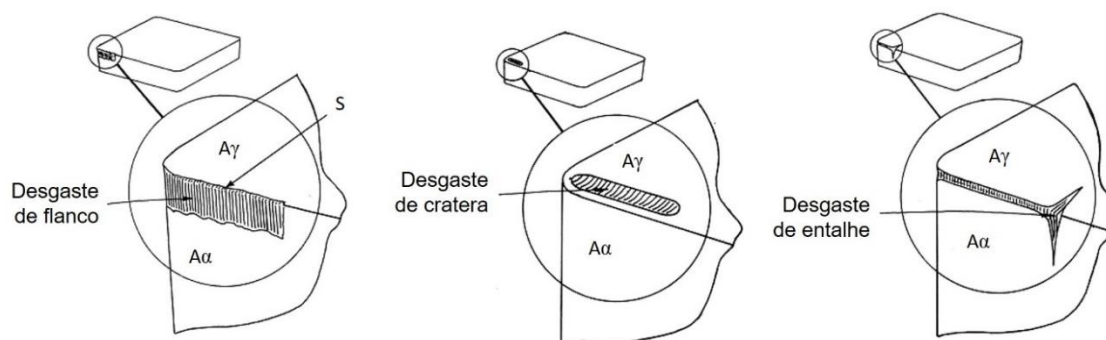
De fato, a adição de elementos de corte livre é um dos métodos mais eficazes para melhorar a usinabilidade de aços de alta dureza e resistência mecânica. Esses elementos atuam como lubrificantes sólidos na interface ferramenta-cavaco, reduzindo a tensão, o calor e a força de corte. Além disso, promovem a fragilização do cavaco diminuindo o trabalho mecânico realizado durante o processo para promover sua quebra (Silva; Wallbank, 1999; Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Kurka *et al.*, 2022; Shaw, 2005).

2.1.2.4. Desgaste da ferramenta

A norma ABNT NBR ISO 3685 (2017) define desgaste como sendo a alteração da forma original da ferramenta de corte pela perda progressiva de material devido ao contato e movimento relativo do sistema ferramenta-peça durante a usinagem. E como destacado anteriormente, a temperatura de usinagem exerce uma influência significativa sobre o desgaste e a vida da ferramenta. O aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta pode acelerar os mecanismos de desgaste, comprometendo a eficiência do processo e reduzindo a durabilidade da ferramenta.

O desgaste em ferramentas de corte é classificado em três formas: desgaste de flanco, desgaste de cratera e desgaste de entalhe, como ilustrado na Figura 8 (Mills; Redford, 1983):

Figura 8 - Principais formas de desgaste de ferramentas, onde $A\gamma$, representa a superfície de saída; $A\alpha$, a superfície de folga e S, a aresta principal de corte.



Fonte: Adaptado de Mills e Redford (1983).

O **desgaste de flanco** se desenvolve nas superfícies principal e secundária de folga da ferramenta ($A\alpha$ e $A\alpha'$), decorrente do atrito entre a ferramenta e as superfícies principal e secundária em usinagem. O desgaste de flanco é crítico, pois impacta diretamente a precisão dimensional da peça usinada, aumentando as forças de corte e, conseqüentemente, a temperatura (ABNT NBR ISO 3685, 2017; Mills; Redford, 1983; Diniz; Marcondes; Coppini, 2014).

O **desgaste de cratera** corresponde a uma cavidade que se desenvolve na superfície de saída da ferramenta ($A\gamma$), e está relacionado diretamente com o atrito na zona de contato cavaco-ferramenta. Esse tipo de desgaste é intensificado pela alta temperatura na zona de cisalhamento secundário, e pela afinidade química entre os materiais da ferramenta e da peça, sendo em muitos casos associado com o mecanismo de difusão. A profundidade da cratera formada pode comprometer a geometria da ferramenta e influenciar a qualidade da superfície usinada (ABNT NBR ISO 3685, 2017; Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Kalpakjian; Schmid; 2009).

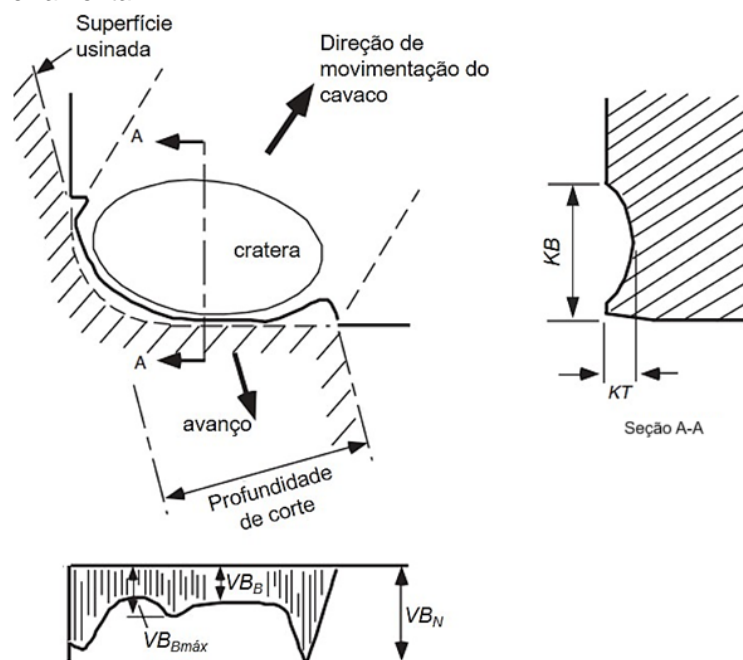
Por fim, o **desgaste de entalhe** é caracterizado por sua forma em V, se desenvolvendo inicialmente na superfície de folga podendo evoluir para a superfície de saída, como destacado na Figura 8. Ocorre nas extremidades da zona de contato entre a ferramenta e a peça, ou seja, em uma região mais afastada da ponta da ferramenta, geralmente coincidente com o contato com as bordas do cavaco. Esse desgaste é provocado tanto pela combinação de altas temperaturas quanto pelo trabalho de corte ao longo do tempo, resultando em uma degradação acentuada das arestas da ferramenta. O entalhe pode se tornar um ponto de concentração de tensões, acelerando o desgaste em outras áreas da ferramenta e

levando à sua falha prematura (ABNT NBR ISO 3685, 2017; Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Kalpakjian; Schmid; 2009).

A evolução das formas de desgaste pode ser acompanhada, segundo as recomendações da norma ABNT NBR ISO 3685 (2017), que apresenta os parâmetros empregados para quantificar o nível de desgaste permitindo uma avaliação precisa do desempenho da ferramenta e da usinabilidade de diferentes materiais de trabalho. Dentre os parâmetros apresentados na norma e ilustrados na Figura 9, podem-se destacar:

- **Desgaste de flanco médio (VB_B):** corresponde a largura média da porção de desgaste de flanco que se desenvolve de maneira uniforme na superfície de folga, medida perpendicularmente à aresta de corte;
- **Desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$):** indica a medida da maior largura da porção desgastada na superfície de folga, quando o desgaste se desenvolve de maneira não uniforme;
- **Profundidade da cratera (KT):** medida da parte mais profunda da cavidade desgastada em relação à superfície de saída original;
- **Largura da cratera (KB):** corresponde ao comprimento dessa forma de desgaste medida a partir da aresta de corte até a extremidade oposta da cratera no sentido perpendicular a S, como ilustrado na Figura 9;
- **Desgaste de entalhe (VB_N):** comprimento do desgaste de entalhe medido na superfície de folga perpendicularmente à aresta de corte.

Figura 9 - Parâmetros para medição das formas de desgaste da ferramenta.

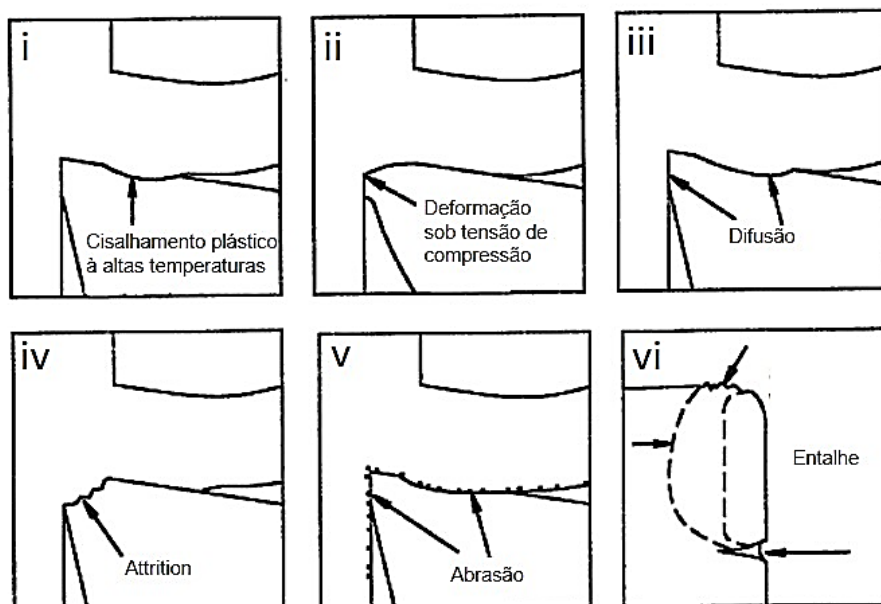


Fonte: adaptado de Childs *et al.* (2000).

As formas de desgaste se desenvolvem por diferentes mecanismos de desgaste, os quais são influenciados pelas condições de usinagem e do par ferramenta peça. Dentre estes fatores, a velocidade de corte é o parâmetro de maior influência, uma vez que esta variável faz aumentar a temperatura na região do corte ativando mecanismos que aceleram a evolução do desgaste, reduzindo a resistência da ferramenta (Machado *et al.*, 2015; Trent; Wright, 2000).

Trent e Wright (2000) identificam seis mecanismos de desgaste que envolvem abrasão e transferência de material, e que são grandemente influenciados por interações químicas e com efeitos de formação de óxidos devido ao acesso de oxigênio advindo da atmosfera ao redor do sistema de usinagem. Os mecanismos denominados: (i) cisalhamento plástico à altas temperaturas; (ii) deformação sob tensão de compressão; (iii) difusão; (iv) *attrition*; (v) abrasão; e (vi) desgaste de entalhe estão representados na Figura 10. E em geral, os três primeiros são importantes em operações com altas taxas de remoção de material, onde as temperaturas são relativamente altas e o desgaste é acelerado com o aumento da velocidade de corte. Os três últimos atuam em condições de baixa velocidade de corte.

Figura 10 - Mecanismos de desgaste em ferramentas de corte.



Fonte: Adaptado de Trent; Wright (2000).

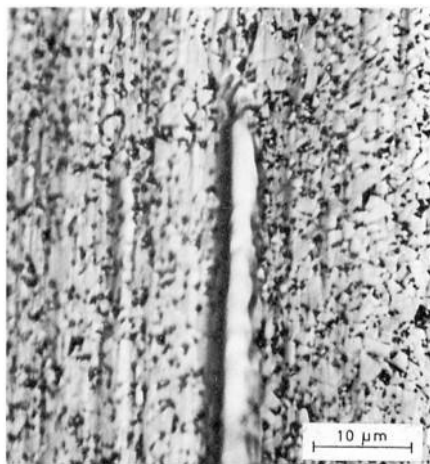
A deformação plástica por cisalhamento a altas temperaturas são influenciadas pelas altas tensões cisalhantes na interface cavaco-ferramenta, principalmente durante a usinagem de materiais com alto ponto de fusão. As altas tensões cisalhantes associadas com as temperaturas elevadas reduzem a resistência ao cisalhamento da ferramenta de corte na zona de cisalhamento secundária gerando uma cratera na superfície de saída de ferramentas de aço rápido e metal duro por deslocamento de massa (Machado *et al.*, 2015; Trent; Wright, 2000).

A deformação sob tensão de compressão é um mecanismo que possivelmente está relacionado com a usinagem de materiais de elevada dureza. A distribuição de tensão normal compressiva na aresta de corte é máxima próxima a ponta de corte decaindo exponencialmente até zero na região em que o cavaco perde contato com a superfície de saída. Assim, altas tensões de compressão associadas com elevadas temperaturas reduzem a resistência do material da ferramenta fazendo com que a ponta de corte se deforme plasticamente, deixando a aresta de corte mais vulnerável ao desgaste de flanco (Groover, 2014; Machado *et al.*, 2015).

O mecanismo de desgaste por difusão envolve transferência de átomos na interface cavaco-ferramenta. Este mecanismo é dependente da temperatura,

duração e intensidade do contato, além da afinidade química entre os materiais do par ferramenta-peça. Assim, a combinação de altas tensões de compressão com elevadas temperaturas na zona de cisalhamento secundária favorece a solubilidade, dissociação de carbonetos e transporte atômico, enfraquecendo a ferramenta de corte. E uma vez que esse fenômeno ocorre em nível atômico, a superfície desgastada tem um aspecto liso (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Groover, 2014; Machado *et al.*, 2015). Trent e Wright (2000) associam o desgaste de cratera desenvolvido em ferramentas de metal duro durante a usinagem de aços com o mecanismo de desgaste por difusão no estado sólido, e que além do aspecto liso da superfície desgastada também podem ser observados sulcos suaves paralelos denominados *Ridges*, como mostrado na Figura 11, evidenciando abrasão causada por partículas abrasivas tais como grãos de WC deslizando na direção do fluxo de cavaco.

Figura 11 - Superfície da cratera desgastada de uma ferramenta de metal duro após a usinagem de aço em alta velocidade de corte, destacando o aspecto liso da superfície desgastada, característico de mecanismo de desgaste por difusão, com *ridge* causado por partículas abrasivas.



Fonte: Trent; Wright (2000).

O *attrition* é um termo utilizado para relacionar um mecanismo de desgaste que combina os fenômenos de aderência e arrastamento, responsável pelo desenvolvimento dos desgastes de flanco e de cratera. É um mecanismo característico de operações executadas em baixas velocidade de corte que promove um fluxo menos laminar e mais irregular de material sobre a aresta de

corde, que não consegue manter a adesão entre as superfícies inferior do cavaco e de saída da ferramenta, arrancando e arrastando partículas da ferramenta que fluem aderidas ao cavaco. Por se tratar de um fenômeno que ocorre em nível de grãos, o aspecto da área desgastada por *attrition* é áspera (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Machado *et al.*, 2015; Mills; Redford, 1983).

A abrasão é um dos principais fatores do desgaste de flanco, causado pelo atrito de partículas abrasivas duras que podem estar presas ao cavaco (abrasão a dois corpos) ou soltas no fluxo de material na interface cavaco-ferramenta (abrasão a três corpos) que promovem o desgaste da ferramenta por microssulcamento, microcorte ou microlascamentos provocando o aparecimento de sulcos proeminentes paralelos na direção do fluxo do material (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Machado *et al.*, 2015).

Por fim, o desgaste de entalhe, pode estar associado a um fenômeno de oxidação que pode afetar as regiões de contato intermitente da ferramenta, coincidentes com as laterais encruadas e afiadas do cavaco. O mecanismo geralmente envolve abrasão e transferência de material, sendo amplamente influenciado pelas interações químicas com a atmosfera (Machado *et al.*, 2015; Trent; Wright, 2000).

2.1.2.5. Rugosidade

A qualidade da superfície impacta diretamente a condição de contato e a concentração de tensões nos componentes usinados afetando propriedades funcionais do componente, tais como resistência à fadiga, fluência, corrosão e desgaste (Ferraresi, 2018; Khorasani; Yazdi; Safizadeh, 2012; Yang; Zheng; Zhang, 2024; Petropoulos; Pandazaras; Davim, 2010).

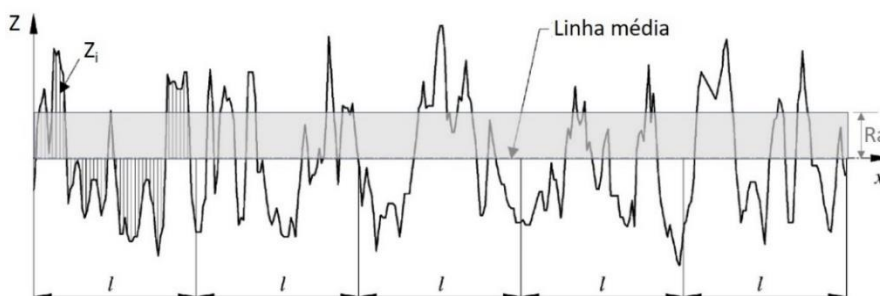
O acabamento da superfície é composto por erros macrogeométricos (desvios de forma), ondulações e erros microgeométricos (Ferraresi, 2018). Sendo o último, correspondente à rugosidade da superfície, que é definida como sendo um conjunto de irregularidades (picos e vales) que caracterizam a superfície resultantes do processo de usinagem (Machado *et al.*, 2015; Neto, 2018).

A rugosidade é um importante critério na avaliação da usinabilidade dos materiais, especialmente em ligas de alto desempenho empregadas nas indústrias aeroespacial e automotiva, onde o desempenho dos componentes e os custos de produção são de extrema relevância (Ferraresi, 2018; Yang; Zheng; Zhang, 2024). Neto (2018) destaca que o controle da rugosidade visa minimizar problemas relacionados ao atrito, ajustes e tolerâncias, que podem prejudicar o desempenho e reduzir a vida útil da peça em serviço, além de fornecer um parâmetro qualitativo do desempenho da ferramenta.

A norma ABNT NBR ISO 4287 (2002) define e especifica os parâmetros de rugosidade utilizados para avaliar a qualidade da superfície. Dentre estes o Ra (desvio médio aritmético) se destaca por ser empregado industrialmente como parâmetro de controle, uma vez que alterações no seu valor representam alteração no processo, principalmente, no que se refere ao desgaste da ferramenta (Machado *et al.*, 2015). O parâmetro Rz (altura máxima do perfil) é também bastante utilizado quando se deseja especificar a altura máxima da rugosidade por ser diretamente influenciado por qualquer defeito ou irregularidade na superfície (Machado *et al.*, 2015).

A rugosidade média aritmética, ou desvio médio aritmético do perfil, (Ra) é definida como a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas no comprimento de amostragem em torno da linha média (ABNT NBR ISO 4287, 2002), como esquematizado na Figura 12, e calculada através da Equação 3.

Figura 12 - Definição gráfica da medida do parâmetro Ra.



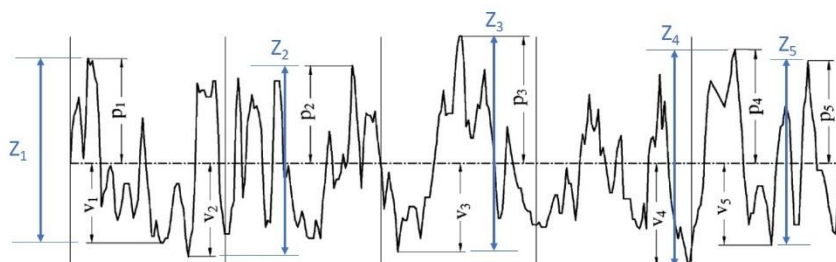
Fonte: Adaptado de Gadelmawla *et al.* (2002).

$$Ra = \frac{1}{l} \int_0^l |Z(x)| dx \quad (3)$$

Onde l representa o comprimento de amostragem.

A altura máxima do perfil (R_z) é definida como sendo a média das cinco alturas máximas (distância entre o pico (p) mais alto e vale (v) mais profundo) no comprimento de avaliação (ABNT NBR ISO 4287, 2002; Gadelmawla et al., 2002; Novaski, 2013), conforme esquematizado na Figura 13, e calculada através da Equação 4.

Figura 13 - Definição gráfica da medida do parâmetro R_z .



Fonte: Adaptado de Gadelmawla *et al.* (2002).

$$R_z = \frac{1}{5} \left(\sum_{i=1}^5 p_i + \sum_{i=1}^5 v_i \right) = \frac{1}{5} \sum_{i=1}^5 Z_i \quad (4)$$

Vários fatores influenciam a rugosidade, incluindo a geometria da ferramenta, a rigidez da máquina, as condições de corte e o material da peça (Machado *et al.*, 2015).

De maneira geral, a rugosidade tende a ser menor quando as deflexões causadas por esforços de usinagem são pequenas, quando a ferramenta possui um raio de arredondamento adequado e quando a peça está devidamente posicionada. Além disso, materiais de peças mais puras e livres de defeitos tendem a apresentar melhores acabamentos superficiais (Machado *et al.*, 2015).

Entre os parâmetros de usinagem, o avanço é o que exerce maior influência sobre a rugosidade, seguido pela velocidade de corte. A profundidade de corte, por outro lado, tem pouca influência (Petropoulos; Pandazaras; Davim, 2010). Boothroyd e Knight (1989) expressam matematicamente, a rugosidade média (R_a) relacionando-a com o avanço (f) e com o raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) pela Equação 5.

$$R_a = \frac{0,0321 f^2}{r_\epsilon} \quad (5)$$

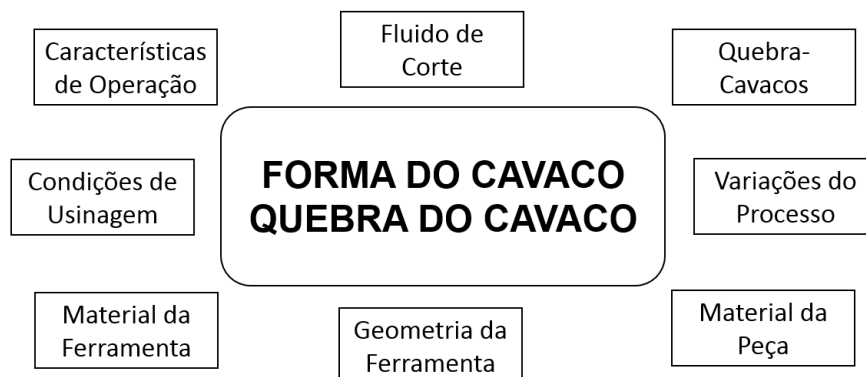
O material da peça também desempenha um papel significativo na rugosidade. Fatores como composição química, dureza, microestrutura e consistência metalúrgica podem afetar diretamente o acabamento da superfície. Em geral, uma composição química que minimize a formação de aresta postiça de corte (APC), combinada com elevada dureza, baixa tenacidade, grãos refinados, elevada dureza dos microconstituintes, homogeneidade nas propriedades ao longo da seção transversal tendem a proporcionar um melhor acabamento (Machado *et al.*, 2015).

2.1.2.6. Características dos cavacos

A norma ABNT NBR 6175 (2015) define cavaco como sendo a porção de material removida da peça pela ferramenta durante o processo de usinagem, caracterizado por apresentar forma geométrica irregular.

Os cavacos são classificados quanto ao tipo e à forma, segundo as características conferidas durante a usinagem em função do material da peça, material e geometria da ferramenta e condições de corte (ABNT NBR ISO 3685, 2017; Ferraresi, 2018; Trent; Wright, 2000; Machado *et al.*, 2015). Yazman *et al.* (2018) e Jawavir (1988) ressaltam que a morfologia dos cavacos é influenciada por diversos fatores, como o material da peça, a geometria da ferramenta de corte, o fluido de corte, as características dinâmicas da máquina-ferramenta e as condições de corte, conforme o esquema da Figura 14.

Figura 14 - Fatores que afetam a forma e a quebra dos cavacos.



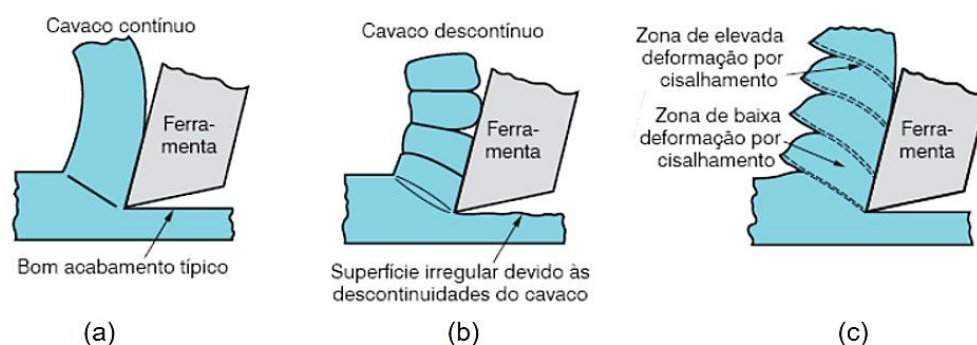
Fonte: adaptado de Jawavir (1988).

Segundo a norma ABNT NBR ISO 3687 (2017) observações das características dos cavacos podem ser indicadores úteis da variação da

estabilidade das condições de corte, mudanças da usinabilidade da peça ou de falhas da ferramenta de corte.

O tipo de cavaco é influenciado principalmente pelo material da peça, sendo classificados segundo Machado *et al.* (2015) em contínuos, descontínuos e segmentados. Os cavacos contínuos são comumente formados durante a usinagem de materiais dúcteis, como os aços, sendo caracterizados por uma estrutura altamente deformada de maneira homogênea. Os cavacos descontínuos são formados durante o corte de materiais frágeis e heterogêneos, como os ferros fundidos, apresentando-se constituído de fragmentos. Os cavacos segmentados são caracterizados por apresentarem grandes deformações confinadas em estreitas bandas entre segmentos com quase nenhuma deformação, devido ao fenômeno de cisalhamento adiabático, em que a taxa de amolecimento supera a taxa de encruamento, promovendo uma rotação do plano de cisalhamento primário, muito peculiar de materiais com baixa condutividade térmica, como o caso dos aços inoxidáveis e titânio. A Figura 15 ilustra os tipos de cavacos.


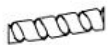




















Figura 15 - Tipos de cavaco.



Fonte: Groover (2014).

Ferraresi (2018) relaciona quatro principais formas de cavaco: cavaco em fita, cavaco helicoidal, cavaco espiral e cavaco em lascas/pedaços. Uma classificação mais detalhada é apresentada na norma ABNT NBR ISO 3685 (2017), como ilustrada na Figura 16. É importante ressaltar que os cavacos do tipo contínuo e segmentados podem apresentar qualquer forma, dependendo das condições de usinagem empregadas, enquanto que os cavacos descontínuos tendem a gerar lascas ou pedaços (Machado *et al.*, 2015; Shaw, 2005; Trent; Wright, 2000).

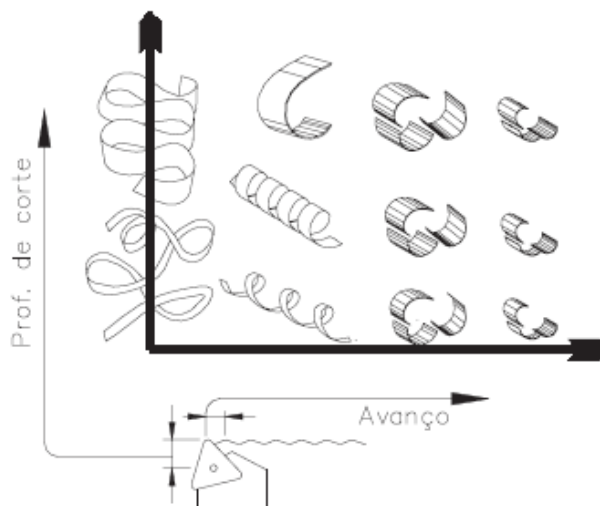
Figura 16 - Classificação das formas de cavaco.

1- Cavaco em fita	2- Cavaco tubular	3- Cavaco espiral	4- Cavaco helicoidal tipo arruela	5- Cavaco helicoidal cônico	6- Cavaco em arco	7- Cavaco fragmentado	8- Cavaco tipo agulha
							
1-1- Longo	2-1- Longo	3-1- Plano	4-1- Longo	5-1- Longo	6-1- Conectado		
							
1-2- Curto	2-2- Curto	3-2- Cônico	4-2- Curto	5-2- Curto	6-2- Solto		
							
1-3- Emaranhado	2-3- Emaranhado		4-3- Emaranhado	5-3- Emaranhado			
							

Fonte: ABNT NBR ISO 3685 (2017).

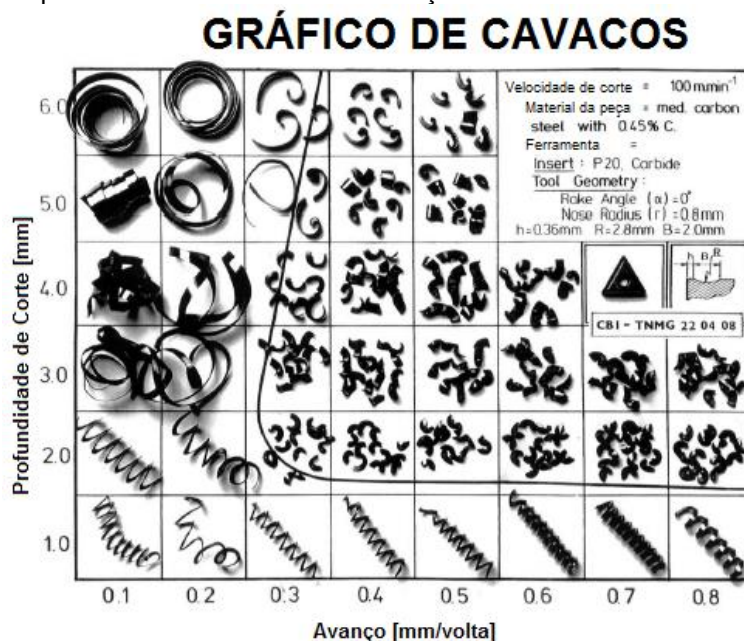
No que se refere às condições de corte, o aumento da velocidade de corte, a redução do avanço ou o aumento do ângulo de saída favorecem a produção de cavacos mais longos e em fitas. O avanço é o parâmetro que exerce maior influência na forma do cavaco, enquanto a profundidade de corte tem impacto reduzido. A Figura 17 demonstra o efeito desses parâmetros, mostrando que o aumento do avanço diminui significativamente o tamanho do cavaco, enquanto o aumento da profundidade de corte tende a gerar cavacos mais largos. Esses dados permitem a construção de gráficos, como o apresentado na Figura 18, que ilustra diferentes regimes de formação de cavacos em função de avanços e profundidades de corte. Esse tipo de gráfico facilita a identificação imediata de regimes aceitáveis e inaceitáveis de formação de cavacos, tornando-se uma ferramenta valiosa na seleção de parâmetros de corte para uma operação específica (Ferraresi, 2018; Machado; Silva, 2004; Machado *et al.*, 2015; Trent; Wright, 2000).

Figura 17 - Influência do avanço e da profundidade de corte na forma do cavaco.



Fonte: Machado *et al.* (2015).

Figura 18 - Representação de um gráfico de cavacos em função da profundidade de corte e do avanço.



Fonte: adaptado de Trent; Wright (2000).

No corte contínuo, especialmente durante o torneamento de materiais dúcteis em altas velocidades, o controle do cavaco torna-se um fator crucial, frequentemente sendo o aspecto mais importante em linhas de produção. Nessas condições, é fundamental garantir a quebra eficiente dos cavacos, tornando o controle de cavacos um critério essencial de usinabilidade (Jawahir, 1988; Machado *et al.*, 2015).

Dada a importância do controle de cavacos, são necessários cuidados especiais. Embora as condições de usinagem possam minimizar ou evitar a formação de cavacos longos, o método mais eficiente e amplamente utilizado para produzir cavacos curtos é o uso de dispositivos quebra-cavacos. Esses dispositivos, que podem ser postiços ou integrais, promovem uma maior curvatura nos cavacos, facilitando sua quebra por flexão (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Machado *et al.*, 2015).

Shaw (2005) menciona que o material da peça de mesma composição química nominal pode tornar o cavaco mais quebradiço se este for encruado por tratamento térmico ou trabalho a frio, e que a adição de pequenas quantidades de aditivos de livre corte tais como o sulfeto de manganês (MnS), chumbo (Pb), telúrio (Te), bismuto (Bi), grafita, podem melhorar a tendência de quebra do cavaco.

2.2. USINABILIDADE DE AÇOS DE LIVRE CORTE

O incentivo econômico para alcançar maiores taxas de remoção de material e aumentar a vida útil da ferramenta levou a colaborações bem-sucedidas entre metalúrgicos e engenheiros industriais, resultando no desenvolvimento e na introdução de aços de alta usinabilidade, denominados aços de livre corte (Trent; Wright, 2000; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005). Esses aços são amplamente utilizados na produção em massa de peças em máquinas-ferramentas de comando numérico computadorizado (CNC) e automáticas, destacando-se por permitir velocidades de corte mais altas, maior vida útil da ferramenta, melhor acabamento superficial, redução das forças de corte, menor consumo de energia e produção de cavacos de fácil manuseio (Childs *et al.*, 2000; Trent; Wright, 2000).

Apesar de o custo dos aços de livre corte ser superior ao dos aços convencionais, este é compensado pela significativa redução nos custos de usinagem (Trent; Wright, 2000). Na indústria automotiva, por exemplo, os custos de usinagem podem representar entre 50% e 60% do custo total de produção, tornando o índice de usinabilidade um dos principais requisitos tecnológicos para a escolha desses materiais (Betsofen *et al.*, 2022; Kurka *et al.*, 2022). Entretanto, a adição de elementos de livre corte pode ser prejudicial a certas propriedades,

como a resposta ao tratamento térmico, resistência mecânica, resistência à fadiga, resistência à corrosão e propriedades de fratura frágil. Portanto, é necessário realizar uma análise criteriosa que considere os requisitos produtivos e funcionais da peça (Betsofen *et al.*, 2022; Childs *et al.*, 2000; Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Kurka *et al.*, 2022).

Os aços de livre corte são aqueles que apresentam usinabilidade melhorada pela adição de elementos de liga que, isoladamente ou formando compostos, interrompem a matriz do aço, produzindo cavacos curtos, quebradiços e frágeis, além de lubrificar a ferramenta e diminuir os esforços de corte (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Kurka *et al.*, 2022; Shaw, 2005). Desaignes *et al.* (2013) apontam que, do ponto de vista metalúrgico, a usinabilidade é aprimorada pela fragilização por metal líquido (LME - *Liquid Metal Embrittlement*) promovida pelo baixo ponto de fusão dos aditivos de livre corte (Pb e Bi) que se fundem durante a usinagem, o que facilita a quebra de cavacos, restringe a formação de aresta postiça de corte e cria uma camada de aderência na ferramenta.

Wang; Yang; Bao (2015) destacam que o controle das inclusões não metálicas e suas propriedades é um dos métodos mais eficazes para melhorar a usinabilidade do aço. Microtrincas podem ser nucleadas pela concentração de tensões resultante das diferentes propriedades mecânicas entre inclusões e a matriz. Considera-se que inclusões moles no aço podem promover a fratura dúctil durante a formação de cavacos, enquanto inclusões duras, com altos pontos de fusão, podem reduzir significativamente a vida útil da ferramenta devido ao desgaste abrasivo.

Dentro desse contexto, Chiaverini (1996) destaca que, em aços de livre corte, o teor de carbono pode chegar a 0,55%, com os de maior teor de carbono sendo preferidos em aplicações que exigem não apenas alta usinabilidade, mas também melhores propriedades mecânicas. Em aços de baixo carbono, teores mais elevados de fósforo são comuns, uma vez que esse elemento, ao se dissolver na ferrita, aumenta a dureza e a resistência mecânica, melhorando ainda mais a usinabilidade.

As composições químicas dos principais aços de livre corte comerciais, apresentadas no Quadro 1, indicam que a maioria desses aços possui baixo teor de carbono (< 0,20%), com exceção do Usimax® D950. Isso resulta em uma estrutura predominantemente ferrítica, como mostrado no Quadro 2, tornando esses aços mais adequados para usinagem no estado laminado, onde a maior dureza é desejada. As propriedades mecânicas, incluindo resistência e dureza, apresentadas no Quadro 3, demonstram que o Usimax® D950 possui propriedades significativamente superiores em comparação aos demais aços de livre corte.

Quadro 1 - Composição química dos aços de livre corte comerciais.

Material	Composição								
	C[%]	Si[%]	Mn[%]	P[%]	S[%]	Pb[%]	Bi[%]	Cr[%]	Mo[%]
Usimax® D950	0,455	0,225	1,517	0,012	0,299	-	-	0,119	0,011
11SMn30	0,080	0,005	1,020	0,058	0,310	-	-	0,010	0,002
11SMn37	0,080	0,012	1,220	0,076	0,370	-	-	0,070	0,005
11SMn30+Sn	0,087	0,010	1,060	0,055	0,300	-	-	0,040	0,003
11SMn30+Sn+Cu	0,086	0,011	1,090	0,053	0,310	-	-	0,040	0,003
11SMnPb30 (12L14)	0,080	0,004	1,090	0,058	0,320	0,300	-	0,030	0,004
11SMn30+Bi	0,090	0,003	1,060	0,056	0,290	-	0,075	0,010	0,002

Fonte: Adaptado de Essel (2006) e Desaiques *et al.* (2016).

Quadro 2 - Microestrutura dos aços de livre corte comerciais.

Material	Microestrutura	Tamanho de grão ASTM
11SMn30	7-8% perlita - ferrita (balanço)	8-9
11SMn37	5-8% perlita - ferrita (balanço)	7½-8
11SMn30+Sn	5-8% perlita - ferrita (balanço)	8-9
11SMn30+Sn+Cu	5-8% perlita - ferrita (balanço)	7½-8
11SMnPb30 (12L14)	7-8% perlita - ferrita (balanço)	8-9
11SMn30+Bi	7-8% perlita - ferrita (balanço)	8-9

Fonte: Adaptado de Essel (2006).

Quadro 3 - Propriedades mecânicas dos aços de livre corte comerciais.

Material	Resistência Mecânica [MPa]	Dureza [HV]
Usimax® D950	899	288
11SMn30	578	190
11SMn37	562	194
11SMn30+Sn	564	192
11SMn30+Sn+Cu	581	197
11SMnPb30 (12L14)	573	192
11SMn30+Bi	559	189

Fonte: Adaptado de Essel (2006) e Desaiques *et al.* (2016)

2.3. ADITIVOS DE LIVRE CORTE

Do ponto de vista industrial, um aço de livre corte é caracterizado pela presença de enxofre em quantidade superior à de carbono. Contudo, a usinabilidade desses aços pode ser aprimorada com a adição de outros elementos, como chumbo, fósforo, selênio, telúrio, antimônio, cálcio, bismuto, estanho, grafita (Kurka *et al.*, 2022; Shaw, 2005; Trent; Wright, 2000, Zivkovic *et al.*, 2011). Cada um desses aditivos desempenha um papel específico na melhoria da usinabilidade, influenciando diretamente aspectos como a formação de cavacos, o desgaste da ferramenta e a qualidade do acabamento superficial. Os efeitos de tais elementos na usinabilidade serão abordados nos próximos tópicos.

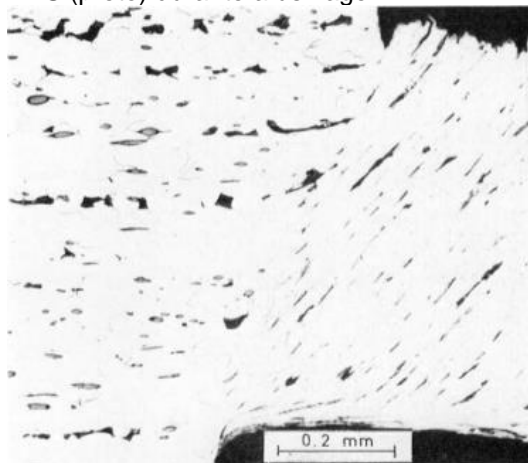
2.3.1. Sulfeto de manganês

Shaw (2005) destaca que o enxofre (S) nos aços possui uma alta afinidade pelo ferro (Fe), o que leva à formação de sulfeto de ferro (FeS), uma inclusão de baixo ponto de fusão (aproximadamente 1200 °C). A presença de FeS nos contornos de grão torna o aço suscetível a fraturas intergranulares durante processos de laminação. Para mitigar esse problema, a adição de manganês (Mn) é amplamente utilizada, formando sulfeto de manganês (MnS) ao invés de FeS. O MnS possui um ponto de fusão mais elevado, em torno de 1600 °C, permitindo uma maior resistência do aço durante a laminação. A maioria dos aços contém manganês em níveis controlados de cerca de 1%, com enxofre presente como impureza em níveis de até 0,05%. No entanto, para otimizar a usinabilidade em aços de livre corte, a adição controlada de enxofre é aumentada para valores entre 0,1% e 0,3%, enquanto o manganês é mantido em uma faixa de 1% a 1,5% (Childs *et al.*, 2000).

Neste caso, são descritos dois mecanismos de atuação do MnS durante a usinagem (Childs *et al.*, 2000; Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Kurka *et al.*, 2022; Machado *et al.*, 2015; Shaw, 2005; Trent; Wright, 2000; Varghese; Aravind; Shunmugesh, 2017; Wang; Yang; Bao, 2015; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005):

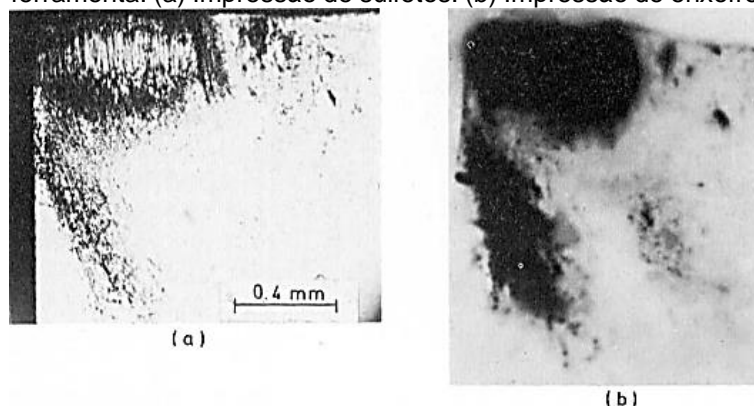
- **Auxílio na quebra do cavaco:** Durante a formação do cavaco, as inclusões de MnS se deformam plasticamente, diferentemente dos carbonetos e óxidos que permanecem rígidos ou se fraturam. Essa deformação cria planos de baixa resistência ao cisalhamento, diminuindo a energia necessária para a formação e propagação de trincas. O MnS atua como concentrador de tensão, facilitando a deformação na zona primária de cisalhamento, aumentando o ângulo do plano de cisalhamento e a curvatura do cavaco, o que facilita sua fratura e remoção. A Figura 19 ilustra a deformação plástica das inclusões de MnS durante a formação do cavaco;
- **Lubrificação das interfaces:** Simultaneamente, devido à plasticidade a quente dessas partículas, uma camada lubrificante é formada sobre a ferramenta. Essa camada reduz a temperatura, a tensão na zona de cisalhamento secundária e o atrito, além de impedir a aderência do cavaco à ferramenta. Como resultado, ocorre uma diminuição no desgaste da aresta de corte e uma melhora no acabamento superficial. A Figura 20 apresenta fotomicrografias que mostram a impressão de sulfetos (Figura 20(a)) e de enxofre (Figura 20(b)) aderidos na superfície da ferramenta, evidenciando o efeito lubrificante.

Figura 19 - Deformação das inclusões de MnS (preto) durante a usinagem.



Fonte: Trent; Wright (2000).

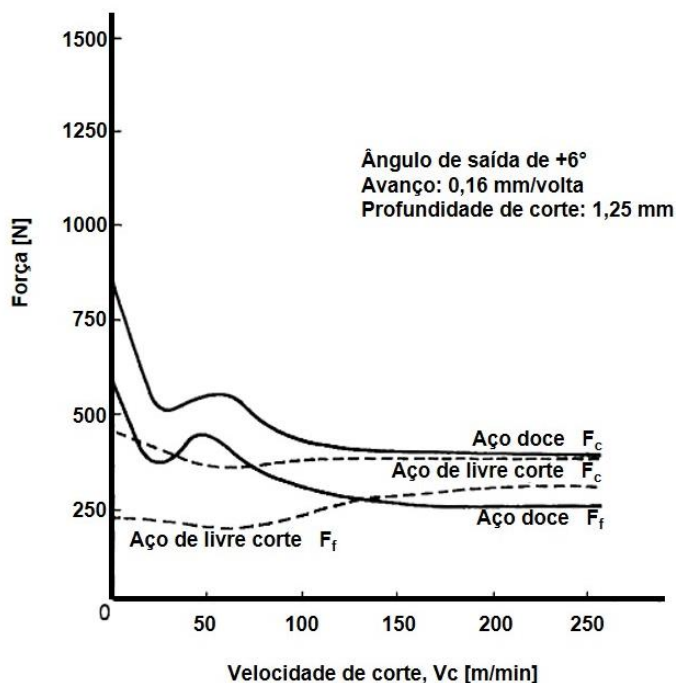
Figura 20 - Fotomicrografia da superfície de saída de uma ferramenta. (a) Impressão de sulfetos. (b) Impressão de enxofre.



Fonte: Trent; Wright (2000).

Diniz, Marcondes e Coppini (2014) destacam que a adição controlada de MnS é o método mais amplamente utilizado para melhorar a usinabilidade dos aços, não apenas pelo baixo custo envolvido, mas também pela eficácia desse aditivo em baixas velocidades de corte. Desaignes *et al.* (2013) observam que as inclusões de MnS desempenham um papel crucial na redução da formação de aresta postiça de corte, um fenômeno que ocorre em baixas velocidades de corte. Essas observações são corroboradas por Trent e Wright (2000), que demonstram que o efeito do MnS na redução das forças de usinagem é mais pronunciado até uma determinada velocidade de corte. A Figura 21 ilustra os dados em que se comparam as forças de corte (F_c) e de avanço (F_f) em função da velocidade de corte (V_c) para dois tipos de aço: um aço doce e outro contendo aditivos de livre corte (MnS). Observa-se que, para o aço de livre corte, as forças de usinagem são significativamente menores até a velocidade de corte de 100 m/min, com uma influência menos acentuada em velocidades superiores, e sem evidências de formação de aresta postiça de corte.

Figura 21 - Efeito da adição de MnS na força de usinagem em função da velocidade de corte.

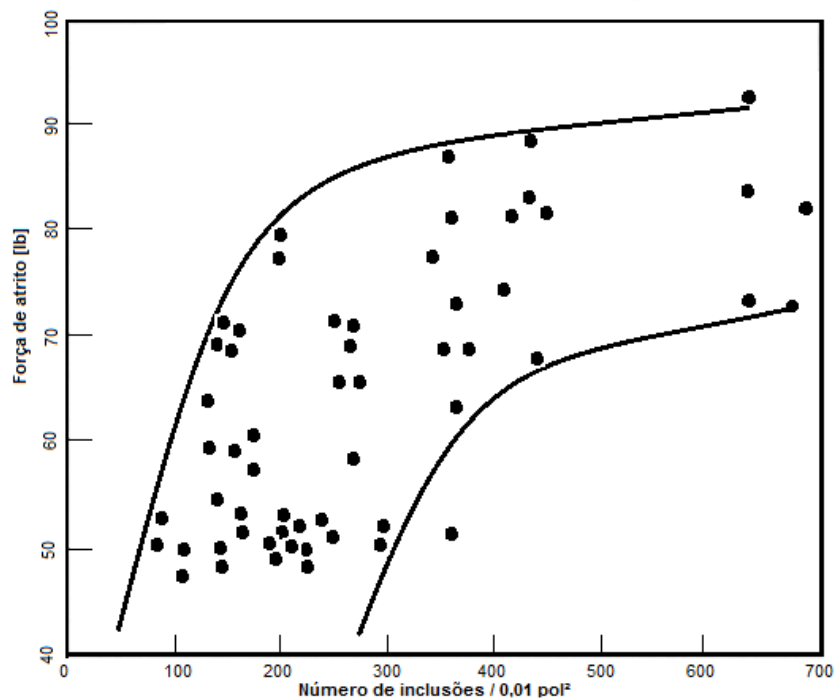


Fonte: Adaptado de Trent; Wright (2000).

Trent e Wright (2000) e Yashin, Soldatkin e Chesnokov (2005) ressaltam que as siderúrgicas não apenas se preocupam com a quantidade de MnS presente, mas também com a distribuição dessas inclusões na microestrutura do aço. O volume de MnS está diretamente relacionado ao teor de enxofre do aço, enquanto sua morfologia (controle de forma e tamanho) e distribuição dependem dos processos de fabricação, sendo influenciadas tanto pelo grau de desoxidação durante a fundição quanto pela taxa de resfriamento do aço durante a solidificação (Lin *et al.*, 2019; Trent; Wright, 2000; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005). A presença de inclusões de MnS com morfologia inadequada pode ser prejudicial às propriedades mecânicas do aço, o que levou ao desenvolvimento de diversos métodos patenteados para o controle da morfologia dessas inclusões. Estudos indicam que, em termos de usinabilidade, é mais vantajoso ter um menor número de inclusões grandes na matriz do que um maior número de inclusões pequenas. A Figura 22 ilustra essa relação, em que o estudo considera o mesmo volume de inclusões de MnS, dessa forma, aumentando-se o número de inclusões por área diminui-se o tamanho das inclusões, portanto, a força de atrito aumenta com o aumento do número de pequenas inclusões por área, enquanto a presença de menos inclusões, porém maiores, resulta em menor força de atrito (Desaigues *et*

al., 2013; Kurka *et al.*, 2022; Wang; Yang; Bao, 2015).

Figura 22 - Relação entre Força de atrito e número de inclusões de MnS.



Fonte: Adaptado de Desaiques *et al.* (2013).

Essa atenção cuidadosa à quantidade e distribuição das inclusões de MnS na microestrutura reflete a importância crítica dessas características para a usinabilidade do aço. Além do controle quantitativo e da distribuição, a morfologia das inclusões de MnS desempenha um papel fundamental na determinação do comportamento do aço durante a usinagem. Yashin; Soldatkin; Chesnokov (2005) classificam essas inclusões em três tipos distintos cujas características impactam de maneira significativa tanto a usinabilidade quanto as propriedades mecânicas do material:

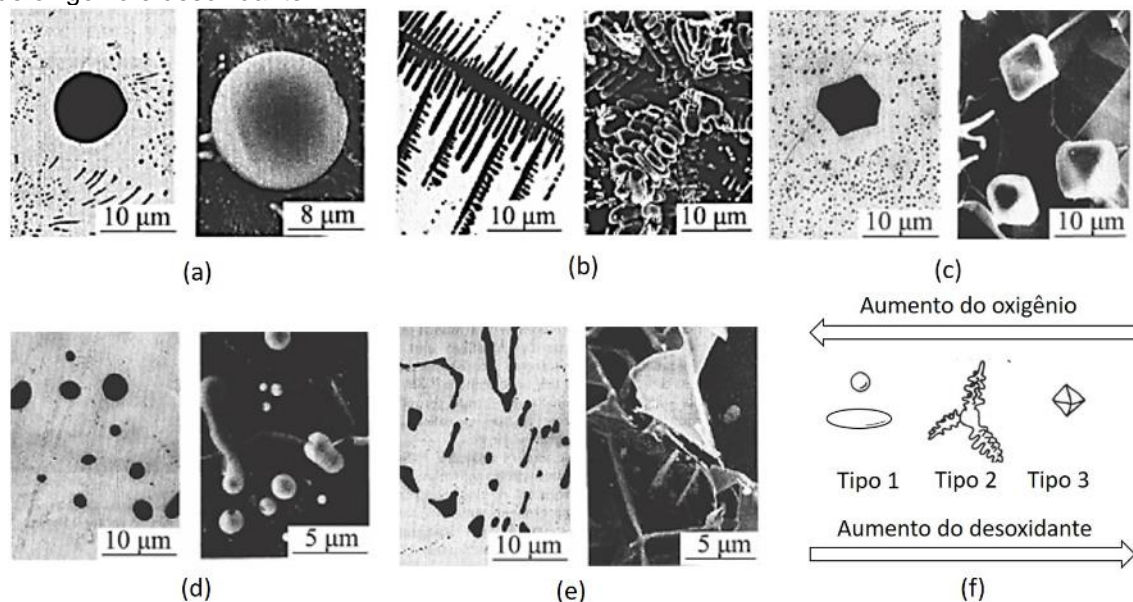
- **Tipo 1 – Inclusões globulares ou levemente deformadas:** Formadas em aços parcialmente desoxidados, onde o teor de oxigênio é superior a 0,01%, essas inclusões inicialmente apresentam uma forma globular nos lingotes. Durante o processo de laminação, elas adquirem uma forma elipsoidal, sendo relativamente grosseiras e apenas levemente deformadas. Tanto na forma original quanto na deformada, essas inclusões são favoráveis à usinabilidade

e são consideradas ideais para a manutenção de boas propriedades mecânicas;

- **Tipo 2 – Inclusões eutéicas ou em forma de filme:** Estas inclusões ocorrem em aços totalmente desoxidados, com teor de oxigênio inferior a 0,01%. Elas se formam nos estágios finais de cristalização, posicionando-se nos espaços entre as dendritas e ao longo dos contornos de grão, manifestando-se como filmes finos ou colônias eutéicas. Na seção metalográfica, essas inclusões aparecem como partículas finas e alongadas, sendo mais comumente observadas em aços estruturais;
- **Tipo 3 – Inclusões cristalinas:** Estas inclusões na forma facetada, angulares ou poliédricas se desenvolvem sobre um substrato sólido em casos de desoxidação excessiva do aço, e são geralmente consideradas indesejáveis devido ao impacto negativo que exercem tanto sobre a usinabilidade quanto sobre as propriedades mecânicas.

Aços de livre corte, em sua maioria, contêm inclusões dos tipos 1 e 2, como demonstrado na Figura 23. A predominância das inclusões do tipo 1, em particular, é favorecida pelo teor de oxigênio ativo no aço, sendo essencial para otimizar a usinabilidade. Essas inclusões mais grosseiras e levemente deformadas reduzem a interação adesiva entre o material da peça e a ferramenta, o que resulta em menor rugosidade superficial e redução na taxa de desgaste da ferramenta (Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005).

Figura 23 – Três tipos de morfologias de sulfeto de manganês reveladas por microscopia óptica e eletrônica de varredura. (a) e (d) Tipo 1. (b) e (e) Tipo 2. (c) Tipo 3. (f) Morfologia em função do teor de oxigênio e desoxidante.



Fonte: Adaptado de Song; Zhang; Ren (2024).

De acordo com Shaw (2005), a adição de enxofre melhora muito o acabamento da superfície em baixas velocidades de corte, mas acima do intervalo de formação de APC. Porém, um acabamento um pouco pior em faixas de velocidades com formação de APC, devido ao fato de que o enxofre tende a causar uma APC incomumente estável. O principal papel do sulfeto de manganês no aço é fornecer um grande número de concentradores de tensão, isso, por sua vez, causa uma APC mais homogênea, consistindo em muitas camadas finas, tendendo a ser mais estável e não flutuar de tamanho.

2.3.2. Chumbo

Dada a importância das inclusões de MnS para a usinabilidade, é relevante também considerar a adição de outros elementos que complementam e potencializam esse efeito. Um desses elementos é o chumbo (Pb), amplamente utilizado para melhorar a usinabilidade dos aços de livre corte. Segundo Zivkovic *et al.* (2011) o chumbo foi considerado um dos aditivos mais importantes nos aços de livre corte do Século XX. Este elemento se destaca por sua inércia química e sua baixa solubilidade em aço fundido, variando entre 0,20% e 0,35%. Contudo, essa solubilidade diminui drasticamente com a temperatura, o que torna a

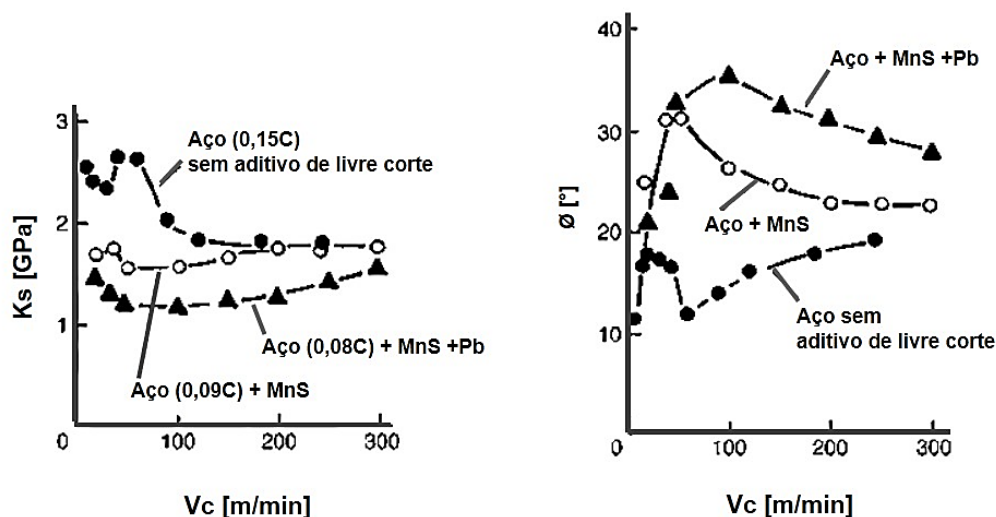
distribuição do Pb na matriz do aço um desafio considerável (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014; Trent; Wright, 2000; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005).

Em aplicações industriais, o chumbo é geralmente adicionado em concentrações que variam de 0,15% a 0,35% em peso para otimizar a usinabilidade (Childs *et al.*, 2000; Kurka *et al.*, 2022; Shaw, 2005; Trent; Wright, 2000). O mecanismo pelo qual o chumbo atua nesses aços é, essencialmente, a lubrificação interna na interface cavaco-ferramenta durante o processo de usinagem, diminuindo o esforço de corte, o comprimento de contato e aumentando o ângulo de cisalhamento (Essel, 2006; Kurka *et al.*, 2022; Ramanujachar, 1996; Tanaka *et al.*, 2007). Estudos realizados por Zaslavskii, Gol'dshtein, Shenk (1967), assim como por Trent e Wright (2000), revelam que o calor gerado no corte aquece a superfície da peça, elevando a temperatura além do ponto de fusão do chumbo (327,5 °C). Como resultado, o chumbo flui parcialmente para a superfície, criando uma camada de lubrificante líquido entre a ferramenta e a peça, o que reduz significativamente o atrito e previne a adesão.

Além disso, comparado ao MnS, o chumbo oferece vantagens adicionais, permitindo velocidades de corte mais elevadas, retardando o desgaste da ferramenta, melhorando a qualidade da superfície usinada, proporcionando um controle mais eficiente do cavaco e reduzindo a energia necessária para a formação do cavaco (Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005; Trent; Wright, 2000). Em termos quantitativos, Yashin e colaboradores (2005) apontam que a presença de inclusões de chumbo finamente dispersas pode reduzir as forças de corte em 15% a 20% em relação ao aço sem chumbo. Quando combinado com MnS, a redução nas forças de usinagem pode chegar a 40%, confirmando a sinergia entre esses elementos. Childs e colaboradores (2000) demonstram que o chumbo potencializa a ação do MnS, tornando-o ainda mais eficaz em melhorar a usinabilidade, conforme ilustrado na Figura 24, que compara critérios de usinabilidade — como pressão específica de corte (K_s) e ângulo do plano de cisalhamento (ϕ) — para três diferentes aços: um sem aditivos de livre corte, outro com adição de MnS, e outro com adição de MnS e Pb. Os resultados mostram que o aço sem aditivos apresenta os piores resultados de usinabilidade, enquanto a

combinação de MnS com Pb oferece a melhor performance em uma faixa mais ampla de velocidades de corte.

Figura 24 - Efeito da adição de Pb nos na pressão específica de corte (K_s) e no ângulo de cisalhamento (ϕ).

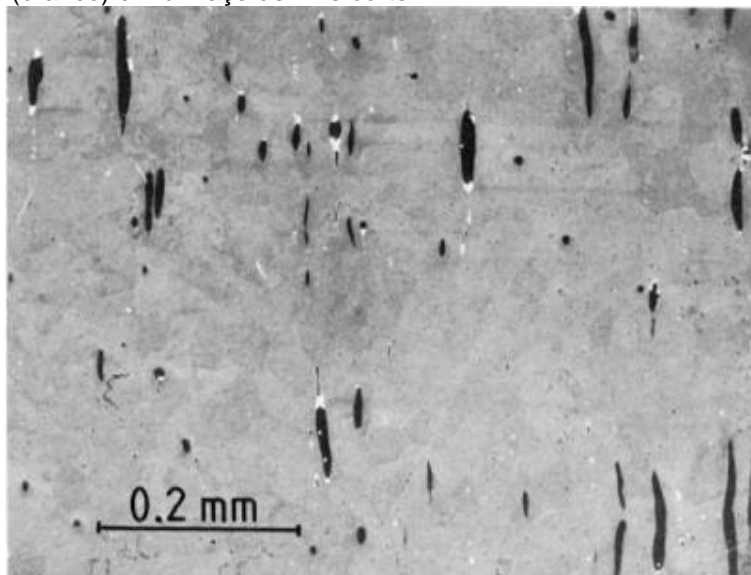


Fonte: Adaptado de Childs *et al.* (2000).

As inclusões complexas de MnS associadas ao chumbo (Pb) desempenham um papel crucial na usinabilidade dos aços de livre corte. A eficácia das inclusões de MnS, particularmente do tipo 1, aumenta à medida que suas dimensões se expandem. Nos aços que contêm enxofre e chumbo, essas inclusões ligeiramente deformadas de MnS frequentemente atuam como substratos para a deposição de chumbo, o que potencializa ainda mais a melhora da usinabilidade. Esse processo é ilustrado na Figura 25, que demonstra como o chumbo se associa às inclusões de MnS, criando uma estrutura complexa que contribui para a redução do atrito e a melhoria da qualidade da superfície usinada (Essel, 2006; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005).

Essel (2006) destaca que durante a usinagem, ocorre a formação de cavidades ao redor das inclusões na zona de deformação plástica. No caso de inclusões de MnS, as cavidades tendem a se ressoldar devido a altas tensões compressivas. O chumbo impede essa ressoldagem e promove a formação de microtrincas, o que reduz as forças do processo e melhora a quebra de cavacos.

Figura 25 - Imagem MEV de inclusões de MnS (preto) e Pb (branco) em um aço de livre corte.



Fonte: Trent; Wright (2000).

Shaw (2005) ressalta que o chumbo exerce sua principal ação na superfície de saída durante a usinagem, onde sua presença reduz significativamente o atrito, efeito que se intensifica em baixas taxas de avanço. As adições de chumbo ao aço melhoram o acabamento da superfície, sendo relativamente mais eficaz em avanços baixos, o que é o inverso da tendência com adições de enxofre. Além disso, o chumbo não aumenta a estabilidade da APC em altas velocidades e, ao contrário do enxofre, o chumbo oferece melhor acabamento em todas as velocidades. Um dos resultados da adição de enxofre ou chumbo ao aço é fazer com que o cavaco se quebre mais facilmente, reduzindo os esforços de corte e a tendência de formar APC em baixas velocidades.

Contudo, a produção de aços de corte livre contendo chumbo enfrenta desafios substanciais, especialmente na obtenção de inclusões que sejam uniformemente distribuídas e de tamanho consistente. Isso ocorre porque o chumbo tende a se depositar no fundo do banho de fusão ou evaporar, liberando gases tóxicos durante o processo (Kurka *et al.*, 2022; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005). Além disso, Diniz; Marcondes; Coppini (2014) apontam que a adição de chumbo restringe o uso desses aços a baixas temperaturas, devido ao baixo ponto de fusão do elemento. A crescente preocupação com a toxicidade do chumbo, classificado na primeira categoria de risco em termos de elementos químicos, destaca a urgência de sua substituição. Durante a fabricação do aço, o

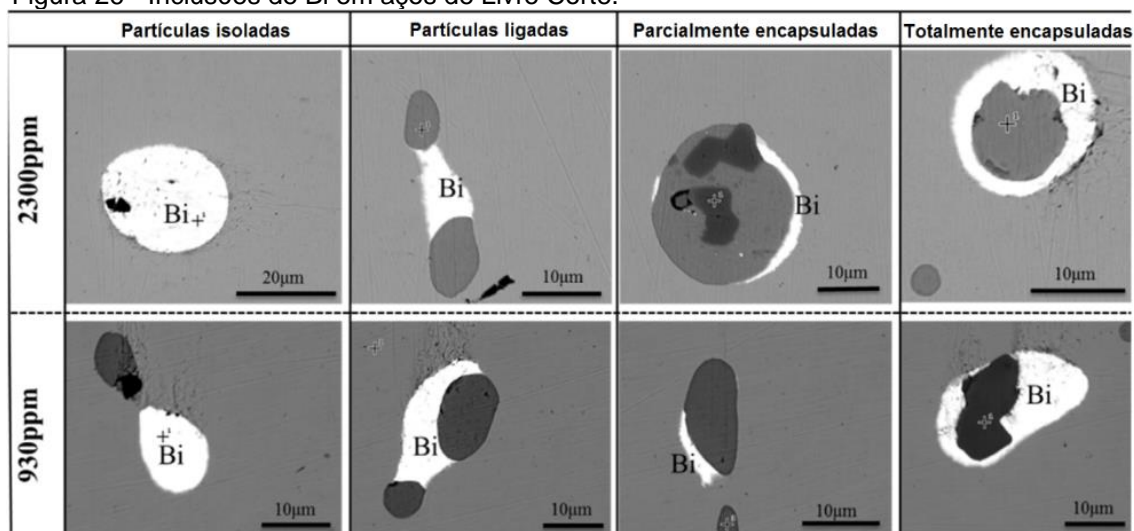
chumbo libera fumaça que é prejudicial tanto para a saúde humana quanto para o meio ambiente, sendo seu uso restringido em diversos países, o que reforça a necessidade de alternativas mais seguras (Garcia *et al.*, 2003; Kurka *et al.*, 2022; Liu; Chen, 2014; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005).

2.3.3. Bismuto

Dando continuidade à discussão sobre os elementos que influenciam a usinabilidade dos aços de livre corte, o bismuto (Bi) surge como uma alternativa promissora ao chumbo (Pb). Enquanto mantém efeitos similares ao chumbo em termos de usinabilidade, o bismuto oferece a vantagem significativa de ser atóxico, evitando as preocupações ambientais e de saúde que têm levado à restrição do uso do chumbo em diversos países (Garcia *et al.*, 2003; Kurka *et al.*, 2022; Liu; Chen, 2014; Luiz; Machado, 2008; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005).

A adição de bismuto nos aços não só preserva as propriedades de usinabilidade, mas também promove melhorias na microestrutura. O bismuto contribui para o refinamento de grãos e a homogeneização da microestrutura, resultando em um aumento da resistência ao escoamento e da resistência à tração à medida que o teor de Bi é elevado (Kurka *et al.*, 2022). Quanto às inclusões típicas formadas em aços de livre corte com adição de bismuto, quatro tipos principais são identificados e ilustrados na Figura 26: inclusões de MnS e inclusões de Bi independentes, inclusões MnS conectadas por uma inclusão de Bi, inclusão de MnS parcialmente encapsulada por Bi e inclusão de MnS completamente encapsulada por Bi (Liu; Chen, 2014; Xie *et al.*, 2020).

Figura 26 - Inclusões de Bi em aços de Livre Corte.

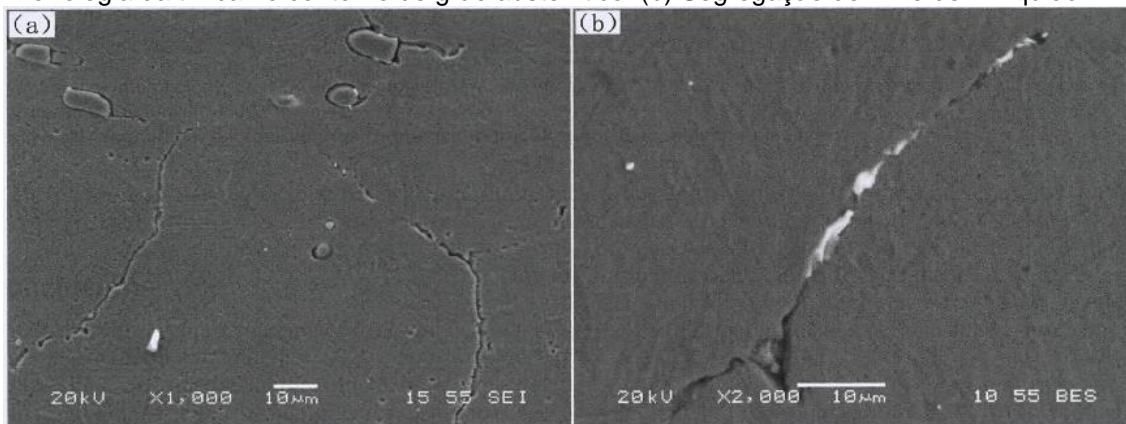


Fonte: Xie *et al.* (2020).

No estado sólido, o bismuto é insolúvel no aço, manifestando-se na forma de partículas microscópicas com um baixo ponto de fusão (271,3°C) (Kurka *et al.*, 2022; Liu; Chen, 2014). Durante o processo de usinagem, essas partículas desempenham um papel semelhante ao do chumbo, interrompendo a matriz do aço e atuando como lubrificante da ferramenta (Diniz; Marcondes; Coppini, 2014). Contudo, essa característica também traz implicações negativas para as propriedades mecânicas e de corrosão do aço.

De acordo com Kurka e colaboradores (2022) e Liu e Chen (2014), a presença do bismuto pode comprometer significativamente a integridade do material, tornando-o suscetível a fraturas durante a laminação a quente. Isso ocorre porque, em situações em que uma trinca se forma durante a conformação, o bismuto líquido tende a migrar para a ponta da trinca, reduzindo a energia de ligação e facilitando a nucleação e a propagação dessas trincas, especialmente ao longo dos contornos de grão da austenita, conforme ilustrado na Figura 27. Para mitigar esses efeitos, recomenda-se uma baixa taxa de deformação durante a conformação a quente de aços de livre corte que contenham bismuto. Além disso, o ponto de ebulição do bismuto (1560 °C) é muito próximo da temperatura de fusão do aço, o que pode causar volatilidade e evaporação do elemento durante o processo de fundição, introduzindo desafios adicionais no controle da qualidade do material (Kurka *et al.*, 2022).

Figura 27 - Microestruturas típicas de fraturas entre 950-1050 °C em aço com adição de Bi. (a) Morfologia da trinca no contorno de grão austenítico. (b) Segregação de filme de Bi líquido.



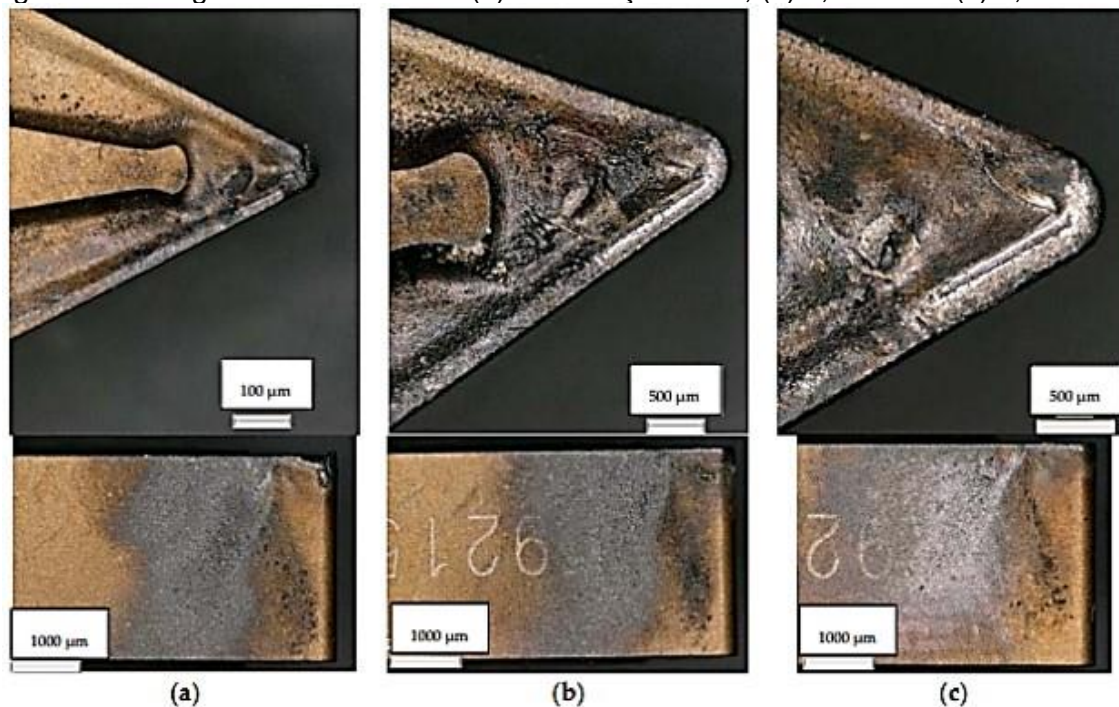
Fonte: Liu; Chen, 2014.

Kurka e colaboradores (2022) destacam uma série de impactos específicos do bismuto (Bi) na usinabilidade dos aços de livre corte. O bismuto atua na formação de uma película lubrificante devido ao seu baixo ponto de fusão, além de funcionar como uma barreira de difusão. Ele também se deposita em partículas de MnS, o que reduz a ductilidade dessas inclusões, concentra tensões, e facilita a formação de cavidades e microtrincas, contribuindo para a fragilização do aço, especialmente na faixa de temperatura de 300 a 400°C. Um aspecto relevante é que, com o aumento do teor de Bi, ocorre uma diminuição no tamanho dos sulfetos e uma mudança em sua morfologia, de inclusões longitudinais para formas ovais ou esféricas de sulfeto.

Para entender melhor esses efeitos, Kurka e colaboradores (2022) conduziram ensaios de usinabilidade em um aço CMnCr, comparando amostras com adições de 0,08% e 0,12% de Bi, além de uma amostra sem adição de Bi. Nos testes, a amostra sem bismuto atingiu uma temperatura mais elevada na área de corte, resultando em acúmulo de material na ponta da ferramenta e desgaste de flanco significativo na ferramenta (Figura 28(a)). Em contraste, a adição de 0,08% de Bi resultou no menor desgaste de flanco entre as amostras testadas (Figura 28(b)). Já a adição de 0,12% de Bi também reduziu o desgaste em comparação com o aço sem Bi, mas foi ligeiramente menos eficaz do que a adição de 0,08% (Figura 28(c)). Em relação à rugosidade da superfície usinada (Ra), os melhores resultados foram obtidos com a adição de 0,12% de Bi, enquanto a adição de 0,08% apresentou pior desempenho, conforme mostrado na Figura 29.

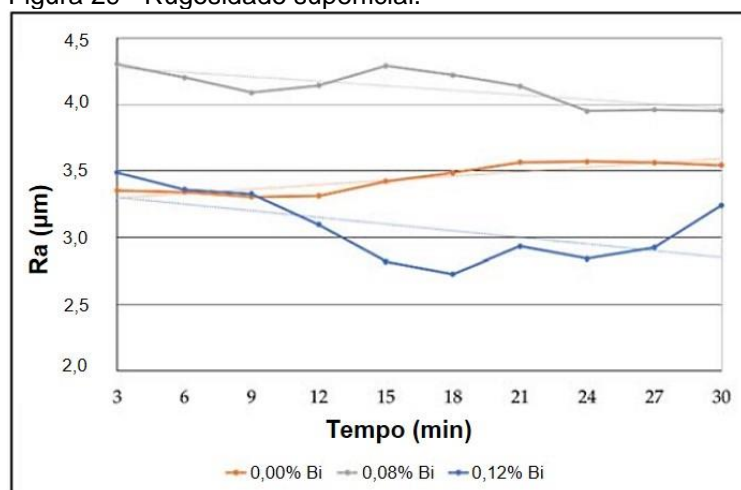
Esses resultados corroboram parcialmente com o estudo de Xie *et al.* (2020), que também observaram uma melhora na rugosidade superficial com o aumento do teor de Bi (Figura 30).

Figura 28 - Desgaste da ferramenta. (a) Sem adição de Bi, (b) 0,08% Bi e (c) 0,12%.



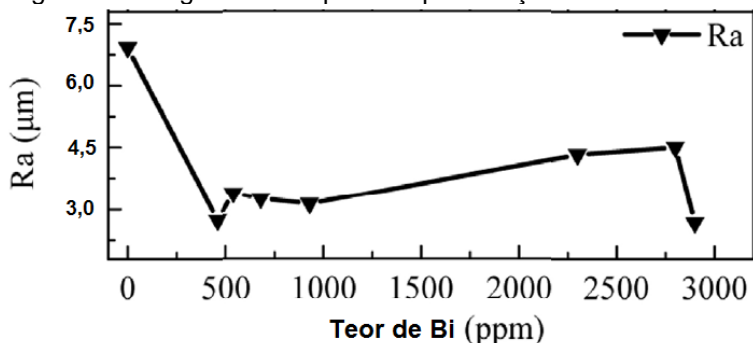
Fonte: Kurka *et al.* (2022).

Figura 29 - Rugosidade superficial.



Fonte: adaptado de Kurka *et al.* (2022).

Figura 30 - Rugosidade superficial pela adição de Bi.



Fonte: Xie *et al.* (2020).

Desaigues e colaboradores (2013) e Kurka e colaboradores (2022) destacam algumas vantagens relevantes do uso de Bi nos aços de livre corte. Entre essas vantagens, está a menor densidade do bismuto em relação ao chumbo ($9,78 \text{ g/cm}^3$ versus $11,3 \text{ g/cm}^3$), o que resulta em uma menor tendência à segregação do Bi na matriz do aço. Além disso, para alcançar o mesmo nível de melhora na usinabilidade, a quantidade de Bi necessária é cerca de três vezes menor do que a de Pb, o que demonstra sua eficiência.

Por outro lado, o bismuto apresenta desvantagens significativas. O custo do Bi é aproximadamente nove vezes maior do que o do chumbo, e a oferta desse metal é bastante limitada, com poucos fornecedores disponíveis. Ademais, a substituição completa do chumbo por bismuto na indústria de aços de livre corte exigiria aproximadamente 5000 toneladas de Bi anualmente, o que poderia pressionar significativamente as reservas naturais desse elemento (Desaigues *et al.*, 2013; Diniz; Marcondes; Coppini., 2014; Kurka *et al.*, 2022; Yashin; Soldatkin; Chesnokov, 2005).

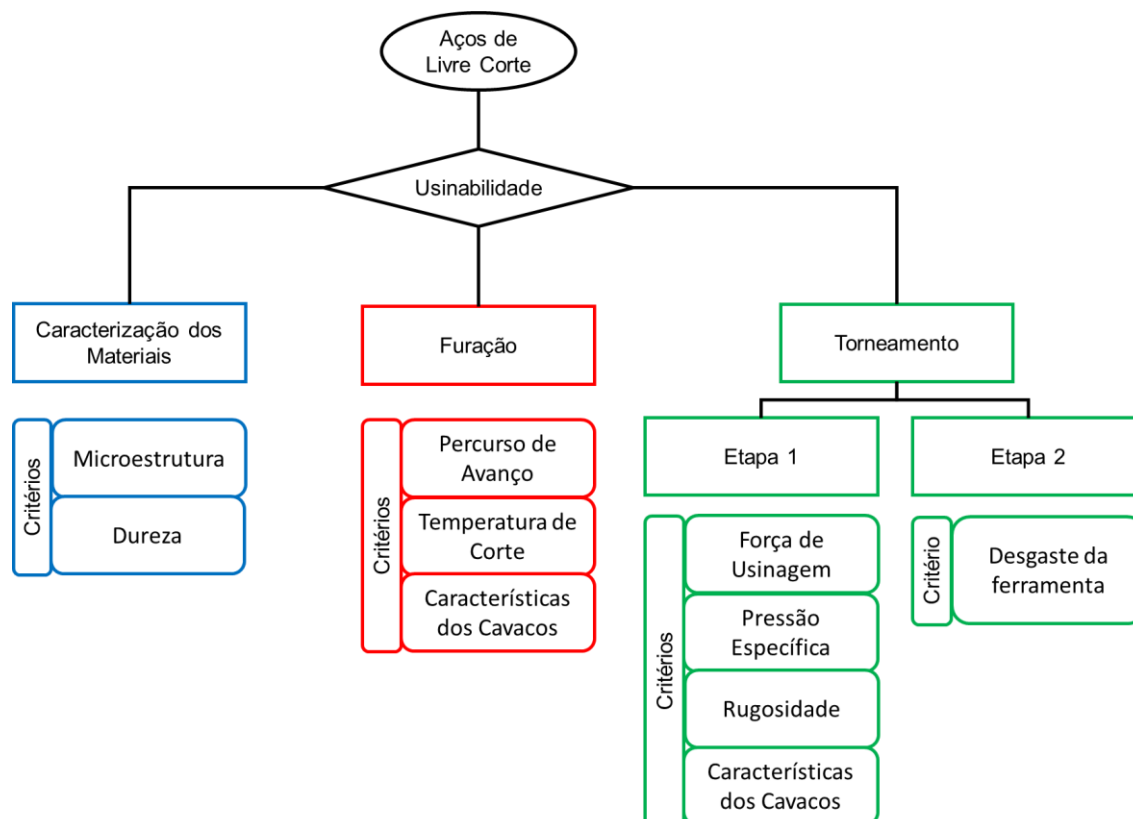
3. METODOLOGIA

Este capítulo descreve a metodologia utilizada para a realização dos ensaios, apresentando o fluxograma de atividades, as considerações para os ensaios e as variáveis de controle. O trabalho apresenta a comparação de usinabilidade de três aços de livre corte com adições de Pb e/ou Bi, a partir de ensaios metalográficos e de usinagem nos processos de furação e torneamento, avaliando diferentes critérios de usinabilidade.

3.1. FLUXOGRAMA METODOLÓGICO

A Figura 31 apresenta o fluxograma das etapas da metodologia experimental utilizada no desenvolvimento do trabalho. A usinabilidade dos aços de livre corte foi investigada em três etapas. A primeira consistiu na caracterização dos materiais através da avaliação da microestrutura e dureza, fatores metalúrgicos que influenciam a usinabilidade. As outras etapas estão relacionadas com o tipo de operação de usinagem empregada, furação e torneamento, respectivamente. Assim, na segunda etapa, a usinabilidade dos aços de livre corte no processo de furação foi avaliada por meio do teste de pressão constante através das respostas de percurso de avanço da ferramenta, temperatura de corte e características do cavaco. Por sua vez, a terceira etapa, subdividida em duas etapas, correlacionou o comportamento dos aços de livre corte no processo de torneamento, avaliando como critérios de usinabilidade a força de usinagem, a pressão específica de corte, a rugosidade da superfície da peça usinada, características do cavaco e desgaste da ferramenta.

Figura 31 - Fluxograma metodológico.



Fonte: Autor (2024).

3.2. MATERIAIS

Os materiais de trabalho correspondem a três diferentes ligas de aço de livre corte ao sulfeto de manganês (MnS) codificadas da seguinte forma: Aço A (com adição de chumbo: MnS + Pb), Aço B (com adição de chumbo e bismuto: MnS + PbBi) e Aço C (com adição de bismuto: MnS + Bi).

Os aços foram fornecidos pela ArcelorMittal Brasil S.A. na forma de barras laminadas de seção circular com diâmetro e comprimento nominais de 25,4 mm (1") e 400 mm, respectivamente. A Tabela 1 apresenta a faixa de composição química dos materiais investigados, conforme indicado pelo fornecedor.

Tabela 1 - Composição química dos aços de livre corte investigados. % de elementos em massa.

Material	Aço A (MnS+Pb)	Aço B (MnS+PbBi)	Aço C (MnS+Bi)
Elemento			
Mn	0,8 – 1,8	0,6 – 1,5	0,6 – 1,5
S	0,5 máx.	0,5 máx.	0,5 máx.
Si	0,1 – 0,4	0,1 – 0,4	0,1 – 0,4
P	0,06 máx.	0,06 máx.	0,06 máx.
Al	0,06 máx.	0,06 máx.	0,06 máx.
Mg+Pb+Bi	0,5 máx.	0,3 máx.	0,7 máx.
Cr+Ni+Cu+Mo	0,6 máx.	0,3 máx.	0,03 máx.
C	0,3 – 0,6	0,06 – 0,1	0,06 – 0,1

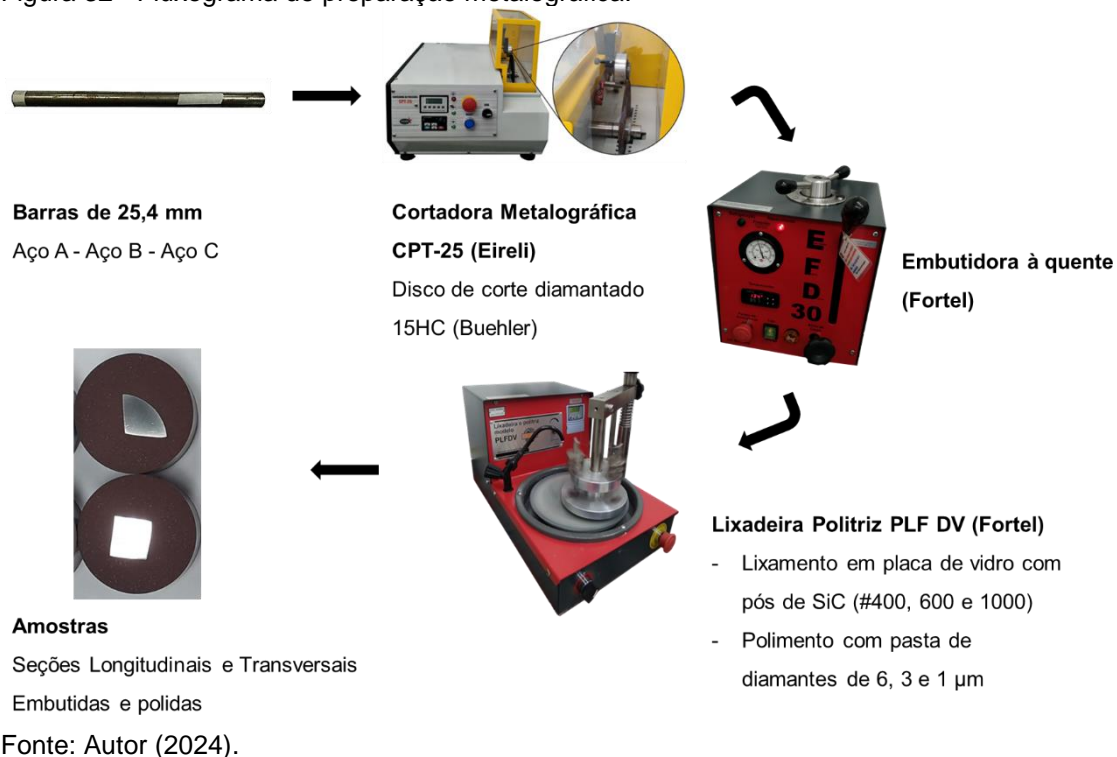
Fonte: Dados indicados pelo fornecedor.

3.2.1. Caracterização dos materiais

As barras conforme recebidas foram separadas por ensaio. Uma barra de cada material foi reservada para os ensaios de caracterização, cujo fluxograma de preparação das amostras pode ser observado na Figura 32. As barras foram seccionadas em amostras transversais e longitudinais em uma cortadora metalográfica CPT-25 (Teclago) com disco de corte diamantado 15HC (Buehler).

Na sequência, as amostras foram embutidas com uso de resina fenólica (baquelite) em uma embutidora à quente EFD 30 (Fortel). As amostras foram lixadas em uma placa de vidro com pós de carboneto de silício (SiC) nos *mesh* ANSI #400, #600 e #1000, que correspondem às granulometrias de 25 μm , 15 μm e 10 μm , respectivamente. Finalizando com a etapa de polimento com pastas de diamante de 6, 3 e 1 μm em uma lixadeira politriz PLF DV (Fortel).

Figura 32 - Fluxograma de preparação metalográfica.



Após a preparação das amostras, as superfícies foram atacadas quimicamente com solução de Nital 2% por 2,5 min, em média, para revelar a microestrutura.

A caracterização da microestrutura e análise dos elementos de livre corte foram realizadas em microscópio óptico invertido FWL-INVERT 5000 METAL (Feldmann Wild Leitz) e microscópio eletrônico de varredura (MEV) Quanta 650 FEG (FEI) com detector de espectro de energia dispersiva (EDS) Quantax (Bruker).

A dureza das amostras foi avaliada por meio de ensaios de dureza por indentação Vickers em um durômetro 200HBRV-187.5S (Lleida), seguindo a norma ASTM E92 (2017). Foram realizadas 10 indentações em cada amostra, tanto nas seções transversais quanto nas longitudinais, aplicando-se uma carga de 30 kgf por 10 s.

O durômetro possui um microscópio óptico no qual utilizou-se uma lente de aumento de 5x para a determinação das diagonais das indentações, fornecendo de forma automática os valores de dureza Vickers [HV], conforme a Equação 6, em

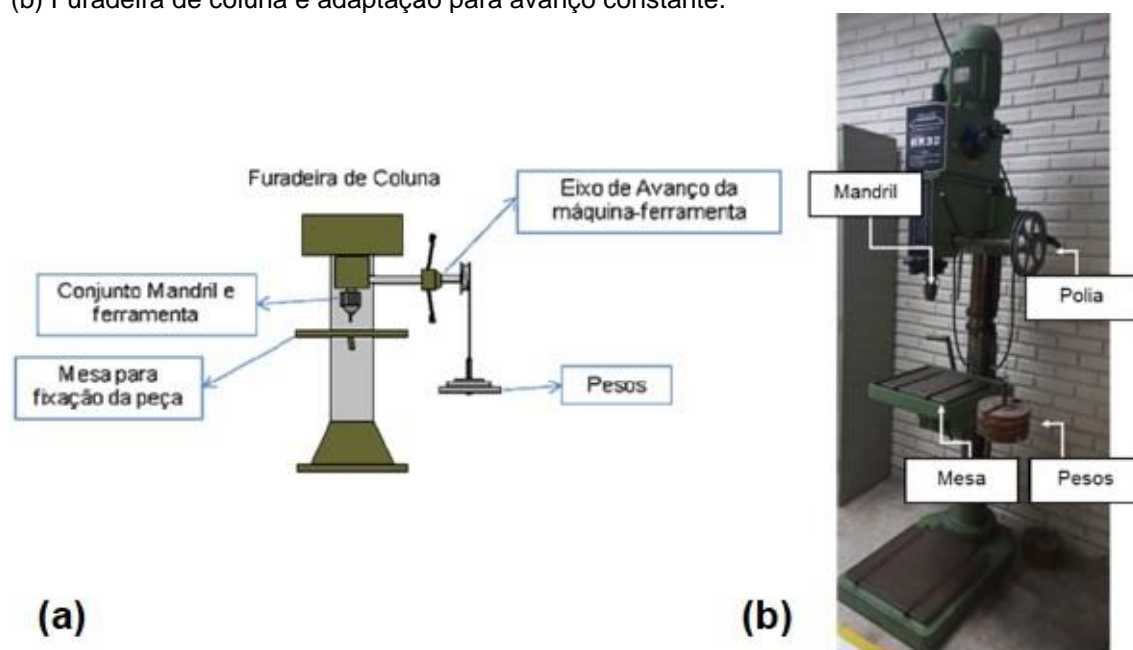
que P é a carga aplicada em kgf e d é o comprimento médio da projeção das diagonais na superfície em mm.

$$HV = \frac{1,8544 P}{d^2} [HV] \quad (6)$$

3.2.2. Furação

A avaliação da usinabilidade dos aços de livre corte no processo de furação foi conduzida por meio de ensaios de pressão constante (F_f). Este teste de usinabilidade de curta duração consiste na furação de um corpo de prova com aplicação de uma força de avanço constante durante um tempo de corte pré-definido, tendo como resposta o percurso de avanço (ou profundidade de penetração da broca), L_f . A força de avanço constante na furadeira é obtida através de um sistema de roldana com um cabo de aço e um prato com cargas conhecidas adaptado no eixo de avanço da máquina-ferramenta (Barbosa, 2009), como mostrado no desenho esquemático da Figura 33(a). Os testes foram executados em uma furadeira de coluna KonE KM 32, com 2 cv de potência e rotação máxima de 1760 rpm, conforme mostrado na Figura 33(b).

Figura 33 - Aparato experimental do ensaio de pressão constante. (a) Desenho esquemático e (b) Furadeira de coluna e adaptação para avanço constante.



Fonte: Adaptado de Barbosa (2009).

Para os testes de usinabilidade de pressão constante, as barras dos aços de livre corte passaram por uma operação de fresamento de faceamento na longitudinal com intuito de se obter uma superfície de referência plana para melhor controle e precisão no momento de realização dos furos e medição de Lf. A Figura 34 apresenta o desenho esquemático da configuração das barras utilizadas nos testes de pressão constante e as barras após a operação de faceamento, respectivamente. Essa etapa de preparação dos corpos de prova foi executada em uma Fresadora/Furadeira KonE KFF30, utilizando uma fresa de topo de aço rápido de 16 mm de diâmetro.

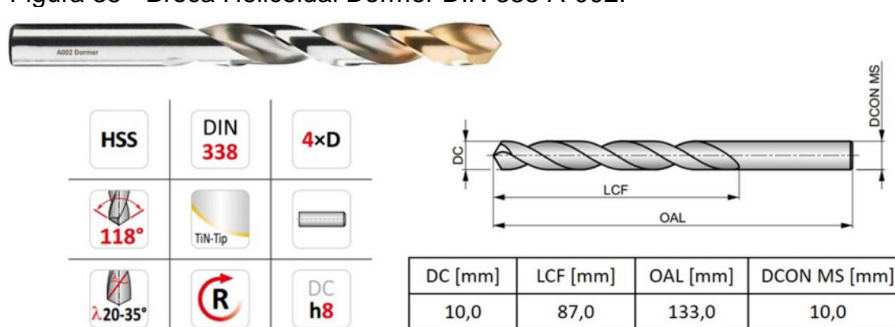
Figura 34 - Corpo de prova dos testes de pressão constante, à esquerda: configuração esquemática do corpo de prova para a operação de faceamento longitudinal da barra, e à direita: imagem representativa da barra após o fresamento de faceamento longitudinal.



Fonte: Autor (2024).

Em cada teste foi utilizada uma broca helicoidal de aço rápido (DIN 338) Dormer série curta autocentrante, especificação A-002, com ponta revestida de nitreto de titânio (TiN), diâmetro de 10 mm e ângulo de ponta de 118°. A Figura 35 apresenta a configuração, geometria e dimensões da ferramenta utilizada.

Figura 35 - Broca Helicoidal Dormer DIN 338 A-002.



Fonte: Adaptado de DORMER PRAMET (2022).

Os ensaios foram executados segundo um planejamento fatorial completo 2^3 com duas réplicas, variando-se três fatores em dois níveis, conforme a Tabela 2. O fator Material foi variado em níveis qualitativos, o fator Rotação (N) em níveis quantitativos: 840 e 1150 RPM e o fator Carga aplicada (F) nos níveis quantitativos: 5 e 10 kgf.

Tabela 2 - Planejamento de experimentos fatorial 2^3 - Pressão constante.

Fatores	Níveis
Material	Aço (A - B) / Aço (A - C) / Aço (B -C)
Rotação (N)	840 - 1150 RPM
Carga aplicada (F)	5 - 10 kgf

Fonte: Autor (2024).

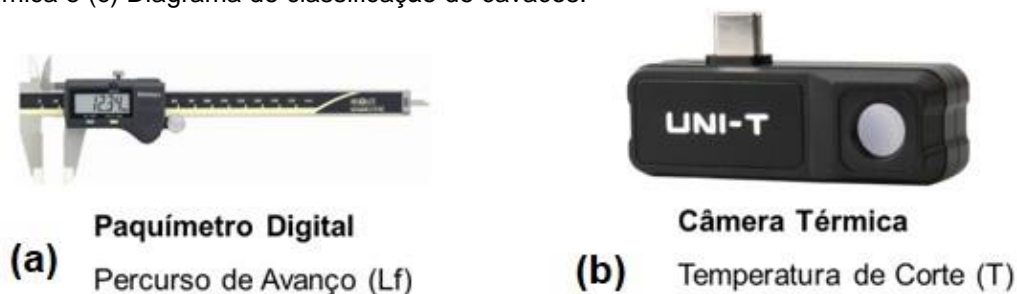
No presente trabalho, os ensaios de pressão constante foram realizados a seco utilizando um tempo de corte fixo de 15 segundos. Consideraram-se como critérios de usinabilidade: o percurso de avanço (L_f) atingido, a temperatura de corte média medida durante o processo e a análise das características dos cavacos formados.

O percurso de avanço (L_f) foi medido com um paquímetro digital Mitutoyo Absolute Digimatic, conforme a Figura 36(a), com capacidade de 150 mm e 0,01 mm de resolução. Para cada furo executado foram realizadas quatro medições de L_f para obtenção do valor médio para cada condição de ensaio executada, considerando o teste e as duas réplicas.

A temperatura de corte durante o processo foi medida com uma câmera térmica UTi120Mobile, conforme a Figura 36(b), com faixa de medição de -20°C a 400°C . A câmera foi posicionada a uma distância de 30 cm da superfície a ser executada o furo, com emissividade ajustada em 0,8. Durante o ensaio foi gerado um vídeo do mapa térmico da região durante a operação. Com base nos frames do vídeo, foram obtidas as médias dos valores de temperatura alcançadas durante a operação.

As amostras de cavacos coletadas foram visualmente classificadas quanto à forma seguindo os padrões de classificação definidos pela Norma ABNT NBR ISO 3685 (2017) Figura 36(c).

Figura 36 - Aparato experimental para avaliação de usinabilidade. (a) Paquímetro, (b) Câmera térmica e (c) Diagrama de classificação de cavacos.



1 Cavaco em fila *	2 Cavaco tubular *	3 Cavaco tipo espiral	4 Cavaco tipo anão helicoidal *	5 Cavaco tipo cônico helicoidal *	6 Cavaco em arco *	7 Cavaco fragmentado	8 Cavaco agulha
1.1 Longo	2.1 Longo	3.1 Plano	4.1 Longo	5.1 Longo	6.1 Conectado		
1.2 Curto	2.2 Curto	3.2 Cônico	4.2 Curto	5.2 Curto	6.2 Desconectado (virgula)		
1.3 Emaranhado	2.3 Emaranhado		4.3 Emaranhado	5.3 Emaranhado			

Diagrama de Cavacos

(c) **Análise de Forma de Cavacos**

Fonte: Adaptado de Mitutoyo (2024), Uni Trend (2024) e ABNT NBR ISO 3685 (2017).

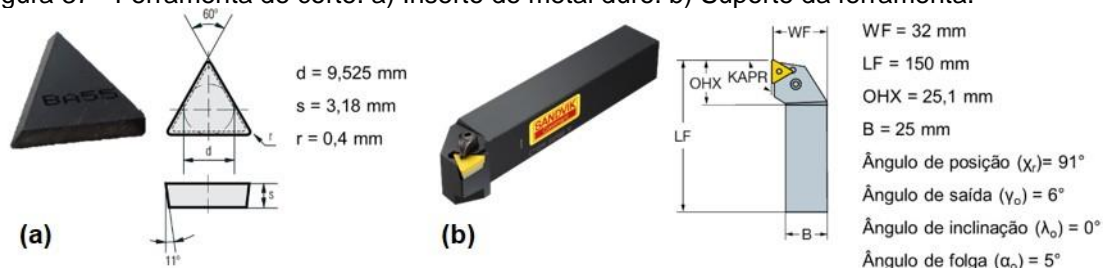
3.2.3. Torneamento

A avaliação da usinabilidade dos aços de livre corte no processo de torneamento foi realizada em um torno CNC CENTUR 35D (ROMI) que possui potência e rotação máxima de 11 kW e 3000 rpm, respectivamente.

Os testes foram conduzidos a seco utilizando insertos de metal duro triangulares TPUN 160304 sem revestimento da classe BA 55 (Brassinter), que corresponde a classe ISO P25-P45. As dimensões do inserto estão apresentadas na Figura 37(a). As ferramentas foram montadas em um suporte CTGPR 2525 M16 (Sandvik) que conferiu uma geometria de corte semi-ortogonal, apresentando ângulo de posição (χ_r) de 91°, ângulo de saída positivo (γ_o) de 6°, ângulo de inclinação (λ_s) de 0° e ângulo de folga (α_o) de 5°, como esquematizado na Figura 37(b). Para cada condição de ensaio, o inserto de metal duro foi rotacionado para

utilização de uma aresta nova para cada teste e réplicas, quando se alteravam as condições de ensaio, um novo inserto foi utilizado.

Figura 37 - Ferramenta de corte. a) Inserto de metal duro. b) Suporte da ferramenta.



Fonte: Adaptado de Brassinter (2022) e Sandvik Coromant (2022).

Os ensaios de torneamento relativos aos critérios de usinabilidade foram realizados em duas etapas conforme as descrições dos subitens 3.2.3.1 e 3.2.3.2.

3.2.3.1. Etapa 1

Os testes de torneamento semi-ortogonal foram conduzidos segundo um planejamento fatorial 3^2 com duas réplicas, variando-se dois fatores em três níveis, conforme a Tabela 3. O fator Material foi variado nos níveis qualitativos: Aço A (MnS + Pb), Aço B (MnS + PbBi) e Aço C (MnS+Bi); e o fator Avanço (f) nos níveis quantitativos: 0,1; 0,2 e 0,3 mm/volta. Devido ao pequeno diâmetro das barras (25,4 mm) e limitação de rotação máxima da máquina-ferramenta de 2000 rpm com uso de placa de 250 mm de diâmetro, a velocidade de corte (V_c) teve que ser mantida constante em 150 m/min. A profundidade de corte (a_p) e percurso de avanço (Lf) também foram mantidos constantes em 1 mm e 15 mm, respectivamente. Antes dos ensaios, as barras foram preparadas para ter comprimento de 200 mm para permitir que a usinagem fosse realizada com um comprimento em balanço de 50 mm.

Tabela 3 - Planejamento de experimentos fatorial 3^2 - Torneamento.

Fatores	Níveis
Material	Aço (A / B / C)
Avanço (f)	0,1 / 0,2 / 0,3 mm/volta

Fonte: Autor (2024).

Os critérios de usinabilidade avaliados na Etapa 1 dos ensaios de torneamento foram a força de usinagem (F_U), a pressão específica de corte (k_s), os parâmetros de rugosidade (R_a e R_z) e análise das características dos cavacos.

A força de usinagem e a pressão específica de corte foram determinadas através do monitoramento dos esforços de corte durante o ensaio de torneamento com o auxílio de um sistema dinamométrico da Kistler composto por dinamômetro modelo 9129 AA de três componentes, amplificador modelo 5080A103001, sistema de aquisição modelo 5697A1 e software de análise Dynaware, como apresentado na Figura 38. O sistema captura o sinal das três componentes ortogonais da força atuante durante a usinagem: F_x - Força Passiva (F_p), F_y - Força de Corte (F_c) e F_z - Força de Avanço (F_f), admitindo-se uma faixa de medição de ± 10 kN; sensibilidade de ≈ -8 pC/N para as componentes x e z, e $\approx -4,1$ pC/N para a componente y; e incerteza de medição do sistema de 2%. Foi utilizada uma taxa de aquisição de 1 kHz.

A Força de Usinagem (F_U) foi obtida pela Equação 7 e a Pressão Específica de Corte (k_s), por sua vez, foi obtida pela Equação 8.

$$F_U = \sqrt{F_p^2 + F_c^2 + F_f^2} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (7)$$

$$k_s = \frac{F_y}{a_{pf}} \quad (8)$$

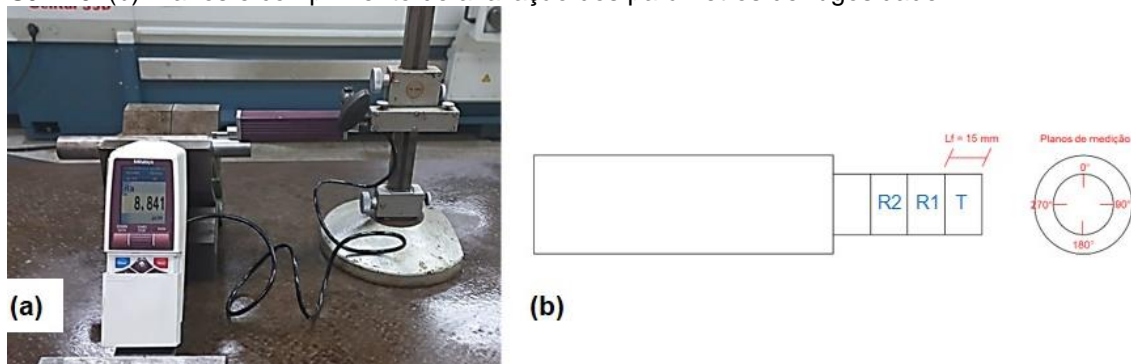
Figura 38 - Sistema dinâmométrico Kistler para o monitoramento das componentes ortogonais da força de usinagem.



Fonte: Autor (2024).

Os parâmetros de rugosidade foram avaliados com o auxílio de um rugosímetro de contato portátil SJ-210 (Mitutoyo), ver Figura 39(a), e os comprimentos de amostragem (*cut-off*) utilizados basearam-se nas recomendações das normas ABNT NBR ISO 4287 (2002) e ABNT NBR ISO 4288 (2008) para medição dos parâmetros de rugosidade média (R_a) e altura máxima do perfil (R_z) em perfis periódicos. As medições de rugosidade foram realizadas para cada percurso de avanço usinado (L_f) de 15 mm, correspondente a cada teste (T) e réplicas (R1 e R2), em quatro planos de medição espaçados a 90° conforme esquematizado na Figura 39(b).

Figura 39 - Medição de parâmetros de rugosidade. (a) Rugosímetro de contato portátil Mitutoyo SJ-210. (b) Planos e comprimento de avaliação dos parâmetros de rugosidade.



Fonte: Autor (2024).

As amostras de cavacos coletadas durante os ensaios de torneamento foram visualmente classificadas quanto à forma seguindo os padrões de classificação definidos pela Norma ABNT NBR ISO 3685 (2017), conforme a Figura 36(c), e representados em um diagrama em função da variação do avanço para os diferentes aços de livre corte investigados.

3.2.3.2. Etapa 2

Os ensaios de torneamento para avaliação do desgaste da ferramenta foram executados, para os três aços de livre corte investigados, considerando a condição de usinagem mais severa com avanço de 0,3 mm/volta, velocidade de corte de 150 mm/min e profundidade de corte de 1 mm. Para tanto, foram utilizadas barras de 25,4 mm de diâmetro e 400 mm de comprimento, em que foram usinadas em dois passes de 300 mm, totalizando um percurso de avanço de 600 mm. A usinagem foi realizada a seco com a barra fixada entre pontas por meio de placa e contra-ponta. Foi utilizada uma ferramenta nova para cada ensaio, mantendo a especificação citada anteriormente. Microscopia eletrônica de varredura (MEV) foi utilizada para caracterização das regiões desgastadas da ferramenta, medição do desgaste de flanco e avaliação de mecanismos de desgaste, além de análise por espectroscopia de energia dispersiva (EDS) para mapeamento químico dos elementos aderidos nas superfícies de saída e de folga das ferramentas.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

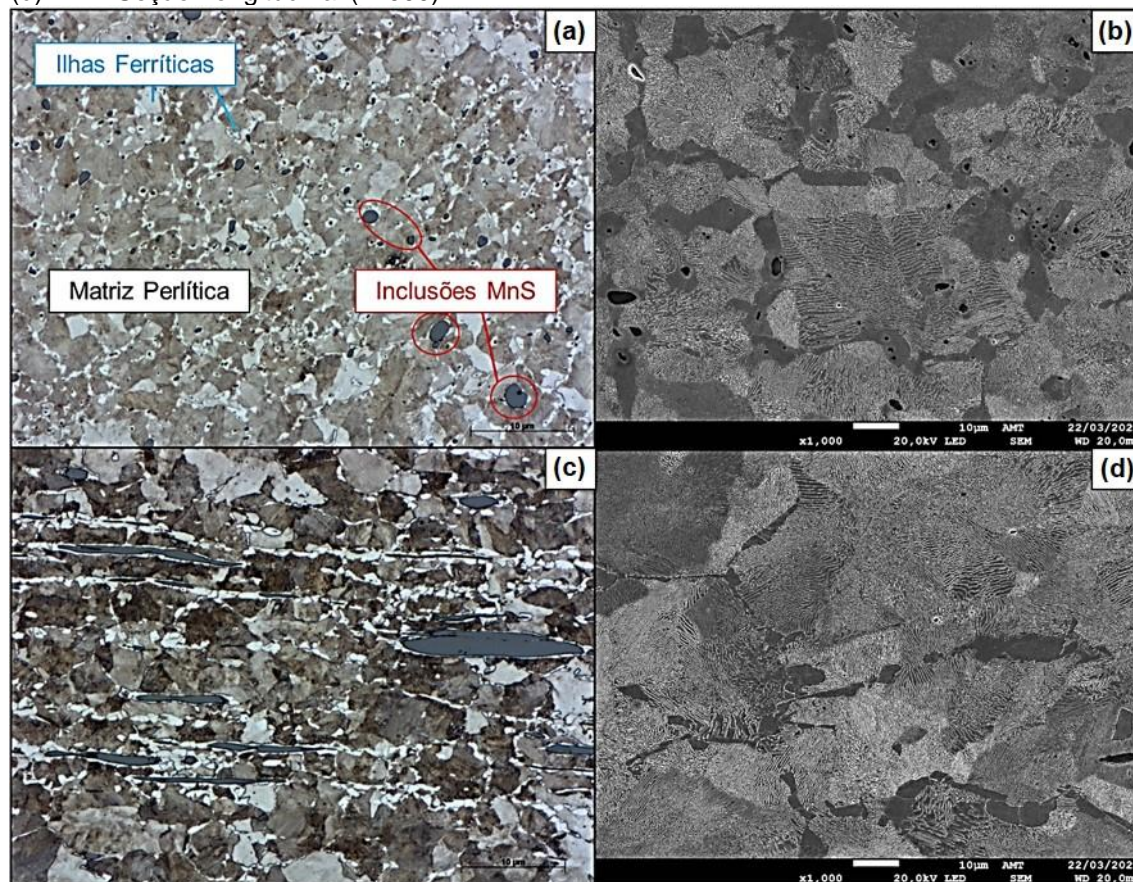
4.1. CARACTERIZAÇÃO

A seguir serão apresentados os resultados de caracterização dos materiais investigados relativos à microestrutura e dureza. Os resultados quantitativos de dureza serão apresentados por meio de tabelas, gráficos, além de análise de variância (ANOVA) visando evidenciar a existência de diferença significativa entre os aços de livre corte e entre as seções transversal e longitudinal. As respostas qualitativas serão apresentadas por meio de figuras representativas das amostras avaliadas.

4.1.1. Microestrutura

A Figura 40 apresenta imagens representativas da microestrutura do aço de livre corte ao sulfeto de manganês com adição de chumbo (Aço A). A Figura 40(a) destaca a seção transversal por Microscopia Óptica (MO) com ampliação de 100x. Por esta imagem nota-se uma matriz de estrutura perlítica e ilhas ferríticas pró-eutetóide, com a presença de inclusões circulares de MnS (preto). Na Figura 40(b), tem-se a seção transversal por Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) com ampliação de 1000x, nesta figura, percebe-se as lamelas alternadas de ferrita, α (cinza escuro) e cementita (Fe_3C), (cinza claro) nos grãos perlíticos e as inclusões de MnS (preto). A Figura 40(c) e a Figura 40(d) apresentam a seção longitudinal do Aço A por MO e MEV, respectivamente, observando-se a deformação das inclusões na direção do sentido de laminação do material.

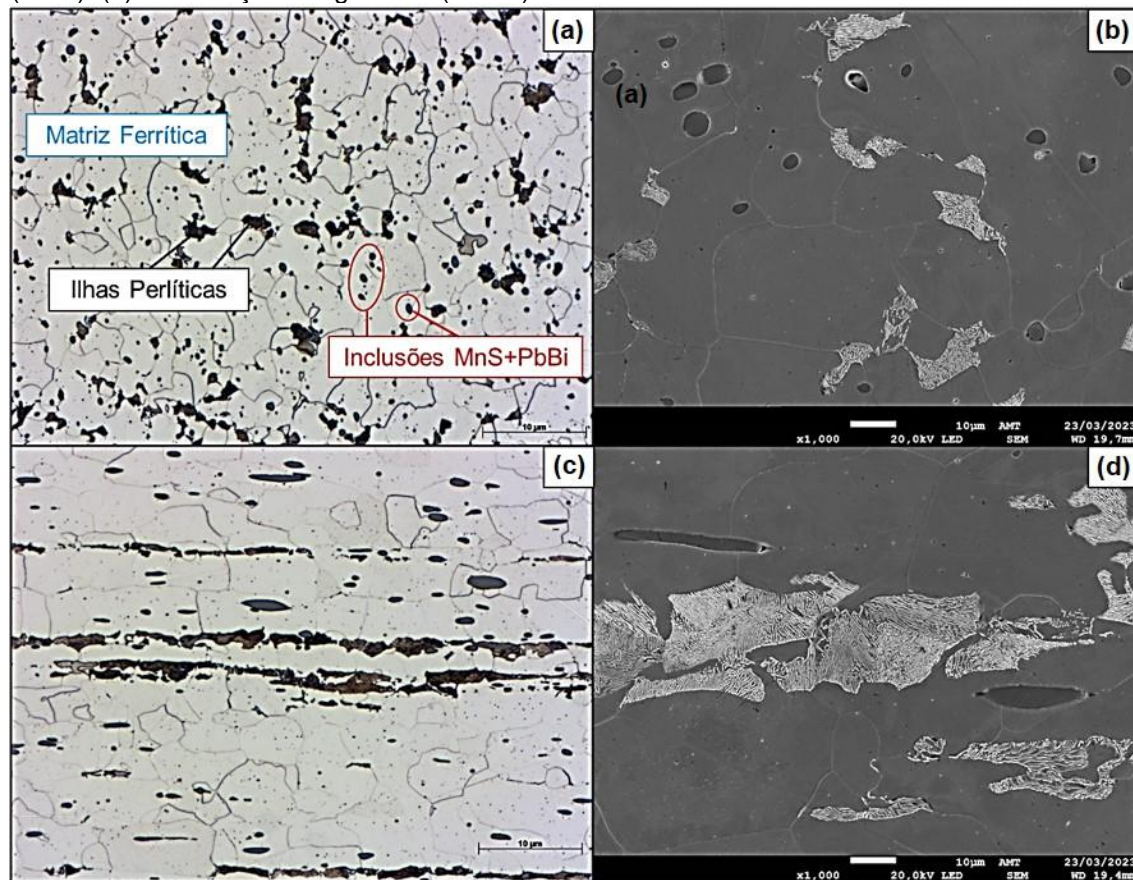
Figura 40 - Imagens de microestrutura do Aço A (MnS + Pb) atacado com Nital 2%. (a) MO Seção Transversal (x100). (b) MEV da Seção Transversal (x1000). (c) MO Seção Longitudinal (x100). (d) MEV Seção Longitudinal (x1000).



Fonte: Autor (2024).

A Figura 41 apresenta imagens representativas da microestrutura atacada com Nital 2% do aço de livre corte com adição de MnS + PbBi (Aço B). A Figura 41(a) destaca a seção transversal por Microscopia Óptica (MO) com ampliação de 100x. Nota-se nesta imagem uma matriz de estrutura ferrítica e ilhas perlíticas, com a presença de inclusões circulares de MnS (cinza escuro). Na Figura 41(b), tem-se a seção transversal por Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) com ampliação de 1000x, na qual percebe-se, que algumas inclusões de MnS estão envoltas por chumbo e bismuto (invólucro branco). A Figura 41(c) e a Figura 41(d) apresentam a seção longitudinal do Aço B por MO e MEV, respectivamente, observando-se a deformação das inclusões na direção do sentido de laminação do material.

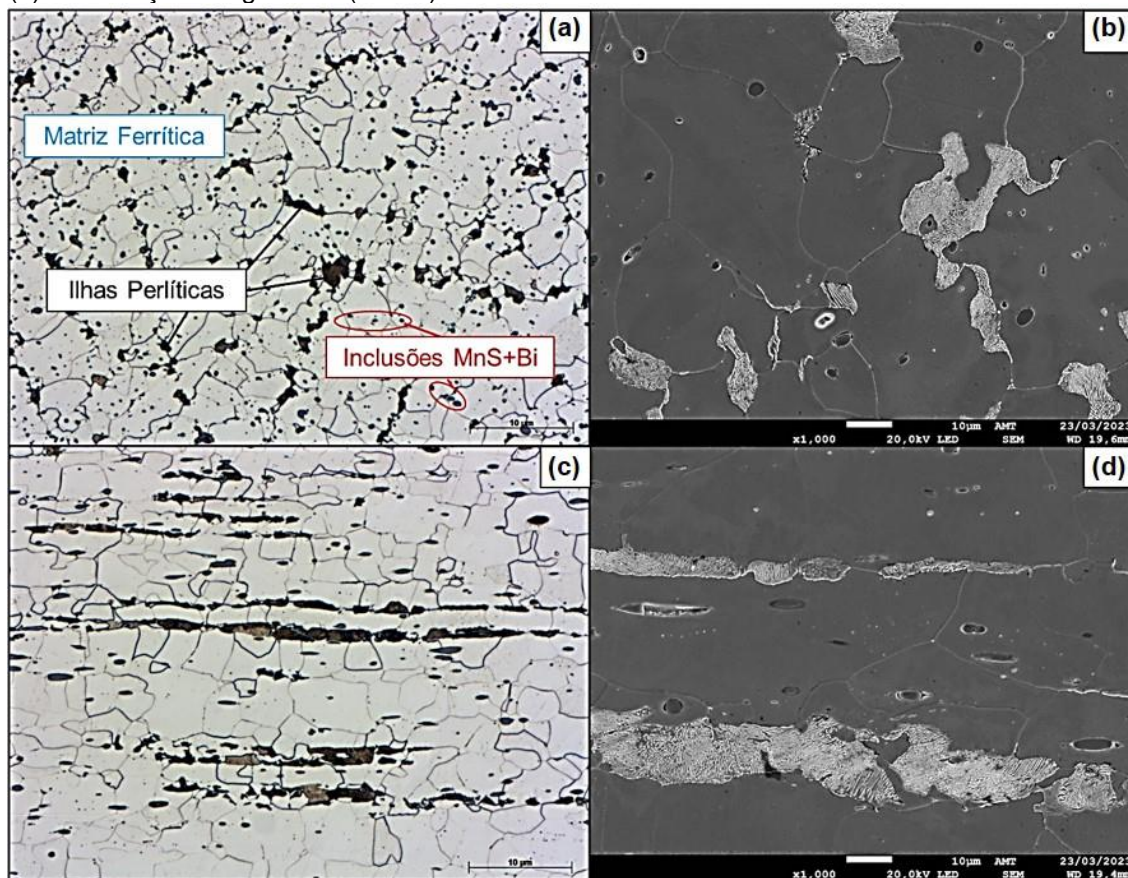
Figura 41 - Imagens de microestrutura do Aço B (MnS + PbBi) atacado com Nital 2%. (a) MO Seção Transversal (x100). (b) MEV da Seção Transversal (x1000). (c) MO Seção Longitudinal (x100). (d) MEV Seção Longitudinal (x1000).



Fonte: Autor (2024).

A Figura 42 apresenta imagens representativas da microestrutura atacada com Nital 2% do aço de livre corte codificado como Aço C, contendo MnS e Bi. A Figura 42(a) destaca a seção transversal por Microscopia Óptica (MO) com ampliação de 100x. Por esta imagem nota-se uma matriz de estrutura ferrítica e ilhas perlíticas, com a presença de inclusões circulares de MnS (cinza escuro). Na Figura 42(b), tem-se a seção transversal por Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) com ampliação de 1000x, nesta figura, percebe-se, a presença de Bi, evidenciada por um invólucro branco em algumas inclusões de MnS. A Figura 42(c) e a Figura 42(d) apresentam a seção longitudinal do Aço C por MO e MEV, respectivamente, observando-se a deformação das inclusões na direção do sentido de laminação do material.

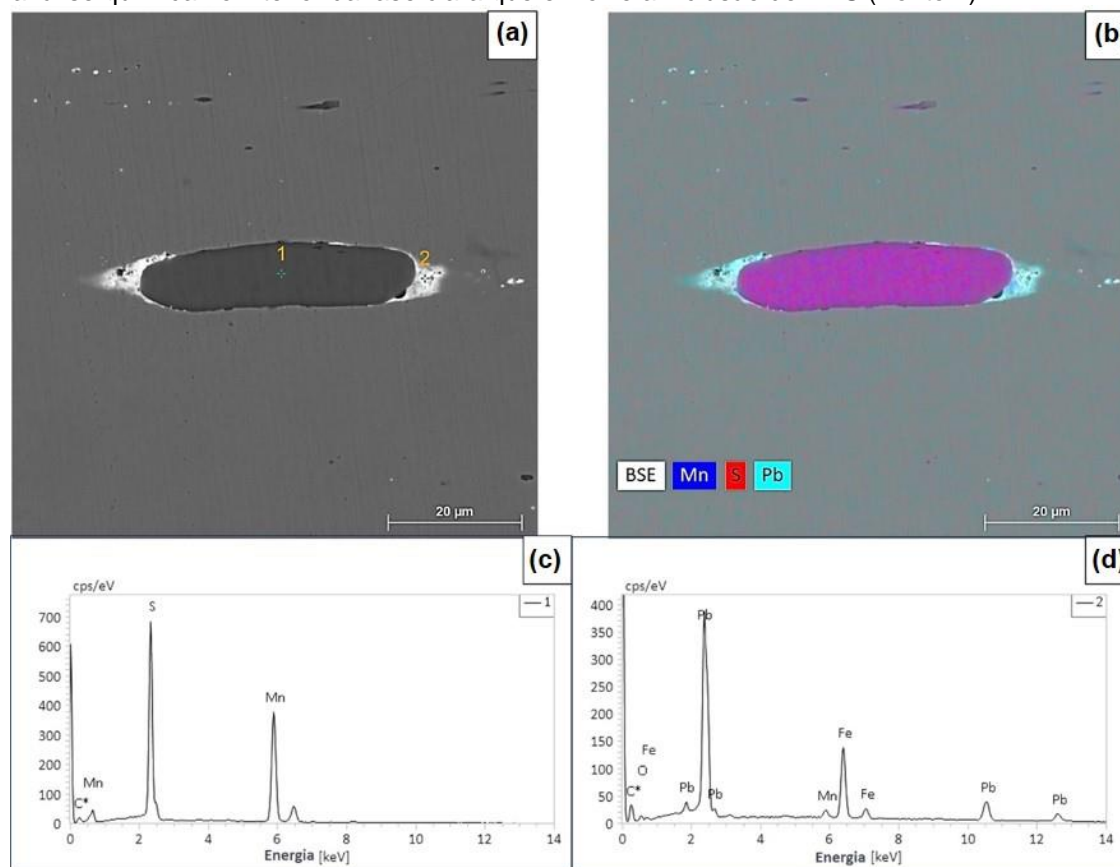
Figura 42 - Imagens de microestrutura do Aço C (MnS + Bi) atacado com Nital 2%. (a) MO Seção Transversal (x100). (b) MEV da Seção Transversal (x1000). (c) MO Seção Longitudinal (x100). (d) MEV Seção Longitudinal (x1000).



Fonte: Autor (2024).

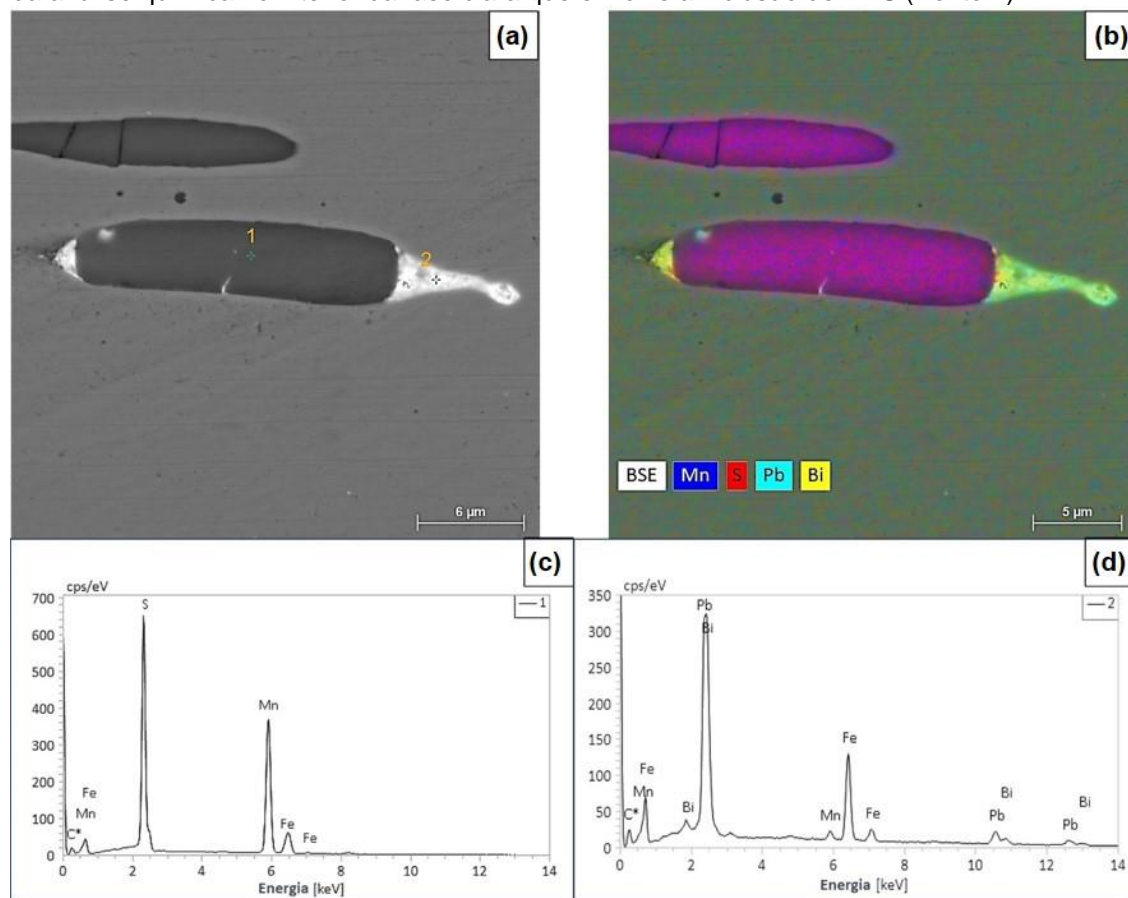
Figura 43, Figura 44 e Figura 45 apresentam a análise de EDS das inclusões dos aditivos de livre corte dos aços investigados. Pode-se observar, que tanto o mapeamento químico quanto os espectros da análise química evidenciaram os elementos que compõem o sulfeto de manganês nos três materiais, e que esta inclusão está envolta por diferentes elementos de acordo com cada material em estudo. No Aço A foi detectada a presença de chumbo (Figura 43(b) e Figura 43(d)); no Aço B a presença de chumbo e bismuto (Figura 44(b) e Figura 44(d)); e no Aço C a presença de bismuto (Figura 45(b) e Figura 45(d)).

Figura 43 - Imagens de MEV/EDS de inclusão de aditivo de livre corte do Aço A (MnS + Pb). (a) MEV Seção Longitudinal destacando os pontos de análise de EDS. (b) Mapeamento químico por EDS. (c) Espectro da análise química do interior da inclusão de MnS (Ponto 1). (d) Espectro da análise química no interior da fase clara que envolve a inclusão de MnS (Ponto 2).



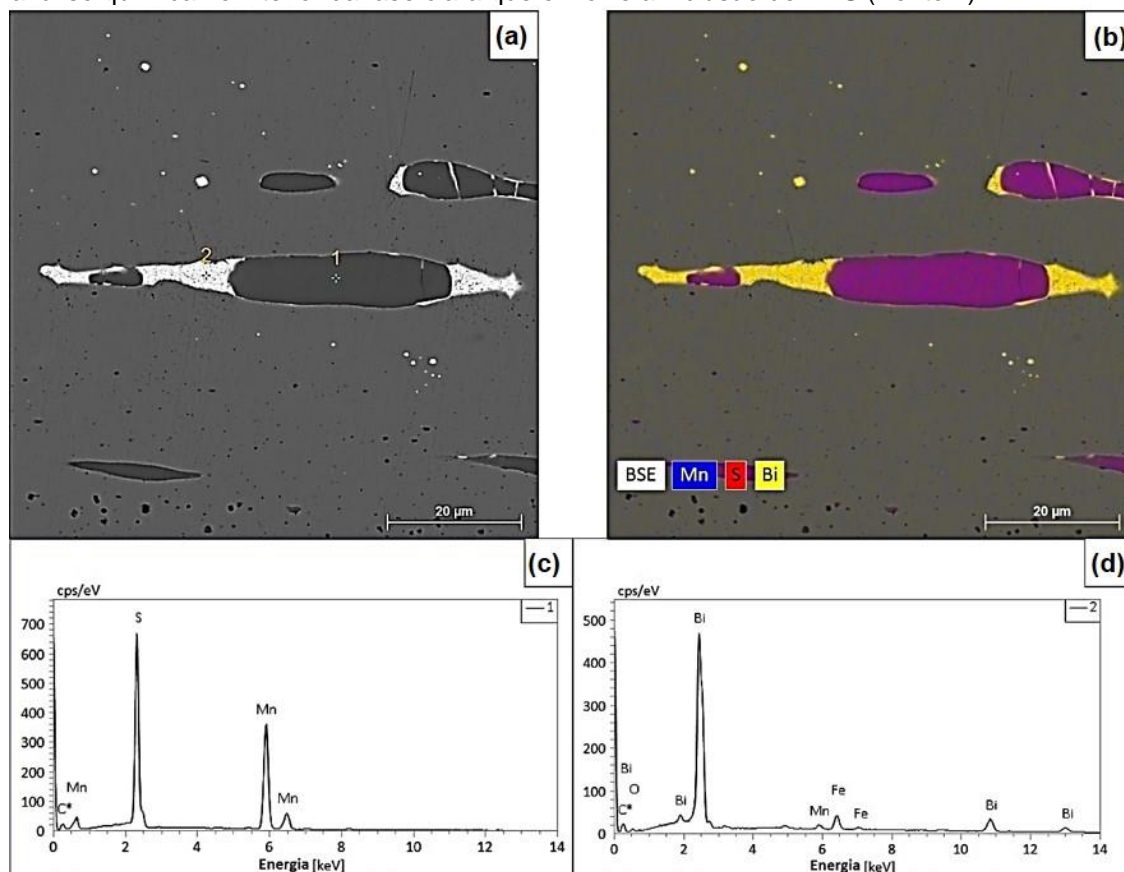
Fonte: Autor (2024).

Figura 44 - Imagens de MEV/EDS de inclusão de aditivo de livre corte do Aço B (MnS + PbBi). (a) MEV Seção Longitudinal destacando os pontos de análise de EDS. (b) Mapeamento químico por EDS. (c) Espectro da análise química do interior da inclusão de MnS (Ponto 1). (d) Espectro da análise química no interior da fase clara que envolve a inclusão de MnS (Ponto 2).



Fonte: Autor (2024).

Figura 45 - Imagens de MEV/EDS de inclusão de aditivo de livre corte do Aço C (MnS + Bi). (a) MEV Seção Longitudinal destacando os pontos de análise de EDS. (b) Mapeamento químico por EDS. (c) Espectro da análise química do interior da inclusão de MnS (Ponto 1). (d) Espectro da análise química no interior da fase clara que envolve a inclusão de MnS (Ponto 2).



Fonte: Autor (2024).

4.1.2. Dureza

A Tabela 4 apresenta os resultados de Dureza Vickers (HV30) para as seções transversais e longitudinais dos materiais analisados.

Tabela 4 - Dureza Vickers HV30 dos aços de livre corte investigados.

Aço A (MnS + Pb)		Aço B (MnS + PbBi)		Aço C (MnS + Bi)	
Transversal	Longitudinal	Transversal	Longitudinal	Transversal	Longitudinal
328,7 ± 6,1	317,0 ± 4,5	188,3 ± 5,3	185,0 ± 4,9	180,5 ± 6,4	180,6 ± 4,1

Fonte: Autor (2024).

A Tabela 5 apresenta a análise de variância (ANOVA) do número de dureza Vickers, para um nível de significância de 5%, considerando os diferentes materiais e seções das amostras. Os resultados mostraram que as variáveis principais,

Material e Seção, e sua interação, Material x Seção, foram estatisticamente significativas ($p < 0,05$).

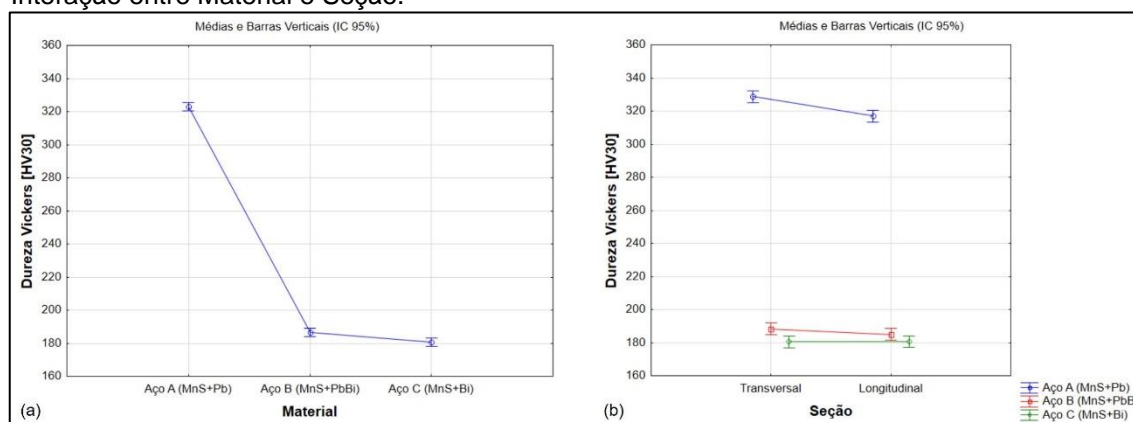
Tabela 5 - Análise de variância (ANOVA) para o número de Dureza Vickers.

Fator	Variância	F	p
Média	3174046	102428,2	0,000000
Material	129413	4176,2	0,000000
Seção	372	12	0,001055
Material x Seção	187	6	0,004299

Fonte: Autor (2024).

A Figura 46 apresenta os gráficos de efeitos evidenciando a influência dos materiais (Figura 46(a)) e das seções das amostras dos diferentes aços de livre corte (Figura 46(b)) na resposta de Dureza Vickers.

Figura 46 - Gráfico de Efeitos na resposta do número de Dureza Vickers. (a) Material. (b) Interação entre Material e Seção.



Fonte: Autor (2024).

A Figura 46(a) mostra que existe diferença significativa nos valores de dureza entre os materiais, inclusive entre os Aços B e C. Em média, a dureza Vickers do Aço A (MnS + Pb) é 78% e 84% maior que as dos Aços B (MnS + PbBi) e C (MnS + Bi), respectivamente; e a dureza Vickers do Aço B é 3% maior que a do Aço C. A Figura 46(b) mostra que há diferença significativa nos valores de dureza entre as seções transversal e longitudinal do Aço A, denotando um comportamento anisotrópico, o qual não pode ser inferido pelos resultados dos Aços B e C.

Os valores obtidos de dureza Vickers podem ser explicados pelas diferentes microestruturas dos materiais investigados. O Aço A possui matriz perlítica, que

confere maior dureza que as matrizes ferríticas dos Aços B e C. A ligeira diferença de dureza entre os Aços B (MnS + PbBi) e C (MnS + Bi) pode ter sido influenciada pela diferente composição química, e tamanho das inclusões.

O Quadro 4 resume as principais características observadas para a caracterização dos três aços estudados.

Quadro 4 – Resumo dos resultados de caracterização dos aços.

Aço	Microestrutura	Inclusões de livre corte	Dureza
A (MnS + Pb)	Matriz perlítica com ilhas de ferrita pró-eutetóide.	MnS envolto por chumbo (Pb).	Maior dureza entre os aços.
B (MnS + PbBi)	Matriz ferrítica com ilhas perlíticas.	MnS envolto por chumbo e bismuto (PbBi).	Ligeiramente superior ao Aço C.
C (MnS + Bi)	Matriz ferrítica com ilhas perlíticas.	MnS envolto por bismuto (Bi).	Menor dureza entre os aços.

Fonte: Autor (2024).

4.2. FURAÇÃO – ENSAIO DE PRESSÃO CONSTANTE

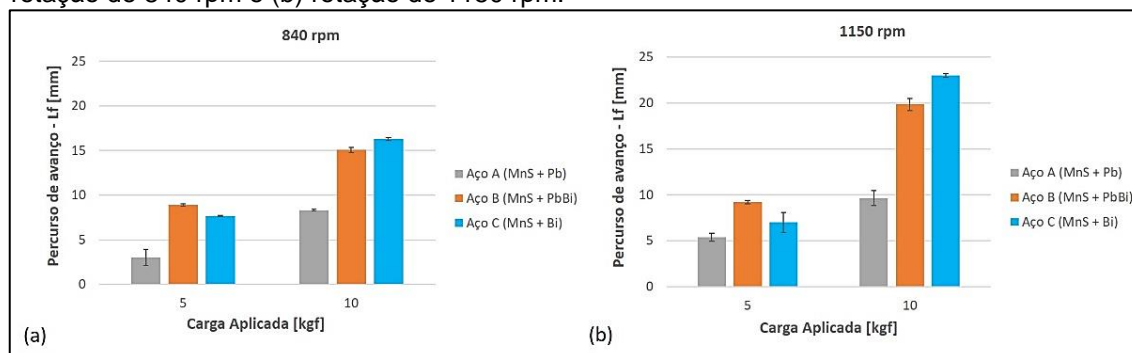
A seguir serão apresentados os resultados dos ensaios de pressão constante na operação de furação relativos aos critérios de usinabilidade investigados: percurso de avanço (Lf), temperatura de corte (T) e características do cavaco. Os resultados quantitativos serão apresentados por meio de tabelas, gráficos, além de análise de significância para o planejamento fatorial completo 2^3 , visando evidenciar estatisticamente os fatores que influenciam significativamente as respostas. As respostas qualitativas serão apresentadas por meio de figuras representativas das condições de teste avaliadas.

4.2.1. Percurso de avanço (Lf)

A Figura 47 apresenta os resultados médios de percurso de avanço (Lf) executado pela ferramenta de corte (broca) durante o ensaio de pressão constante no processo de furação para os materiais analisados, considerando a variação da carga aplicada e da rotação para um tempo de corte constante de 15s. Pode-se notar que os três materiais apresentam comportamento similar, aumentando o percurso de avanço com o aumento da carga aplicada e rotação. Este resultado foi

mais pronunciado para a maior carga aplicada. Esta variável está relacionada com o avanço, que é diretamente proporcional à taxa de remoção de material. Portanto, o aumento da carga aplicada promove o aumento de Lf.

Figura 47 - Resultados médios de percurso de avanço (Lf) em função da carga aplicada. (a) rotação de 840 rpm e (b) rotação de 1150 rpm.



Fonte: Autor (2024).

Pode-se observar ainda na Figura 47 diferença na usinabilidade entre os aços de livre corte investigados. O Aço A foi o material que apresentou a maior dificuldade de usinagem, representada pelo menor percurso de avanço (Lf) usinado. Os Aços B e C foram os materiais com as melhores respostas de usinabilidade. Para a maior carga aplicada, foi observada a melhor usinabilidade do Aço C; e para a menor carga aplicada, o Aço B apresentou o maior Lf entre os materiais avaliados.

Estes resultados corroboram com a literatura, visto que, a usinabilidade dos materiais é influenciada por sua composição química, microestrutura e dureza (Klocke, 2001; Shaw, 2005). O Aço A possui matriz perlítica apresentando maior dureza e, conseqüentemente, maior resistência durante a usinagem, enquanto os Aços B e C possuem matriz ferrítica com menor dureza e, portanto, são mais fáceis de se usinar. Além disso, a adição de Pb e Bi no Aço B pode ter contribuído para a melhor usinabilidade desse material para taxa de avanço baixa, representada pela menor carga aplicada, e o Bi pode ter contribuído para melhorar a usinabilidade em furação do Aço C quando se utiliza maior carga aplicada.

A seguir serão apresentadas as análises de significância para o planejamento de fatorial completo 2^3 dos experimentos realizados comparando os materiais dois a dois (Aço A (MnS + Pb) x Aço B (MnS + PbBi); Aço A x Aço C (MnS + Bi); e Aço

B x Aço C) para avaliar estatisticamente o comportamento dos materiais e das condições de ensaio avaliadas durante a operação de furação.

AÇO A (Mns + Pb) x AÇO B (MnS + PbBi)

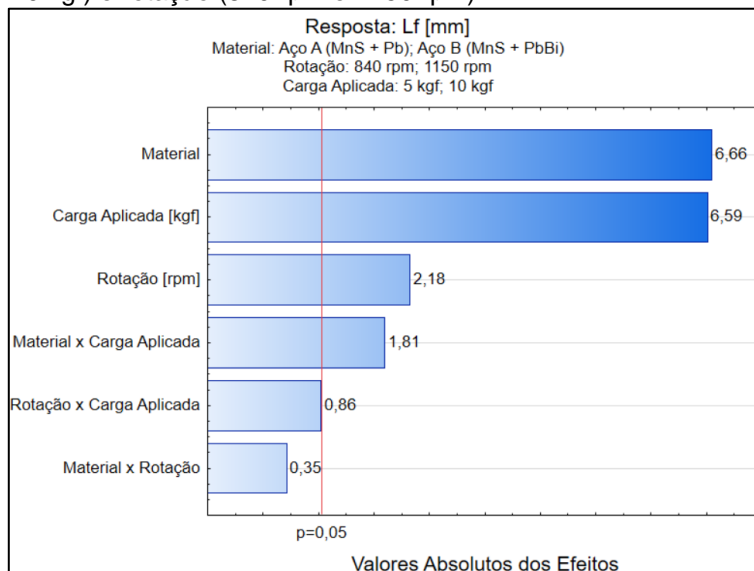
A Tabela 6 apresenta a análise de efeitos no percurso de avanço (Lf) para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que as variáveis principais: Material, Rotação e Carga Aplicada, bem como a interação Material x Carga Aplicada influenciaram significativamente ($p < 0,05$) a resposta, aumentando o comprimento do furo usinado, em média em 6,66 mm, 2,18 mm, 6,59 mm e 1,81 mm, respectivamente, como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos (Figura 48).

Tabela 6 - Análise de significância do planejamento 2^3 realizado entre o Aço A e o Aço B com referência ao percurso de avanço (Lf). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	9,935000	0,205357	48,37928	0,000000	9,501736	10,36826
Material	6,656111	0,410713	16,20623	0,000000	5,789582	7,52264
Rotação [rpm]	2,181667	0,410713	5,31190	0,000057	1,315138	3,04820
Carga Aplicada [kgf]	6,592778	0,410713	16,05203	0,000000	5,726249	7,45931
Material x Rotação	0,354444	0,410713	0,86300	0,400150	-0,512084	1,22097
Material x Carga Aplicada	1,807778	0,410713	4,40156	0,000390	0,941249	2,67431
Rotação x Carga Aplicada	0,861111	0,410713	2,09662	0,051294	-0,005418	1,72764

Fonte: Autor (2024).

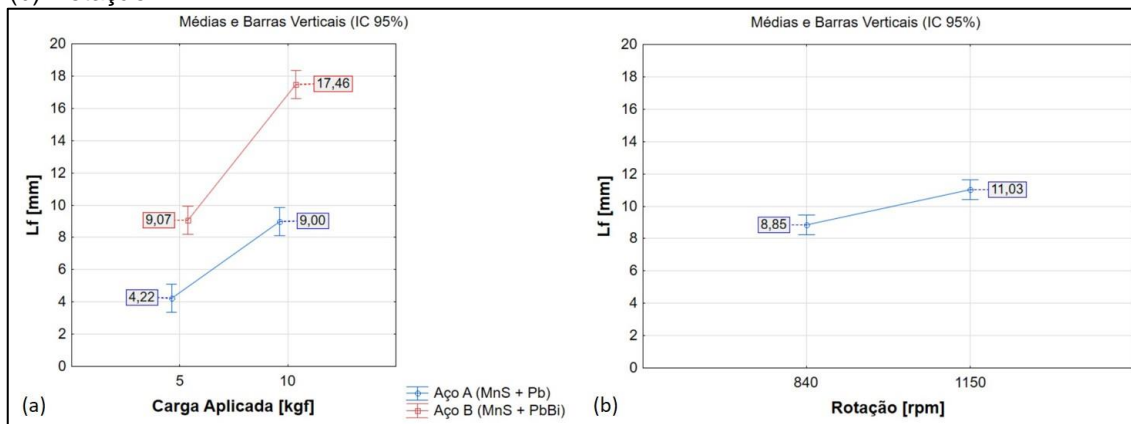
Figura 48 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de Lf considerando material (Aço A e Aço B), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).



Fonte: Autor (2024).

A Figura 49(a) mostra o efeito da interação Material x Carga Aplicada na resposta de Lf. Pode-se observar que ambos os materiais apresentam o comportamento de aumentar o percurso de avanço com o aumento da carga, com o Aço B (MnS + PbBi) sempre apresentando melhor usinabilidade que o Aço A (MnS + Pb). Os resultados do gráfico de efeitos mostram que o efeito de interação entre o Material e a Carga Aplicada evidenciou um aumento em torno de 1,81 mm (Figura 48) na diferença entre os valores médios de Lf com relação ao material, quando se alterou a carga de 5 kgf para 10 kgf. Ainda, na Figura 49(a) observa-se que para a menor carga, o comprimento do furo usinado do Aço B foi em média 115% maior que o do Aço A, e para a maior carga aplicada, o Aço B executou um Lf em média 94% superior ao do Aço A. A Figura 49(b) evidencia o efeito da rotação na resposta de Lf, mostrando que o comprimento do furo usinado aumenta em média 25% com a rotação.

Figura 49 - Gráficos de Efeitos na resposta de Lf considerando material (Aço A e Aço B), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Interação Material x Carga Aplicada. (b) Rotação.



Fonte: Autor (2024).

AÇO A (Mns + Pb) x AÇO C (MnS + Bi)

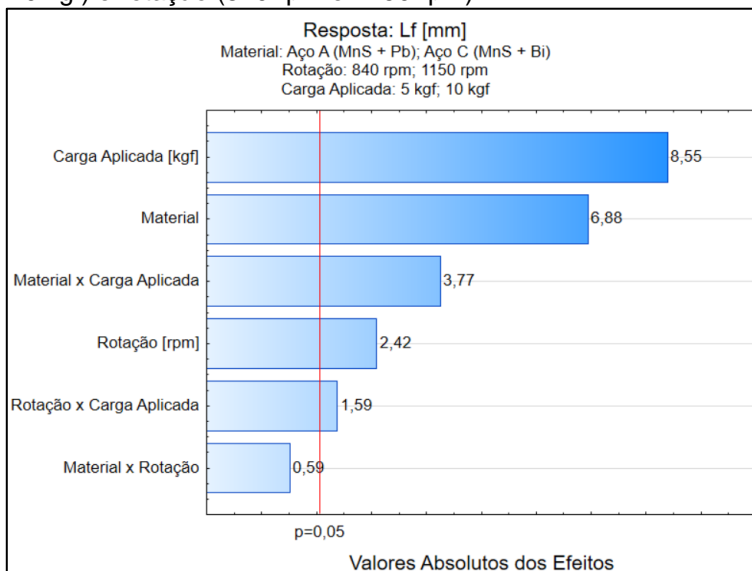
A Tabela 7 apresenta a análise de efeitos no percurso de avanço (Lf) para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que as variáveis principais: Material, Rotação e Carga Aplicada, bem como as interações Material x Carga Aplicada e Rotação x Carga aplicada influenciaram significativamente ($p < 0,05$) a resposta, aumentando o percurso de avanço, em média em 6,88 mm, 2,42 mm, 8,55 mm, 3,77 mm e 1,59 mm, respectivamente, como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos da Figura 50.

Tabela 7 - Análise de significância do planejamento 2^3 realizado entre o Aço A e o Aço C com referência ao percurso de avanço (Lf). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	10,04472	0,289235	34,72864	0,000000	9,434491	10,65495
Material	6,87556	0,578469	11,88578	0,000000	5,655093	8,09602
Rotação [rpm]	2,42000	0,578469	4,18346	0,000623	1,199537	3,64046
Carga Aplicada [kgf]	8,55167	0,578469	14,78327	0,000000	7,331204	9,77213
Material x Rotação	0,59278	0,578469	1,02474	0,319849	-0,627685	1,81324
Material x Carga Aplicada	3,76667	0,578469	6,51144	0,000005	2,546204	4,98713
Rotação x Carga Aplicada	1,59222	0,578469	2,75248	0,013597	0,371759	2,81269

Fonte: Autor (2024).

Figura 50 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de Lf considerando material (Aço A e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).

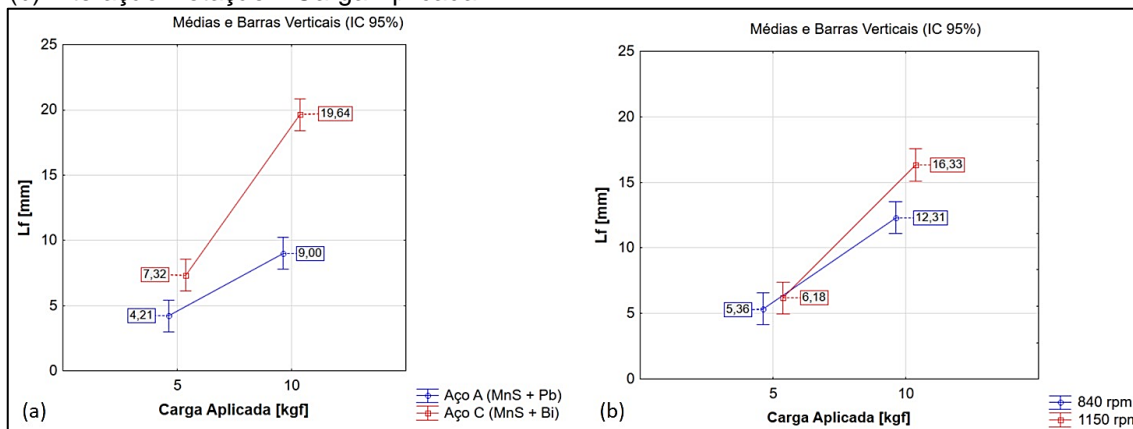


Fonte: Autor (2024).

A Figura 51(a) mostra o efeito da interação Material x Carga Aplicada na resposta de Lf. Para ambos os casos, o comprimento do furo aumenta com a elevação da carga aplicada, com o Aço C (MnS + Bi) apresentando a melhor usinabilidade. Esta interação evidenciou um aumento em torno de 3,77 mm (Figura 50) na diferença entre os valores médios de Lf em relação ao material, quando se alterou a carga de 5 kgf para 10 kgf. Ainda, na Figura 51(a) observa-se que para a menor carga, o comprimento do furo usinado do Aço C foi em média 74% maior que o do Aço A, e para a maior carga aplicada, o Aço C executou um Lf em média 119% superior ao do Aço A.

A Figura 51(b) apresenta o efeito de interação entre a Rotação e a Carga Aplicada. Observa-se que o efeito da Carga Aplicada tende a aumentar a resposta de Lf para ambas as rotações avaliadas, com a maior rotação apresentando maiores valores médios de comprimento do furo usinado. Foi evidenciado nesta interação, um aumento em torno de 1,59 mm (Figura 50) na diferença entre os valores médios de Lf em relação à rotação com a elevação da carga. Para 5 kgf, o percurso de avanço para a rotação de 1150 rpm foi em média 15,30% maior quando comparado com a menor rotação (840 rpm). Para a maior carga aplicada (10 kgf), quando se utilizou a maior rotação para executar o furo a resposta de Lf foi em média 32,66% maior que aquela obtida da furação com a menor rotação.

Figura 51 - Gráficos de Efeitos na resposta de Lf considerando material (Aço A e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Interação Material x Carga Aplicada. (b) Interação Rotação x Carga Aplicada.



Fonte: Autor (2024).

AÇO B (MnS+PbBi) x AÇO C (MnS+Bi)

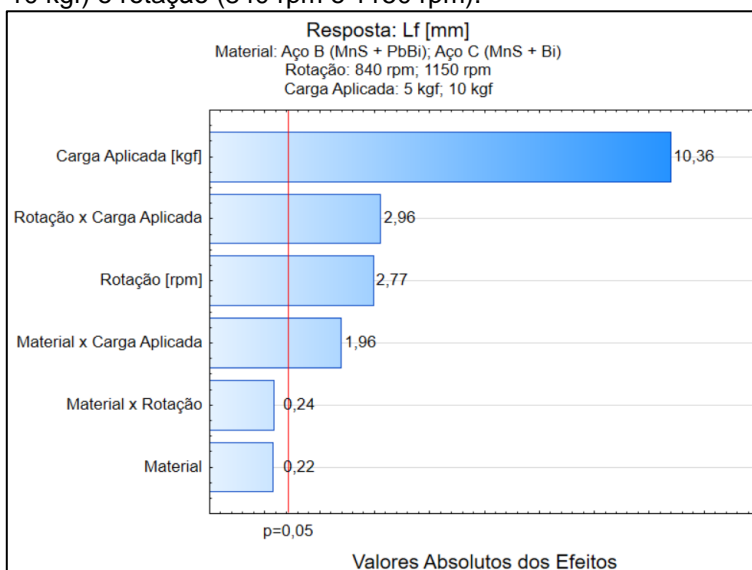
A Tabela 8 apresenta a análise de efeitos no percurso de avanço (Lf) para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que as variáveis principais: Rotação e Carga Aplicada, bem como as interações Material x Carga Aplicada e Rotação x Carga Aplicada influenciaram significativamente ($p < 0,05$) a resposta, aumentando o percurso de avanço, em média em 2,77 mm, 10,36 mm, 1,96 mm e 2,96, respectivamente, como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos da Figura 52. A variável principal Material não apresentou influência significativa na resposta ($p > 0,05$), evidenciando, estatisticamente, que os materiais apresentaram comportamento similar para faixa de condições avaliadas, ou seja, adições de chumbo e/ou bismuto podem não influenciar na usinabilidade quando comparados pela resposta de percurso de avanço em furação.

Tabela 8 - Análise de significância do planejamento 2³ realizado entre o Aço B e o Aço C com referência ao percurso de avanço (Lf). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	13,37278	0,140192	95,38894	0,000000	13,07700	13,66856
Material	0,21944	0,280384	0,78266	0,444595	-0,37211	0,81100
Rotação [rpm]	2,77444	0,280384	9,89515	0,000000	2,18289	3,36600
Carga Aplicada [kgf]	10,35944	0,280384	36,94731	0,000000	9,76789	10,95100
Material x Rotação	0,23833	0,280384	0,85002	0,407124	-0,35323	0,82989
Material x Carga Aplicada	1,95889	0,280384	6,98644	0,000002	1,36733	2,55045
Rotação x Carga Aplicada	2,96167	0,280384	10,56289	0,000000	2,37011	3,55323

Fonte: Autor (2024).

Figura 52 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de Lf considerando material (Aço B e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).



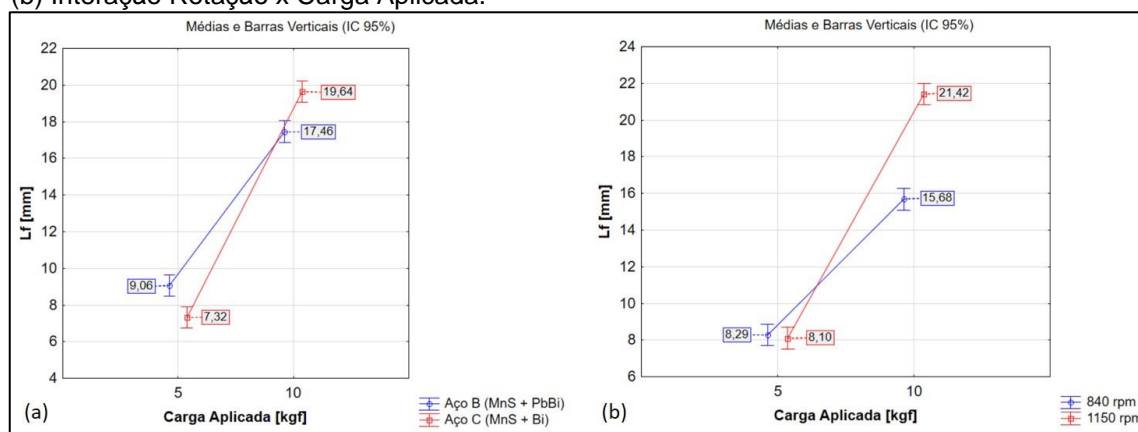
Fonte: Autor (2024).

A Figura 53(a) mostra o efeito da interação Material x Carga Aplicada na resposta de Lf para a análise de significância da comparação entre o Aço B (MnS + PbBi) e o Aço C (MnS + Bi) para as condições de ensaio avaliadas. Para ambos os casos, foi evidenciado estatisticamente que o comprimento do furo aumentou com a elevação da carga aplicada. De maneira geral, esta interação aumenta em torno de 1,96 mm (Figura 52) a diferença entre os valores médios de Lf em relação ao material com o aumento da carga. Pode ser observada uma inversão no comportamento dos Aços B e C para as diferentes cargas aplicadas. Para a carga de 5 kgf, o Aço B (MnS + PbBi) apresentou uma melhor usinabilidade, com a resposta de Lf em média 24% superior que a do Aço C (MnS + Bi). Entretanto,

quando a Carga Aplicada foi de 10 kgf, o Aço C foi em média 12% superior ao Aço B.

A Figura 53(b) apresenta o efeito de interação entre a Rotação e a Carga Aplicada a partir da análise de significância da comparação entre os Aços B e C para as condições de furação avaliadas. Observa-se que o efeito da Carga Aplicada tende a aumentar a resposta de Lf para ambas as rotações avaliadas, com maiores furos usinados quando se combinou os maiores valores de carga e rotação, aumentando a resposta Lf em média 37% comparado com a menor rotação para a mesma carga aplicada. Foi evidenciado nesta interação, um aumento em torno de 2,96 mm (Figura 52) na diferença entre os valores médios de Lf em relação à rotação com a elevação da carga. Foi evidenciada uma ligeira inversão na resposta de usinabilidade para a menor carga aplicada (5 kgf), de forma que com a menor rotação (840 rpm) foi possível executar um furo em média 2% maior quando comparado com a maior rotação (1150 rpm).

Figura 53 - Gráficos de Efeitos na resposta de Lf considerando material (Aço B e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Interação Material x Carga Aplicada. (b) Interação Rotação x Carga Aplicada.



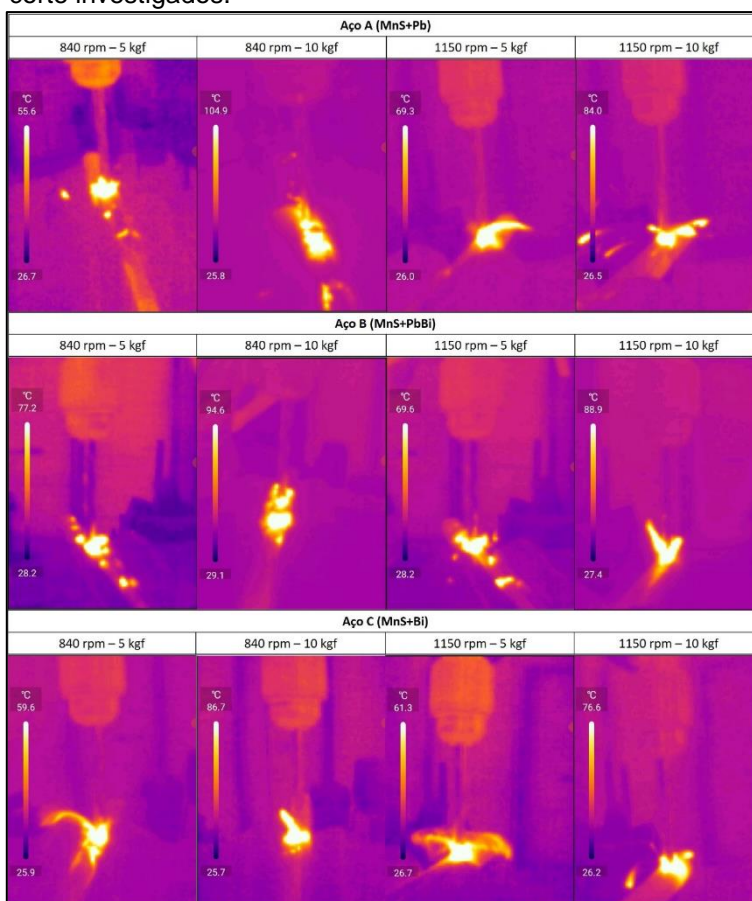
Fonte: Autor (2024).

4.2.2. Temperatura de Corte (T)

A utilização da câmera térmica permitiu o registro das temperaturas associadas a cada condição avaliada no ensaio de pressão constante, conforme ilustrado na Figura 54. Observa-se que a condição de menor rotação combinada com a maior carga aplicada (840 rpm e 10 kgf) resultou nas temperaturas mais elevadas para os três materiais analisados. Nessa situação, o Aço A (MnS + Pb)

apresentou a maior temperatura máxima, enquanto o Aço C (MnS + Bi) apresentou a menor. Em contraste, a condição de menor rotação e menor carga aplicada (840 rpm e 5 kgf) gerou as menores temperaturas. Nessa configuração, o Aço B (MnS + PbBi) exibiu o maior resultado de temperatura, enquanto o Aço A (MnS + Pb) apresentou a menor.

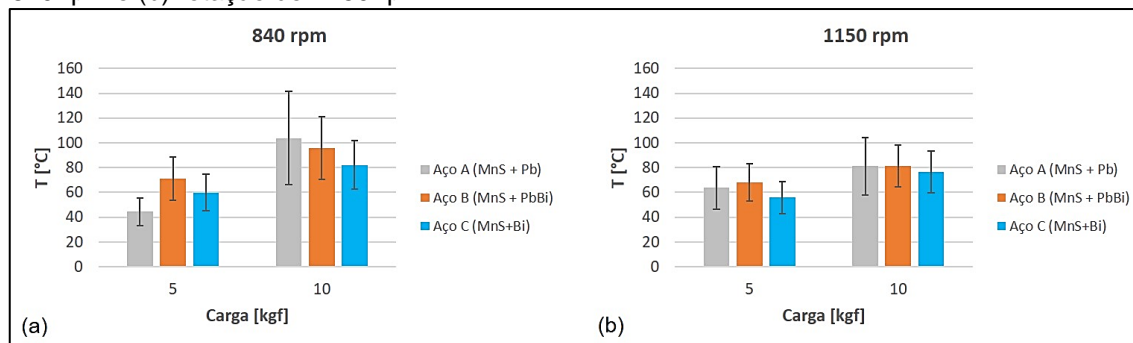
Figura 54 - Diagrama com imagens representativas de temperatura registradas durante o teste de pressão constante nas diferentes condições de ensaio para os três aços de livre corte investigados.



Fonte: Autor (2024).

A Figura 55 apresenta os resultados médios de temperatura medida durante o ensaio de pressão constante no processo de furação para os materiais analisados, considerando a variação da carga aplicada e da rotação. Pode-se notar que os três materiais apresentam comportamento similar, aumentando a temperatura com o aumento da carga aplicada (10 kgf). Este resultado foi mais pronunciado para a menor rotação (840 rpm), corroborando com os resultados representativos da Figura 54.

Figura 55 - Resultados médios de temperatura (T) em função da carga aplicada. (a) rotação de 840 rpm e (b) rotação de 1150 rpm.



Fonte: Autor (2024).

A seguir serão apresentadas as análises de significância para o planejamento de fatorial completo 2^3 dos experimentos realizados comparando os materiais dois a dois (Aço A (MnS + Pb) x Aço B (MnS + PbBi); Aço A x Aço C (MnS + Bi); e Aço B x Aço C) para avaliar estatisticamente o comportamento dos materiais e das condições de ensaio avaliadas durante a operação de furação.

AÇO A (MnS + Pb) x AÇO B (MnS + PbBi)

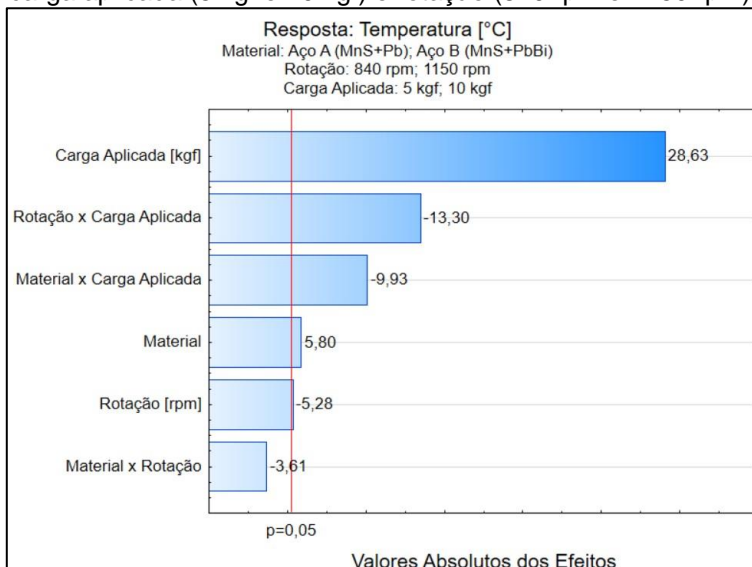
A Tabela 9 apresenta a análise de efeitos na temperatura de corte (T) para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que as variáveis principais: Material, Rotação e Carga Aplicada, bem como as interações Material x Carga Aplicada e Rotação x Carga Aplicada influenciaram significativamente a temperatura de corte ($p < 0,05$). O Material e, especialmente, a Carga Aplicada aumentaram a resposta em mdia em 5,80°C e 28,63°C, respectivamente, enquanto que a Rotação e as interações entre Material e Carga Aplicada e entre Rotação e Carga Aplicada fizeram com que a temperatura de corte diminuísse em mdia em 5,28°C, 9,93°C e 13,30°C, respectivamente, como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos da Figura 56.

Tabela 9 - Análise de significância do planejamento 2³ realizado entre o Aço A e o Aço B com referência à Temperatura de corte (T). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	76,2090	1,231156	61,90033	0,000000	73,6114	78,80647
Material	5,8044	2,462312	2,35729	0,030657	0,6094	10,99940
Rotação [rpm]	-5,2834	2,462312	-2,14569	0,046631	-10,4784	-0,08833
Carga aplicada [kgf]	28,6307	2,462312	11,62758	0,000000	23,4357	33,82576
Material x Rotação	-3,6111	2,462312	-1,46654	0,160755	-8,8061	1,58394
Material x Carga Aplicada	-9,9320	2,462312	-4,03361	0,000862	-15,1270	-4,73699
Rotação x Carga Aplicada	-13,3014	2,462312	-5,40200	0,000048	-18,4964	-8,10640

Fonte: Autor (2024).

Figura 56 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de temperatura de corte (T) considerando material (Aço A e Aço B), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).



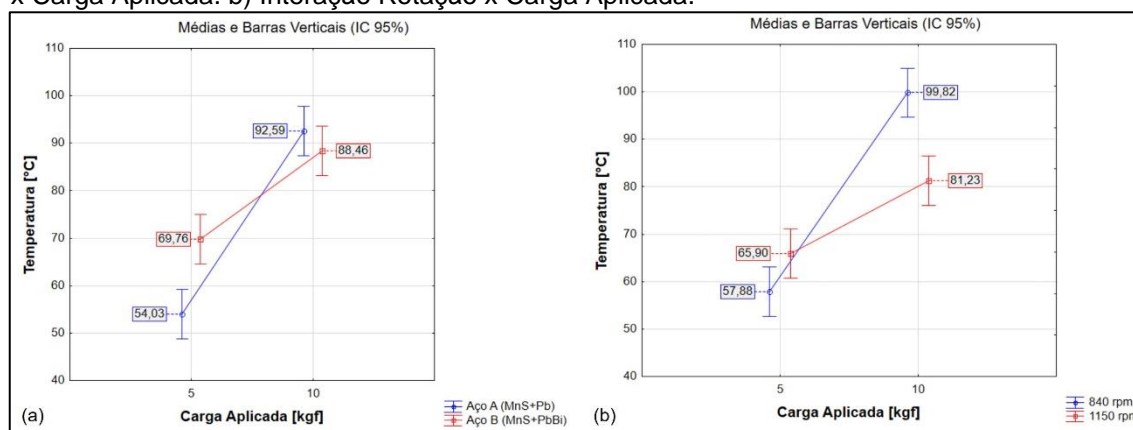
Fonte: Autor (2024).

A Figura 57(a) mostra o efeito da interação Material x Carga Aplicada na resposta da temperatura de corte (T) para a análise de significância da comparação entre o Aço A (MnS + Pb) e o Aço B (MnS + PbBi) para as condições de ensaio avaliadas. Para ambos os casos, foi evidenciado estatisticamente que a temperatura de corte aumentou com a elevação da carga aplicada, com uma elevação da resposta mais pronunciada para o Aço A (MnS + Pb). De maneira geral, a interação entre o Material e a Carga Aplicada reduziu em torno de 9,93 °C (Figura 56) a diferença entre os valores médios de T em relação ao material com o aumento da carga. Pode ser observada uma inversão no comportamento dos Aços A e B para as diferentes cargas aplicadas. Para a carga de 5 kgf, o Aço A (MnS +

Pb) apresentou temperatura de corte menor, com a resposta em média 22,55% inferior à do Aço B (Mns + PbBi). Entretanto, quando a Carga Aplicada foi de 10 kgf, a temperatura de corte do Aço B foi em média 4,46% menor do que a do Aço A.

A Figura 57(b) apresenta o efeito de interação entre a Rotação e a Carga Aplicada a partir da análise de significância da comparação entre os Aços A e B para as condições de furação avaliadas. Observa-se que o efeito da Carga Aplicada tende a aumentar a temperatura de corte para ambas as rotações avaliadas. Para esta interação foi evidenciado uma redução de 13,30°C na diferença entre os valores médios de temperatura de corte em relação à rotação com a elevação da carga aplicada (Figura 56). Para a maior carga aplicada (10 kgf), foi evidenciada uma inversão na resposta de temperatura durante a furação com a menor rotação (840 rpm). Como pode ser observado na Figura 57(b), a temperatura para executar o furo com a menor rotação (840 rpm) na maior carga aplicada (10 kgf) foi em média 22,88% maior quando comparado com maior rotação (1150 rpm).

Figura 57 - Gráficos de Efeitos na resposta de Temperatura de corte considerando material (Aço A e Aço B), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). a) Interação Material x Carga Aplicada. b) Interação Rotação x Carga Aplicada.



Fonte: Autor (2024).

AÇO A (MnS + Pb) x AÇO C (MnS + Bi)

A Tabela 10 apresenta a análise de efeitos na temperatura de corte (T) para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que apenas a variável principal Carga Aplicada, bem como suas interações com o material e com a rotação influenciaram significativamente a temperatura de corte. A elevação da Carga Aplicada tende a aumentar a resposta em média em 30,05°C, enquanto as interações Material x Carga Aplicada e Rotação x Carga Aplicada reduzem a

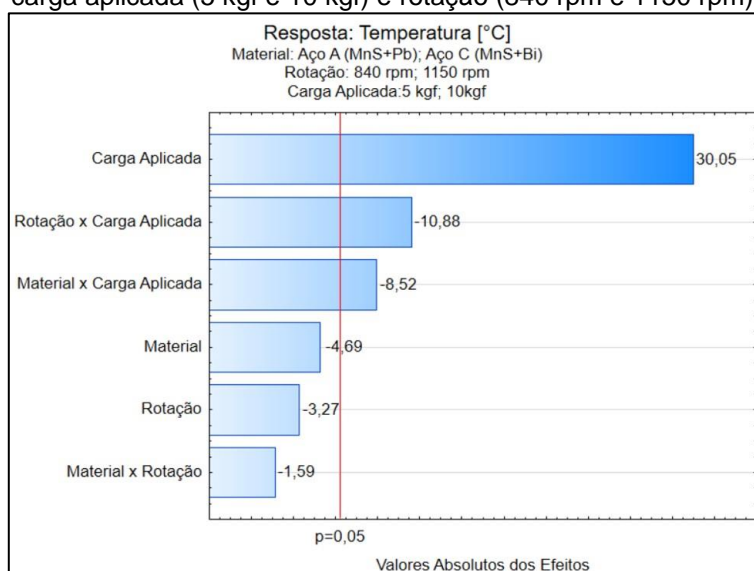
resposta em média em 8,52°C e 10,88°C, respectivamente, como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos da Figura 58.

Tabela 10 - Análise de significância do planejamento 2³ realizado entre o Aço A e o Aço C com referência à Temperatura de corte (T). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	70,9627	1,430470	49,60797	0,000000	67,9447	73,98073
Material	-4,6881	2,860940	-1,63867	0,119655	-10,7242	1,34791
Rotação [rpm]	-3,2662	2,860940	-1,14166	0,269421	-9,3023	2,76983
Carga Aplicada [kgf]	30,0461	2,860940	10,50217	0,000000	24,0100	36,08214
Material x Rotação	-1,5940	2,860940	-0,55714	0,584690	-7,6300	4,44210
Material x Carga Aplicada	-8,5167	2,860940	-2,97688	0,008461	-14,5527	-2,48061
Rotação x Carga Aplicada	-10,8834	2,860940	-3,80415	0,001418	-16,9195	-4,84739

Fonte: Autor (2024).

Figura 58 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de temperatura de corte (T) considerando material (Aço A e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).



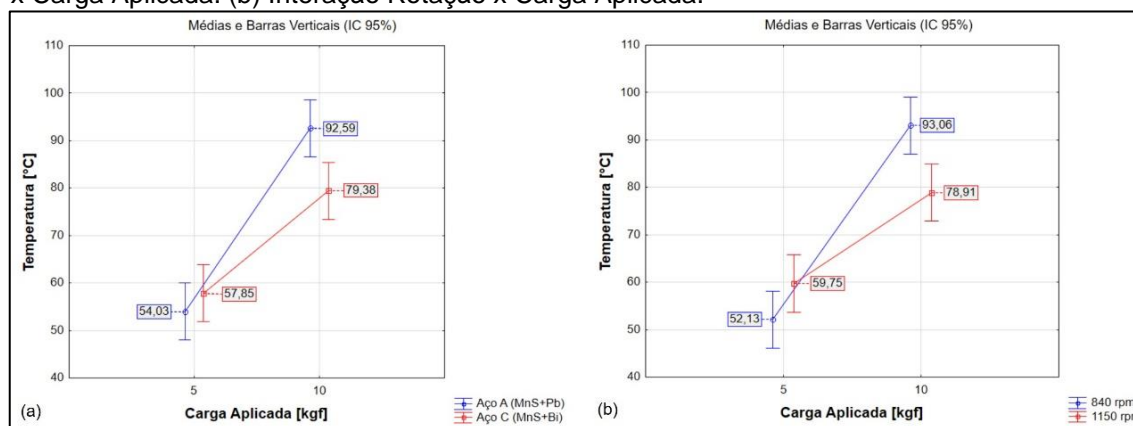
Fonte: Autor (2024).

A Figura 59(a) mostra o efeito da interação Material x Carga Aplicada na resposta da temperatura de corte (T) para a análise de significância da comparação entre o Aço A (MnS + Pb) e o Aço C (MnS + Bi) para as condições de ensaio avaliadas. Para ambos os casos, foi evidenciado estatisticamente que a temperatura de corte aumentou com a elevação da carga aplicada. De maneira geral, a interação entre o Material e a Carga Aplicada reduziu em torno de 8,52 °C (Figura 58) a diferença entre os valores médios de T em relação ao material com o

aumento da carga. A Figura 59(a) mostra que, para a menor Carga aplicada (5 kgf), o Aço C mostra uma temperatura de corte ligeiramente maior (7,1% superior) durante a furação que o Aço A, em contrapartida, para a maior Carga aplicada (10 kgf), a temperatura de corte do Aço A foi 16,64% superior ao Aço C.

A Figura 59(b) apresenta o efeito de interação entre a Rotação e a Carga Aplicada a partir da análise de significância da comparação entre os Aços A e C para as condições de furação avaliadas. Observa-se que o efeito da Carga Aplicada tende a aumentar a temperatura de corte para ambas as rotações avaliadas. Para esta interação foi evidenciado uma redução de 10,88°C na diferença entre os valores médios de temperatura de corte em relação à rotação com a elevação da carga aplicada (Figura 58). Para a maior carga aplicada (10 kgf), foi evidenciada uma inversão na resposta de temperatura durante a furação com a menor rotação (840 rpm). Como pode ser observado na Figura 59(b), a temperatura para executar o furo com a menor rotação na maior Carga Aplicada foi em média 17,93% maior quando comparado com maior rotação (1150 rpm).

Figura 59 - Gráficos de Efeitos na resposta de Temperatura de corte considerando material (Aço A e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Interação Material x Carga Aplicada. (b) Interação Rotação x Carga Aplicada.



Fonte: Autor (2024).

AÇO B (MnS + PbBi) x AÇO C (MnS + Bi)

A Tabela 11 apresenta a análise de efeitos na temperatura de corte (T) para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que as variáveis principais: Material, Rotação e Carga Aplicada, bem como a interação da Rotação com a Carga Aplicada influenciaram significativamente a temperatura de corte. A elevação da Carga Aplicada tende a aumentar a resposta em média em 20,11°C,

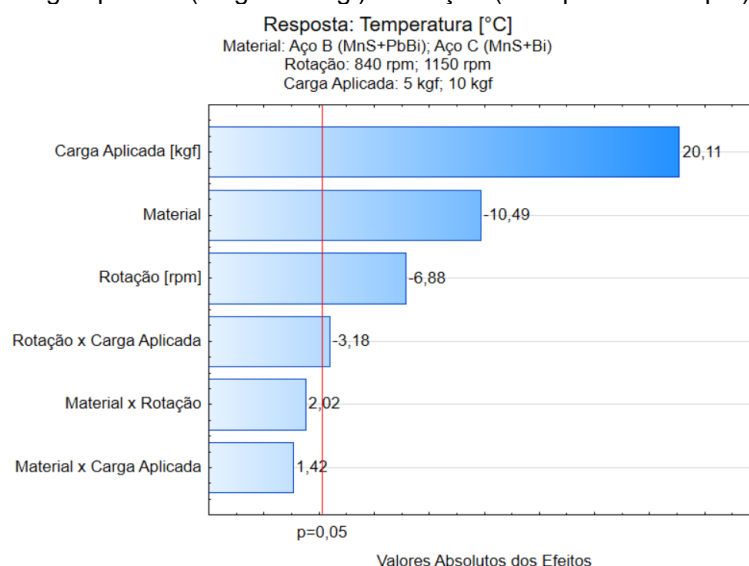
enquanto o Material, a Rotação e a interação Rotação x Carga Aplicada reduzem a resposta em média em 10,49°C, 6,88°C e 3,18°C, respectivamente, como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos da Figura 60.

Tabela 11 - Análise de significância do planejamento 2³ realizado entre o Aço B e o Aço C com referência à Temperatura de corte (T). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	73,8649	0,666973	110,7465	0,000000	72,4577	75,27208
Material	-10,4925	1,333945	-7,8658	0,000000	-13,3069	-7,67814
Rotação [rpm]	-6,8773	1,333945	-5,1556	0,000079	-9,6917	-4,06293
Carga Aplicada [kgf]	20,1141	1,333945	15,0786	0,000000	17,2997	22,92845
Material x Rotação	2,0171	1,333945	1,5121	0,148863	-0,7973	4,83150
Material x Carga Aplicada	1,4153	1,333945	1,0610	0,303522	-1,3990	4,22973
Rotação x Carga Aplicada	-3,1824	1,333945	-2,3857	0,028949	-5,9968	-0,36806

Fonte: Autor (2024).

Figura 60 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de temperatura de corte (T) considerando material (Aço B e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm).

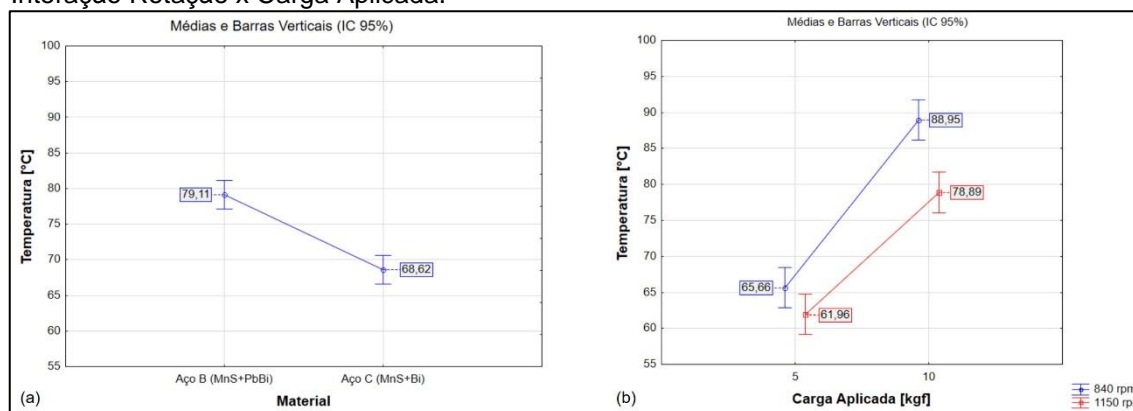


Fonte: Autor (2024).

A Figura 61(a) mostra o efeito da variável principal Material a partir da análise de significância da comparação entre os Aços B (MnS+PbBi) e C (MnS+Bi) para as condições de furação avaliadas. Observa-se que a temperatura de corte na furação do Aço B é em média 15,29% superior à do Aço C. A Figura 61(b) apresenta o efeito de interação entre a Rotação e a Carga Aplicada, evidenciando o aumento da temperatura com a elevação da carga, no entanto, a resposta é maior com o emprego da menor rotação.

Considerando a ponta da broca uma fonte de calor, a menor rotação resulta em uma velocidade de avanço menor, fazendo com que a broca fique mais tempo atritando com as superfícies em usinagem e, conseqüentemente, gerando mais calor o que aumenta a temperatura de corte. Outro aspecto a considerar é uma possível formação de APC durante o corte, uma vez que para uma broca de 10 mm de diâmetro e rotações de 840 rpm e 1150 rpm, as velocidades de corte durante os ensaios de furação estariam na faixa de 26,4 m/min e de 36,1 m/min, respectivamente, faixa de velocidades em que é esperada a presença de aresta postiza de corte.

Figura 61 - Gráficos de Efeitos na resposta de Temperatura de corte considerando material (Aço B e Aço C), carga aplicada (5 kgf e 10 kgf) e rotação (840 rpm e 1150 rpm). (a) Material. (b) Interação Rotação x Carga Aplicada.



Fonte: Autor (2024).

4.2.3. Análise de cavacos

A Figura 62 mostra um diagrama com amostras representativas dos cavacos coletados durante o ensaio de pressão constante sob as diferentes condições de teste.

Em geral, os materiais investigados apresentaram cavacos helicoidais cônicos durante o processo de furação. Observa-se que quanto maior a carga aplicada, a tendência é de formação de cavacos mais largos. Nota-se também que os cavacos dos Aços A (MnS+Pb) e C (MnS+Bi) são mais curtos para a maior Carga Aplicada (10 kgf). Isto pode estar relacionado com a taxa de remoção de material promovida pelo aumento da carga, que está associada ao avanço. De acordo com Shaw (2005), o avanço possui um papel importante no controle de cavacos, facilitando a quebra de cavacos com o aumento do avanço.

Adições de chumbo e bismuto (Aço B) podem contribuir para a fragilização do cavaco, tornando-o mais curto, sendo mais pronunciado para as menores rotação e carga aplicada (840 rpm e 5 kgf). Por outro lado, a adição somente de Bi (Aço C) mostrou tendência de formação de cavacos mais longos e emaranhados. De acordo com Luiz e Machado (2008) e Kurka *et al.* (2022), as inclusões metálicas de PbBi promovem um efeito de concentração de tensão na matriz do aço. Inclusões de MnS, isoladas ou envoltas por inclusões metálicas como Pb e Bi, promovem um efeito de entalhe, o qual reduz a tensão de cisalhamento aparente do aço. Adicionalmente, inclusões metálicas tendem a acomodar deformações que reduzem a energia requerida para formação de cavacos.

Figura 62 - Diagrama de classificação de cavacos obtidos dos testes de pressão constante em operação de furação nos diferentes aços de livre corte sob as condições de ensaios avaliadas.

	840 rpm – 5 kgf	840 rpm – 10 kgf	1150 rpm – 5 kgf	1150 rpm – 10 kgf
Aço A (MnS+Pb)				
Aço B (MnS+PbBi)				
Aço C (MnS+Bi)				

Fonte: Autor (2024).

O Quadro 5 apresenta um resumo das principais observações para os três aços avaliados durante o ensaio de furação.

Quadro 5 - Resumo dos resultados de furação.

Aço	Percurso de avanço (Lf)	Temperatura de corte (T)	Cavacos
A (MnS + Pb)	Menor Lf entre os materiais, indicando maior dificuldade de usinagem, devido à matriz perlítica e maior dureza.	Maior temperatura sob 840 rpm e 10 kgf; menor temperatura sob 840 rpm e 5 kgf.	Cavacos mais curtos com a maior carga aplicada (10 kgf).
B (MnS + PbBi)	Maior Lf sob menor carga aplicada (5 kgf), favorecido pela matriz ferrítica e adições de Pb e Bi.	Maior temperatura sob 840 rpm e 5 kgf; comportamento intermediário nas demais condições.	Cavacos curtos e quebradiços, especialmente sob menor rotação e carga aplicada (840 rpm e 5 kgf); efeito de fragilização por adições de Pb e Bi.
C (MnS + Bi)	Maior Lf sob maior carga aplicada (10 kgf), devido à matriz ferrítica e presença de Bi.	Menor temperatura sob 840 rpm e 10 kgf; mantém temperaturas mais baixas entre os três materiais analisados.	Cavacos mais longos e emaranhados, com tendência a manter maior comprimento devido à adição de Bi.
Rotação	Lf aumenta proporcionalmente com a rotação, devido ao aumento da taxa de remoção de material.	Temperatura aumenta com o aumento da rotação, especialmente sob carga elevada.	Cavacos mais curtos observados nas menores rotações associadas a maiores cargas aplicadas, devido ao avanço maior.
Carga	Lf aumenta com o aumento da carga aplicada, sendo o efeito mais pronunciado sob a maior carga (10 kgf).	Temperatura aumenta proporcionalmente ao aumento da carga, com efeito mais evidente sob menor rotação (840 rpm).	Aumento da carga promove cavacos mais largos; a maior carga (10 kgf) resultou em cavacos mais curtos em Aços A e C.

Fonte: Autor (2024).

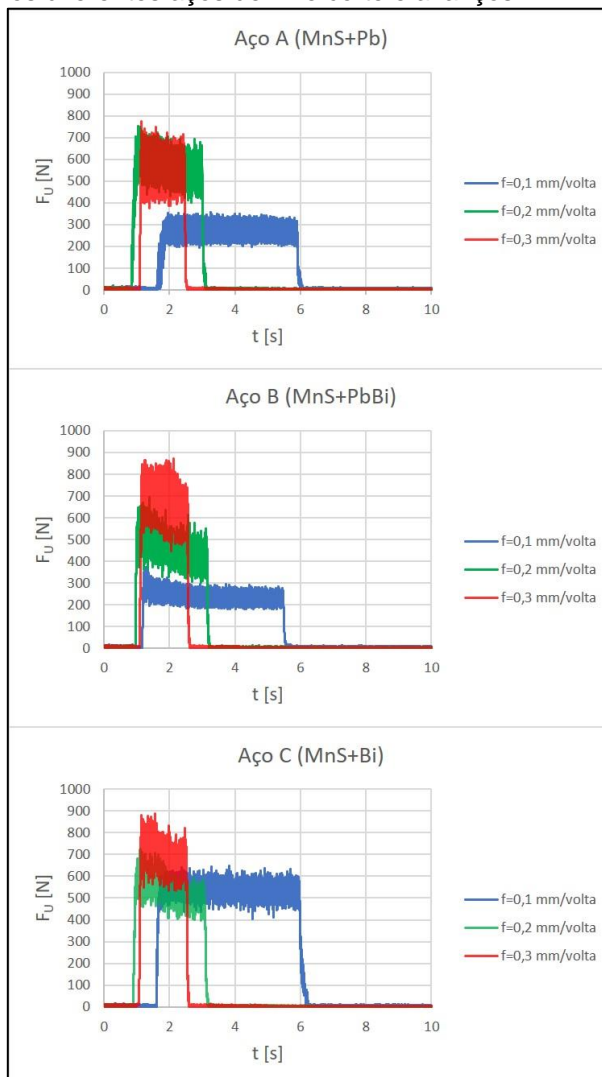
4.3. TORNEAMENTO

A seguir serão apresentados os resultados dos testes de torneamento relativos aos critérios de usinabilidade investigados: força de usinagem (F_u), pressão específica de corte (K_s), rugosidade média (R_a), altura máxima do perfil (R_z), características do cavaco e desgaste da ferramenta. Os resultados quantitativos serão apresentados por meio de tabelas, gráficos, além de análise de significância, visando evidenciar estatisticamente os fatores que influenciam significativamente as respostas. As respostas qualitativas serão apresentadas por meio de figuras representativas das amostras avaliadas.

4.3.1. Força de usinagem (F_U)

A Figura 63 apresenta os gráficos representativos do sinal de força de usinagem (F_U) em função do tempo de corte (t), obtidos por meio do sistema dinamométrico da Kistler. Pode-se observar que quanto maior o avanço, mais rápida é a operação, evidenciada pelo menor tempo do sinal de F_U . Existe também uma relação entre a variação do avanço e a resposta de F_U , para os diferentes aços de livre corte investigados. De maneira geral, espera-se que F_U aumente com o avanço, devido ao aumento da área da seção do corte. Este comportamento pode ser claramente observado no gráfico de $F_U \times t$ para o Aço B (MnS + PbBi). Entretanto, o Aço A (MnS + Pb) apresenta valores de F_U similares para os avanços de 0,2 e 0,3 mm/volta, que são mais elevados quando comparado com o sinal para $f=0,1$ mm/volta. Para o Aço C (MnS + Bi), a magnitude do sinal de F_U é menor e similar para os menores avanços (0,1 e 0,2 mm/volta). Estes resultados evidenciam a diferença de comportamento dos aços de livre corte nas diferentes condições de avanço investigadas para operação de torneamento.

Figura 63 - Sinais representativos da força de usinagem (F_U) em função do tempo de corte (t) para os diferentes aços de livre corte e avanços.

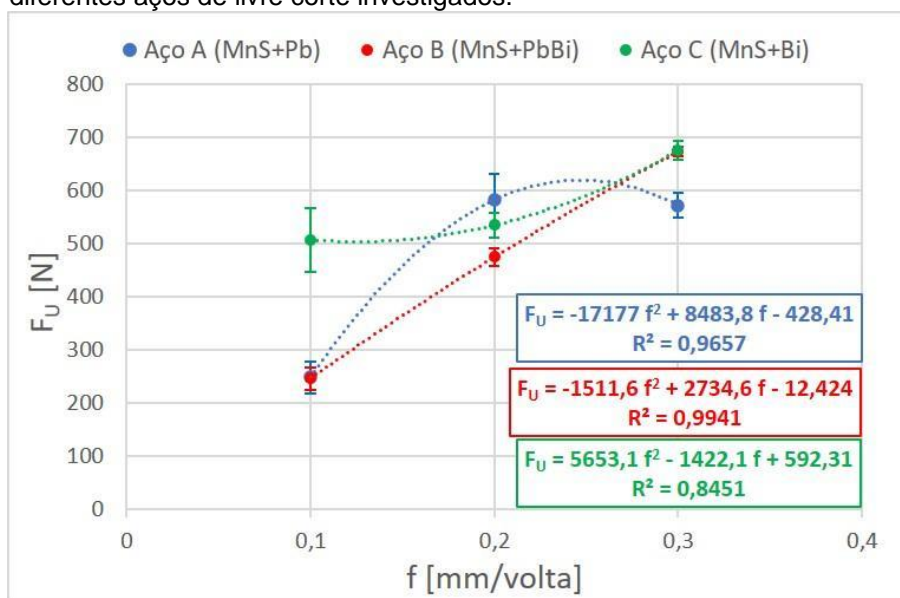


Fonte: Autor (2024).

A Figura 64 mostra os resultados de força de usinagem (F_U) para os diferentes aços de livre corte em função da variação do avanço. Percebe-se que os resultados de F_U apresentam diferença de comportamento na resposta média para os materiais nas diferentes condições de avanço. Nesta Figura também são apresentadas curvas de regressão da força de usinagem (F_U) em função do avanço para os diferentes aços de livre corte (linhas tracejadas). A partir destas curvas de regressão, foram obtidas equações de predição para cada material, permitindo estimar F_U dentro do intervalo de avanços avaliado (de 0,1 mm/volta a 0,3 mm/volta). As equações de regressão têm a forma geral $F_U = aX^2 + bX + c$; onde X representa o avanço em mm/volta; a , b e c são constantes específicas para cada material. Para o Aço A (MnS + Pb), a equação obtida foi $F_U = -17177 f^2 + 8483,8 f$

– 428,41, com R^2 de 0,9657. Para o Aço B (MnS + PbBi), a equação é $F_U = -1511,6 f^2 + 2743,6 f - 12,424$, com R^2 de 0,9941. Já para o Aço C (MnS + Bi), a equação resultante foi $F_U = 5653,1 f^2 - 1422,1 f + 592,31$, com R^2 de 0,8451. Estas equações fornecem um modelo empírico para predição de F_U para cada material dentro do intervalo de avanços estudado, permitindo uma análise comparativa do comportamento da força de usinagem entre os diferentes materiais em função do avanço.

Figura 64 - Força de usinagem média (F_U) em função do avanço para os diferentes aços de livre corte investigados.



Fonte: Autor (2024).

Com relação aos resultados médios de força de usinagem da Figura 64 observa-se que no torneamento do Aço A (MnS + Pb) a resposta de F_U aumentou em média 134,2% com a elevação do avanço de 0,1 mm/volta para 0,2 mm/volta, porém apresentou uma redução de 1,8%, em média, com a mudança do avanço de 0,2 mm/volta para 0,3 mm/volta. A força de usinagem durante o torneamento do Aço B (MnS + PbBi) mostrou um comportamento aproximadamente linear, aumentando com o avanço. Os resultados do Aço C (MnS + Bi) apresentaram um leve aumento de F_U , em média 5,4%, quando se elevou o avanço de 0,1 mm/volta para 0,2 mm/volta, e 26,3%, com o aumento de f de 0,2 para 0,3 mm/volta.

Adicionalmente, pode-se observar na Figura 64 que para o avanço de 0,1 mm/volta os materiais apresentam respostas diferentes. Nesta condição de avanço, o Aço C apresentou F_U , em média, 105% superior aos Aços A e B, entre

os quais não há diferença estatística. Para o avanço de 0,2 mm/volta, o resultado médio F_U durante o torneamento do Aço A se tornou superior aos demais e a diferença entre os Aços B e C diminuiu. No avanço de 0,3 mm/volta, o Aço A passou a apresentar menor valor de F_U , em média 15,2% inferior aos Aços B e C, entre os quais não existe diferença significativa.

Esses resultados corroboram com a literatura, especialmente com Shaw (2005), que destaca que o chumbo exerce sua principal ação na superfície de saída durante a usinagem, onde sua presença reduz significativamente o atrito. Esse efeito se torna particularmente evidente em baixas taxas de avanço, o que explica a menor F_U observada para o Aço A (MnS + Pb) e Aço B (MnS + PbBi) em avanços menores, confirmando o comportamento descrito por Shaw e validando a eficácia do chumbo na redução do atrito em condições específicas de usinagem.

O Aço A, apesar de possuir uma microestrutura perlítica apresentou menor F_U , principalmente, para o menor e o maior avanços, possivelmente, devido a maior camada de material aderido, formada pelos aditivos de livre corte, sobre a superfície de saída da ferramenta, em comparação com os outros materiais investigados, como evidenciado na caracterização dos insertos no item 4.3.6.

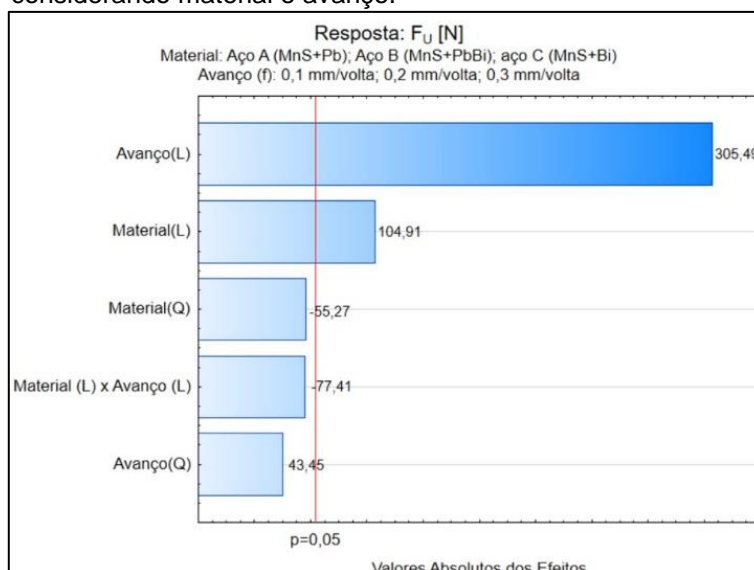
A Tabela 12 apresenta a análise de efeitos dos fatores Material: Aço A (MnS + Pb), Aço B (MnS + PbBi) e Aço C (MnS + Bi); e Avanço: 0,1 mm/volta, 0,2 mm/volta e 0,3 mm/volta na força de usinagem (F_U) para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que os termos lineares (L) das variáveis principais: Material (L) e Avanço (L) influenciaram significativamente ($p < 0,05$) a resposta, aumentando F_U , em média em 104,91 N e 305,49 N, respectivamente, como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos (Figura 65).

Tabela 12 - Análise de significância do planejamento 3² realizado com referência à Força de Usinagem (F_U). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	500,8114	13,63298	36,73529	0,000000	472,460	529,1627
Material (L)	104,9136	33,39384	3,14170	0,004925	35,467	174,3599
Material (Q)	-55,2736	28,91991	-1,91126	0,069716	-115,416	4,8686
Avanço (L)	305,4856	33,39384	9,14796	0,000000	236,039	374,9319
Avanço (Q)	43,4502	28,91991	1,50243	0,147875	-16,692	103,5925
Material (L) x Avanço (L)	-77,4057	40,89894	-1,89261	0,072276	-162,460	7,6483

Fonte: Autor (2024).

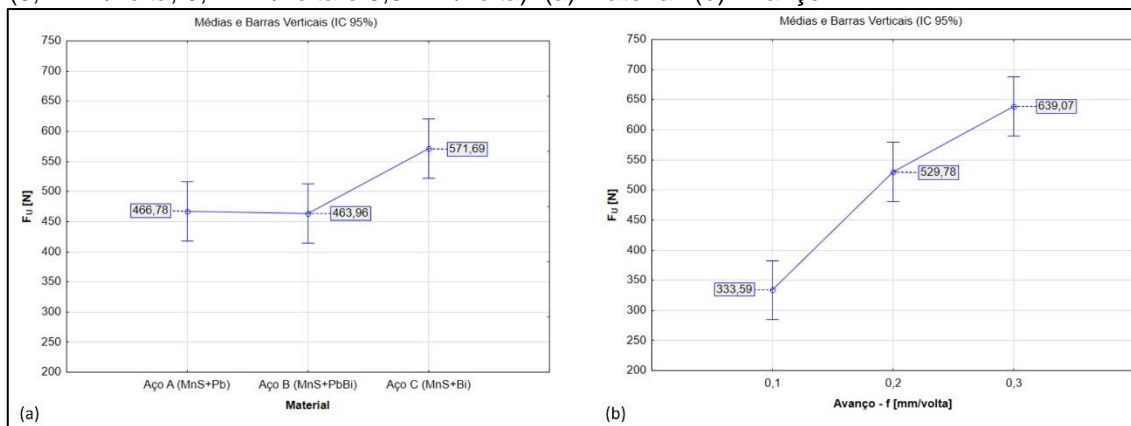
Figura 65 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de F_U considerando material e avanço.



Fonte: Autor (2024).

A Figura 66(a) mostra o efeito do Material na resposta de F_U . Pode-se observar que o Aço A (MnS + Pb) e o Aço B (MnS + PbBi) não apresentam diferença estatística, sendo os valores de força de usinagem (F_U) de ambos menores que os do Aço C (MnS + Bi), em média 18% e 19%, respectivamente. A Figura 66(b) evidencia o efeito do avanço na resposta de F_U , mostrando que a força de usinagem aumenta com o avanço, em média 59% do avanço de 0,1 para 0,2 mm/volta; e 21% do avanço 0,2 para 0,3 mm/volta.

Figura 66 - Gráficos de Efeitos na resposta de F_U considerando Material (Aços A, B e C) e avanço (0,1 mm/volta, 0,2 mm/volta e 0,3 mm/volta). (a) Material. (b) Avanço.

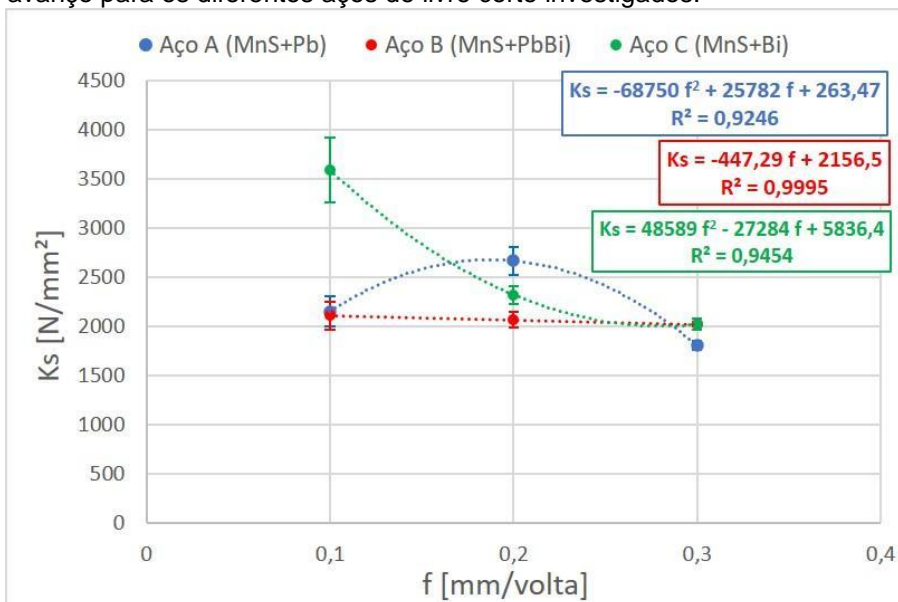


Fonte: Autor (2024).

4.3.2. Pressão específica de corte (K_s)

A Figura 67 mostra os resultados de pressão específica de corte (K_s) para os diferentes aços de livre corte em função da variação do avanço, além das respectivas curvas de regressão (linhas traceadas). A partir destas curvas, foram obtidas equações de predição para cada material, permitindo estimar K_s dentro do intervalo de avanços avaliado (de 0,1 mm/volta a 0,3 mm/volta). Para o Aço A (MnS + Pb), a equação obtida foi $K_s = -68750 f^2 + 25782 f + 263,47$, com R^2 de 0,9246. Para o Aço B (MnS + PbBi), a equação é $K_s = -447,29 f^2 + 2156,5$, com R^2 de 0,9995. Já para o Aço C (MnS + Bi), a equação resultante foi $K_s = 48589 f^2 - 27284 f + 5386,4$, com R^2 de 0,9454.

Figura 67 - Pressão específica de corte (K_s) média em função do avanço para os diferentes aços de livre corte investigados.



Fonte: Autor (2024).

Percebe-se na Figura 67 que os resultados de K_s apresentam diferença de comportamento na resposta média para os materiais nas diferentes condições de avanço. A resposta de K_s para o Aço A (MnS + Pb) apresentou aumento, em média, de 24% com a elevação do avanço de 0,1 mm/volta para 0,2 mm/volta, e uma redução média de 32% quando se passou de 0,2 mm/volta para 0,3 mm/volta. Para o Aço B (MnS + PbBi), a resposta de K_s apresentou uma redução média aproximadamente linear com o aumento do avanço de 2%. Os resultados para o Aço C (MnS + Bi) mostraram que o aumento do avanço de 0,1 mm/volta para 0,2 mm/volta reduziu K_s , em média, 35%, e em 13% de 0,2 mm/volta para 0,3 mm/volta.

Adicionalmente, pode ser observado na Figura 67 que para o avanço de 0,1 mm/volta os materiais apresentam respostas diferentes. Nesta condição de avanço, o Aço C apresentou K_s , em média, 68,5% superior aos Aços A e B, entre os quais não há diferença estatística. Para o avanço de 0,2 mm/volta, o resultado médio de K_s do Aço A se tornou superior aos demais e a diferença entre os Aços B e C diminuiu. Para o avanço de 0,3 mm/volta, o Aço A passou a apresentar o menor K_s , em média 10,5% inferior aos dos Aços B e C, entre os quais não existe diferença significativa.

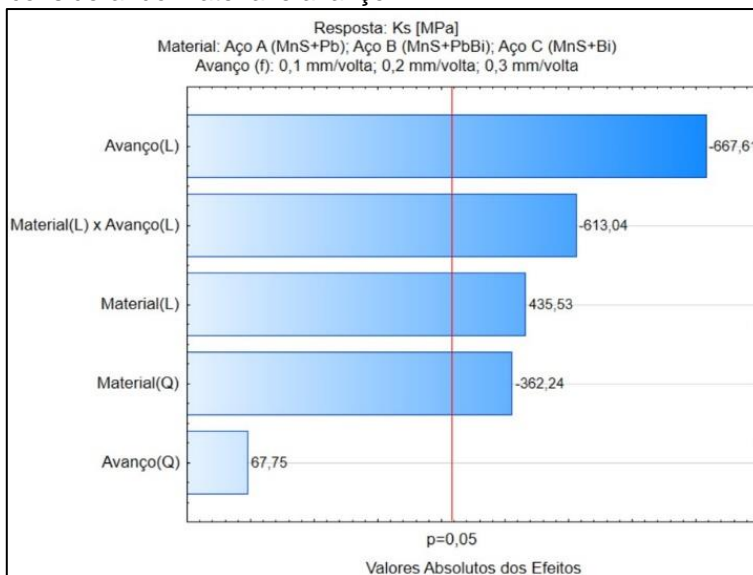
A Tabela 13 apresenta a análise de efeitos dos fatores Material: Aço A (MnS + Pb), Aço B (MnS + PbBi) e Aço C (MnS + Bi); e Avanço: 0,1 mm/volta, 0,2 mm/volta e 0,3 mm/volta na Pressão Específica de Corte (Ks) para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que as variáveis principais: Material (termos linear Material (L) e quadrático Material (Q)), e Avanço (L); além da interação entre os termos lineares Material (L) x Avanço (L) influenciaram significativamente ($p < 0,05$) a resposta. O termo linear do Material (Material (L)) aumentou Ks em média em 435,53 N/mm²; o termo quadrático do Material (Material (Q)) tem o efeito de reduzir Ks em média em 362,24 N/mm²; o aumento do avanço (termo linear Avanço (L)), por sua vez, reduziu a resposta de Ks em média em 667,61 N/mm²; e a interação entre os termos lineares Material (L) x Avanço (L) fez reduzir a resposta de Ks em média em 613,04 N/mm² como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos (Figura 68).

Tabela 13 - Análise de significância do planejamento 3² realizado com referência à Pressão Específica de Corte (Ks). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	2308,511	66,7939	34,56170	0,000000	2169,61	2447,417
Material (L)	435,528	163,6110	2,66198	0,014587	95,28	775,776
Material (Q)	-362,236	141,6913	-2,55652	0,018381	-656,90	-67,573
Avanço (L)	-667,614	163,6110	-4,08050	0,000536	-1007,86	-327,367
Avanço (Q)	67,752	141,6913	0,47817	0,637470	-226,91	362,416
Material (L) x Avanço (L)	-613,040	200,3818	-3,05936	0,005954	-1029,76	-196,324

Fonte: Autor (2024).

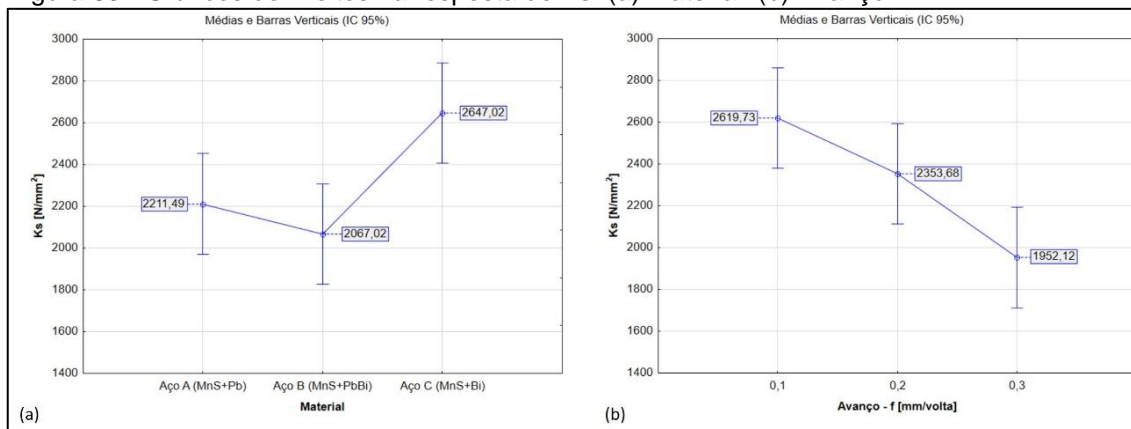
Figura 68 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de Ks considerando material e avanço.



Fonte: Autor (2024).

A Figura 69(a) mostra o efeito do Material na resposta de Ks. Pode-se observar que o Aço A (MnS + Pb) e o Aço B (MnS + PbBi) não apresentam diferença estatística entre si (Ks do Aço B é em média 6,5% menor que o do Aço A). O Aço C (MnS + Bi) difere significativamente dos Aços A e B, sendo os valores de pressão específica de corte de ambos menores, em média, 16% e 22%, respectivamente, ao do Aço C. A Figura 69(b) evidencia o efeito do avanço na resposta de Ks, mostrando que a pressão específica de corte diminui com o aumento de avanço, em média em 10% com a elevação de f de 0,1 mm/volta para 0,2 mm/volta; e de 17% de 0,2 mm/volta para 0,3 mm/volta.

Figura 69 - Gráficos de Efeitos na resposta de Ks. (a) Material. (b) Avanço.



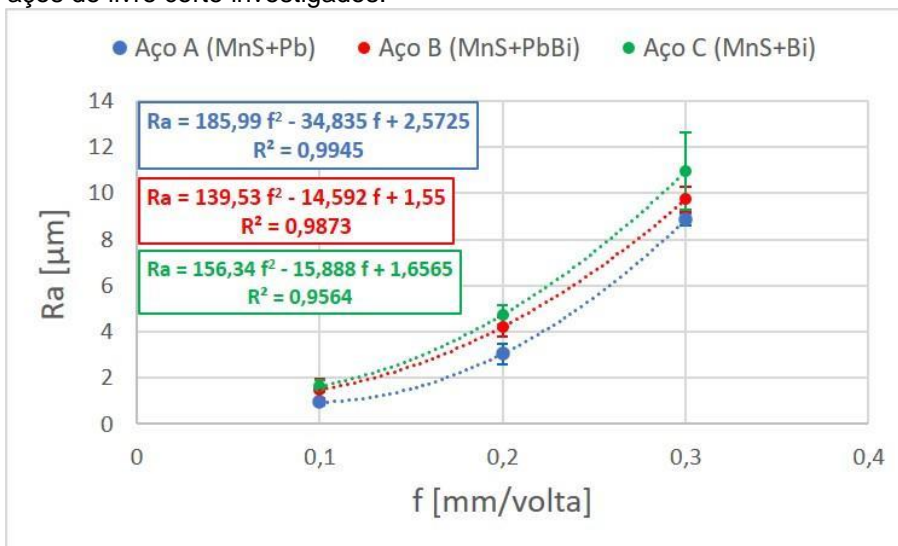
Fonte: Autor (2024).

Quanto menor o avanço, maior a energia desprendida para a usinagem do material, uma vez que existirá um maior volume deformado formando um fluxo lateral que escorrega entre a peça e superfície de folga da ferramenta devido ao retorno elástico do material da peça, do que transformado e arrancado na forma de cavaco e, conseqüentemente, maior valor de K_s (Machado *et al.*, 2015; Diniz; Marcondes; Coppini, 2014). O aumento do teor de fósforo, chumbo, bismuto e sulfeto de manganês diminui o valor de K_s , pois durante a formação do cavaco, esses elementos deformam-se plasticamente e produzem pontos de baixa resistência mecânica e funcionam como um lubrificante na interface cavaco/superfície de saída da ferramenta (Ferraresi, 2018; Machado *et al.*, 2015).

4.3.3. Rugosidade média (R_a)

A Figura 70 mostra os resultados de rugosidade média (R_a) para os diferentes aços de livre corte nas três condições de avanço avaliadas e suas respectivas curvas de regressão (linhas tracejadas). Percebe-se que os resultados de R_a apresentam comportamento similar entre os materiais para os avanços investigados, aumentando a resposta com o aumento de f . A partir das curvas de regressão, foram obtidas equações de predição para cada material, permitindo estimar R_a dentro do intervalo de avanços avaliado (de 0,1 mm/volta a 0,3 mm/volta). Para o Aço A (MnS + Pb), a equação obtida foi $R_a = 185,99 f^2 - 34,835 f + 2,5725$, com R^2 de 0,9945. Para o Aço B (MnS + PbBi), a equação é $R_a = 139,53 f^2 - 14,592 f + 1,55$, com R^2 de 0,9873. Já para o Aço C (MnS + Bi), a equação resultante foi $R_a = 156,34 f^2 - 15,888 f + 1,6565$, com R^2 de 0,9564.

Figura 70 - Rugosidade média (Ra) em função do avanço para os diferentes aços de livre corte investigados.



Fonte: Autor (2024).

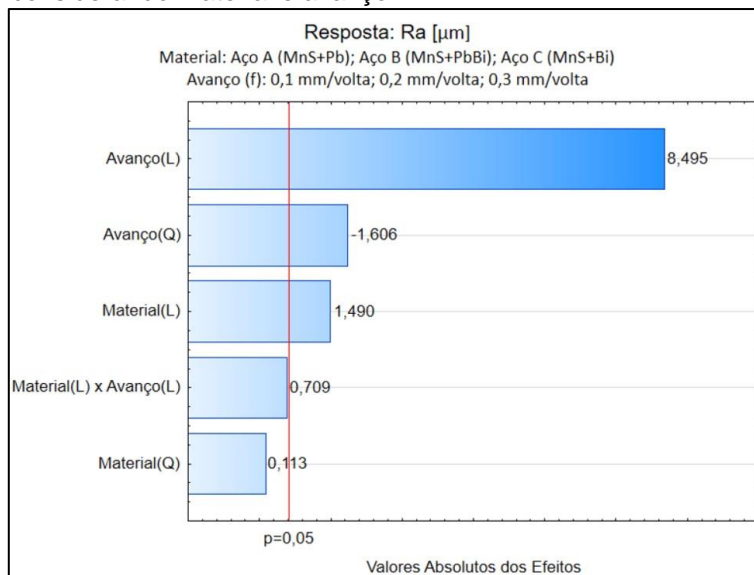
A Tabela 14 apresenta a análise de efeitos dos fatores Material: Aço A (MnS + Pb), Aço B (MnS + PbBi) e Aço C (MnS + Bi); e Avanço: 0,1 mm/volta, 0,2 mm/volta e 0,3 mm/volta na rugosidade média (Ra) para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que as variáveis principais: Material, termo linear (L), e Avanço, termos linear (L) e quadrático (Q), influenciaram significativamente ($p < 0,05$) a resposta. Os termos lineares do Material e Avanço fazem Ra aumentar em média em 1,490 μm e 8,495 μm , respectivamente, enquanto que o Avanço (Q) tende a reduzir Ra em média 1,606 μm , como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos (Figura 71).

Tabela 14 - Análise de significância do planejamento 3^2 realizado com referência à Rugosidade Média (Ra). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	5,06763	0,122168	41,48089	0,000000	4,81357	5,32169
Material (L)	1,48983	0,299249	4,97858	0,000063	0,86751	2,11216
Material (Q)	0,11281	0,259157	0,43528	0,667801	-0,42614	0,65175
Avanço (L)	8,49528	0,299249	28,38867	0,000000	7,87296	9,11760
Avanço (Q)	-1,60619	0,259157	-6,19776	0,000004	-2,14514	-1,06725
Material (L) x Avanço (L)	0,70875	0,366503	1,93382	0,066727	-0,05344	1,47094

Fonte: Autor (2024).

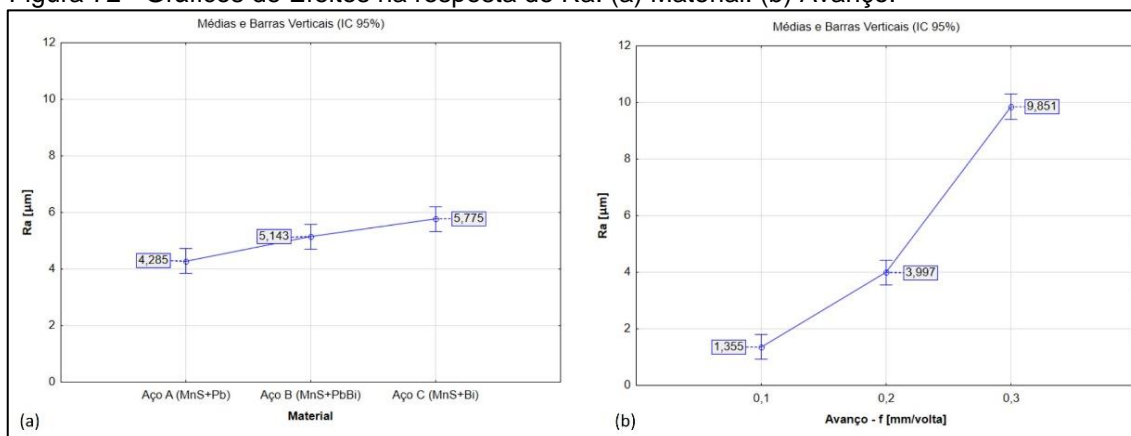
Figura 71 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de Ra considerando material e avanço.



Fonte: Autor (2024).

A Figura 72(a) mostra o efeito do Material na resposta de Ra. Pode-se observar que o Aço A (MnS + Pb) apresenta a menor resposta de Ra e o Aço C (MnS + Bi) apresentou a maior resposta entre os materiais avaliados. A rugosidade média para a superfície usinada do Aço C apresentou valores 35% e 12% maiores que aquelas obtidas nos Aços A e B, respectivamente. A maior rugosidade média pode ser influenciada pela microestrutura do material, de forma que um material mais dúctil tende a ter maior deformação durante a usinagem e isto pode aumentar o efeito de sulcamento e, conseqüentemente, refletir no aumento da rugosidade. Nesse sentido, os Aços B e C com estruturas de matriz ferrítica tendem a apresentar maiores valores de Ra que um material de matriz perlítica, como é o caso do Aço A. A Figura 72(b) evidencia o efeito do avanço na resposta de Ra, mostrando que a rugosidade média aumenta com o avanço, em média 195% com a elevação de f de 0,1 para 0,2 mm/volta; e de 146% de 0,2 mm/volta para 0,3 mm/volta. A influência do avanço na rugosidade média seguem comportamento similar ao da rugosidade média teórica proposta por Boothroyd e Knight (1989) que apresenta Ra, como função diretamente proporcional à f^2 , como evidenciado em Figura 70 e Figura 72(b).

Figura 72 - Gráficos de Efeitos na resposta de Ra. (a) Material. (b) Avanço.

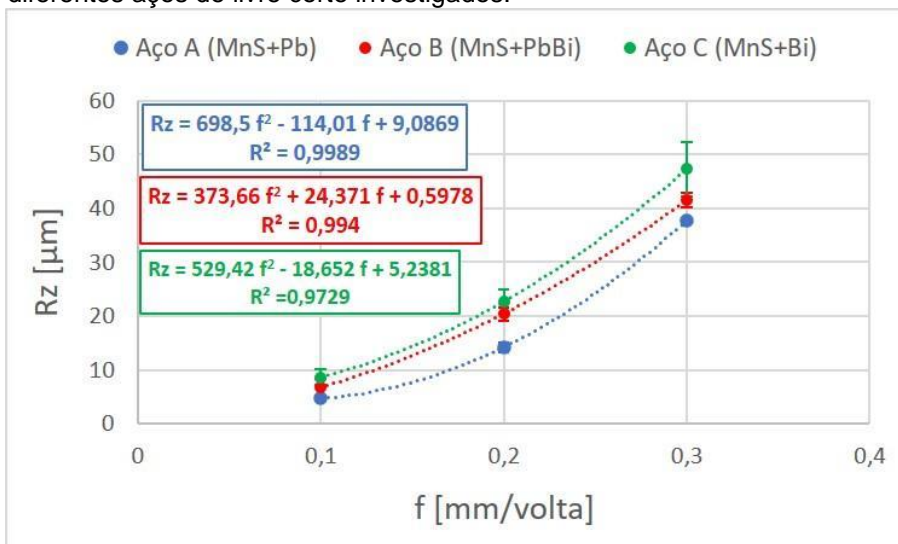


Fonte: Autor (2024).

4.3.4. Altura máxima do perfil (Rz)

A Figura 73 mostra os resultados do parâmetro de rugosidade denominado de altura máxima do perfil (Rz) em função do avanço para os diferentes aços de livre corte e suas respectivas curvas de regressão (linhas tracejadas). Percebe-se que os resultados de Rz apresentam comportamento similar entre os materiais para os avanços investigados, aumentando a resposta com o aumento de f, da mesma forma que os resultados de Ra. A partir das curvas de regressão, foram obtidas equações de predição para cada material, permitindo estimar Rz dentro do intervalo de avanços avaliado (de 0,1 mm/volta a 0,3 mm/volta). Para o Aço A (MnS + Pb), a equação obtida foi $Rz = 698,5 f^2 - 114,01 f + 9,0869$, com R^2 de 0,9989. Para o Aço B (MnS + PbBi), a equação é $Rz = 373,66 f^2 + 24,371 f + 0,5978$, com R^2 de 0,994. Já para o Aço C (MnS + Bi), a equação resultante foi $Rz = 529,42 f^2 - 18,652 f + 5,2381$, com R^2 de 0,9729.

Figura 73 - Altura máxima do perfil (Rz) em função do avanço para os diferentes aços de livre corte investigados.



Fonte: Autor (2024).

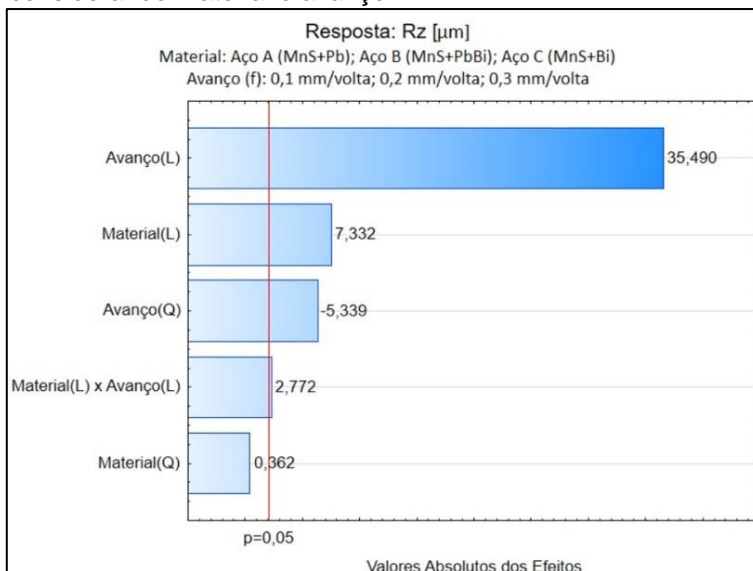
A Tabela 15 apresenta a análise de efeitos em Rz para um nível de significância de 5%. Os resultados evidenciaram que as variáveis principais: Material (L) e Avanço (termos linear (L) e quadrático (Q)), além da interação entre os termos lineares dos fatores Material e Avanço influenciaram significativamente ($p < 0,05$) a resposta. O termo Material (L) tende a aumentar o valor de Rz em média em 7,332 μm ; o termo linear do Avanço eleva a resposta Rz em média em 35,490 μm , por outro lado, o seu termo quadrático (Avanço (Q)) tende a reduzir Rz em média de 5,339 μm , por fim, a interação entre Material (L) e Avanço (L) tende a aumentar o valor de Rz em média 2,772 μm , como ilustrado no gráfico de Pareto de efeitos (Figura 74).

Tabela 15 - Análise de significância do planejamento 3^2 realizado com referência à Altura máxima do perfil (Rz). Nível de significância de 5%.

Fator	Efeito	Erro Padrão	t	p	IC -95%	IC +95%
Média	22,66849	0,395714	57,28504	0,000000	21,84556	23,49142
Material (L)	7,33206	0,969297	7,56430	0,000000	5,31629	9,34782
Material (Q)	0,36164	0,839436	0,43081	0,670995	-1,38406	2,10734
Avanço (L)	35,48961	0,969297	36,61375	0,000000	33,47385	37,50538
Avanço (Q)	-5,33861	0,839436	-6,35976	0,000003	-7,08431	-3,59291
Material (L) x Avanço (L)	2,77246	1,187142	2,33541	0,029523	0,30366	5,24125

Fonte: Autor (2024).

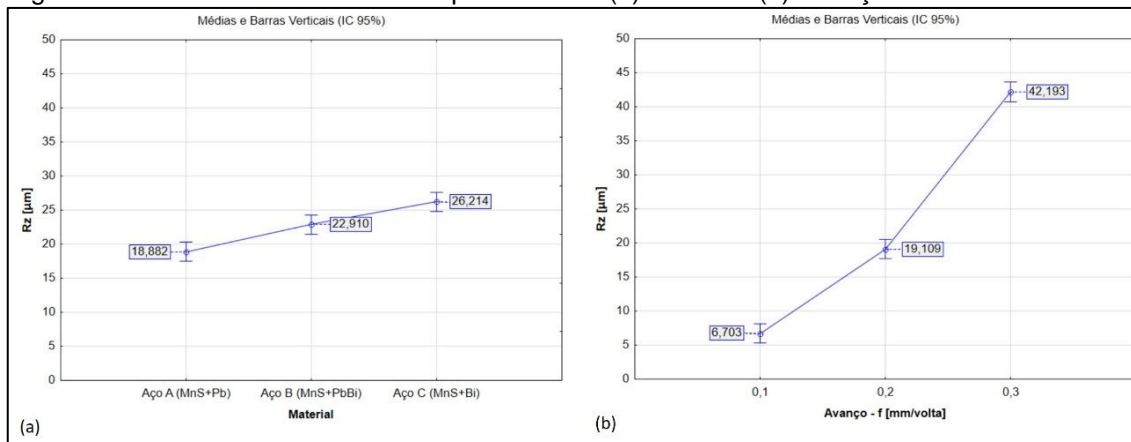
Figura 74 - Gráfico de Pareto de efeitos da resposta de Rz considerando material e avanço.



Fonte: Autor (2024).

A Figura 75(a) mostra o efeito do Material na resposta de Rz. Pode-se observar que o Aço A (MnS + Pb) apresentou menor Rz e o Aço C (MnS + Bi) apresentou a maior resposta entre os materiais avaliados. A superfície usinada do Aço C apresentou valores de Rz em torno de 39% e 14% maiores do que os encontrados nas superfícies usinadas dos Aços A e B, respectivamente. A Figura 75(b) evidencia o efeito do avanço na resposta de Rz, mostrando que a altura máxima do perfil aumenta com o avanço, aumentando em média 185% e 121%, quando se elevou f de 0,1 mm/volta para 0,2 mm/volta e 0,2 mm/volta para 0,3 mm/volta, respectivamente.

Figura 75 - Gráficos de Efeitos na resposta de Rz. (a) Material. (b) Avanço.

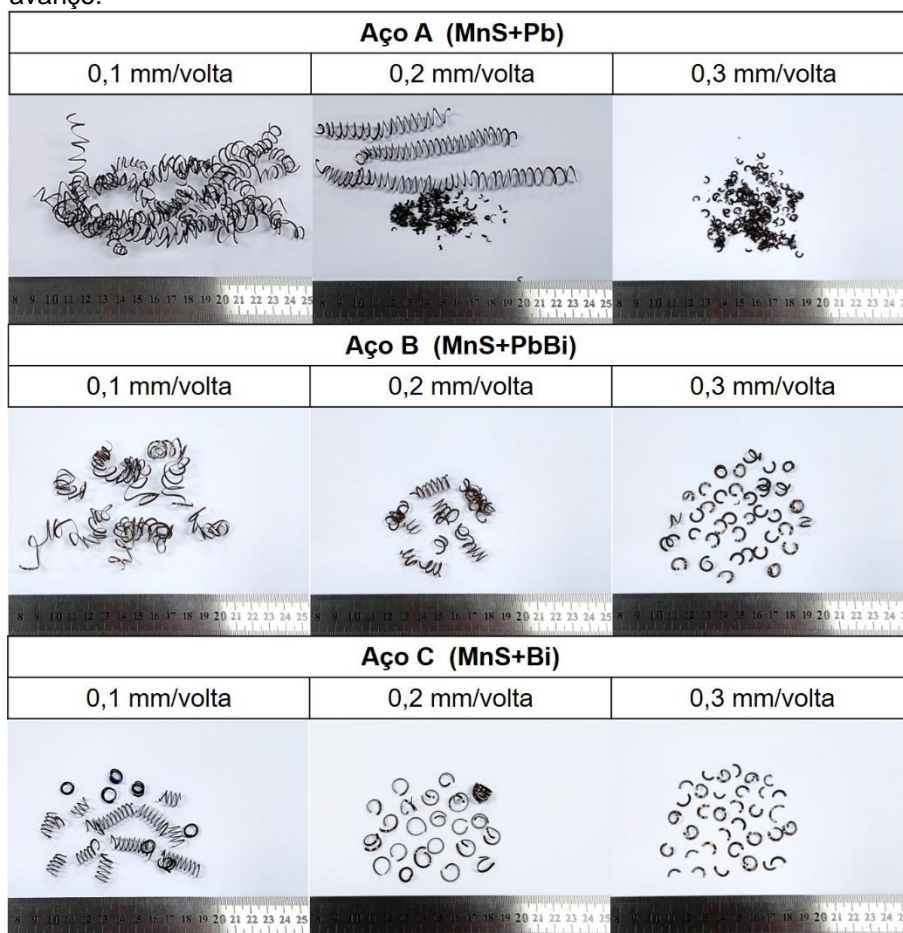


Fonte: Autor (2024).

4.3.5. Análise de cavacos

A Figura 76 mostra um diagrama com amostras representativas dos cavacos coletados durante os ensaios de torneamento dos diferentes aços de livre corte para a variação de avanço (f) investigada (0,1; 0,2 e 0,3 mm/volta), com $V_c = 150$ m/min e $a_p = 1,0$ mm. Os cavacos podem ser classificados como sendo do tipo contínuo, característico da usinagem de materiais dúcteis, como é o caso dos aços. Com relação à forma, houve uma variação em relação ao material e condição de avanço utilizada, tornando-se mais curtos com o aumento do avanço.

Figura 76 - Diagrama de classificação das formas de cavacos obtidos dos testes de torneamento dos diferentes aços de livre corte com a variação do avanço.



Fonte: Autor (2024).

O Aço A (MnS + Pb) passou da forma helicoidal tipo arruela longo emaranhado ($f=0,1$ mm/volta) para predominantemente helicoidal tipo arruela longo ($f=0,2$ mm/volta), se tornando arco solto para o maior avanço ($f=0,3$ mm/volta). O Aço B (MnS + PbBi), por sua vez, apresentou forma helicoidal

emaranhada curta no torneamento com o menor avanço (0,1 mm/volta), se transformando em helicoidal tipo arruela curto no avanço intermediário (0,2 mm/volta), com predominância de arco solto para a usinagem com $f=0,3$ mm/volta. Por fim, os cavacos do Aço C (MnS + Bi) apresentaram forma predominantemente helicoidal tipo arruela curto para o menor avanço, passando para a forma espiral cônico no avanço intermediário, alterando novamente para arco solto no maior avanço. Observa-se que a adição principalmente de Bi contribuiu para maior fragilização do cavaco promovendo sua quebra tornando-o mais curto.

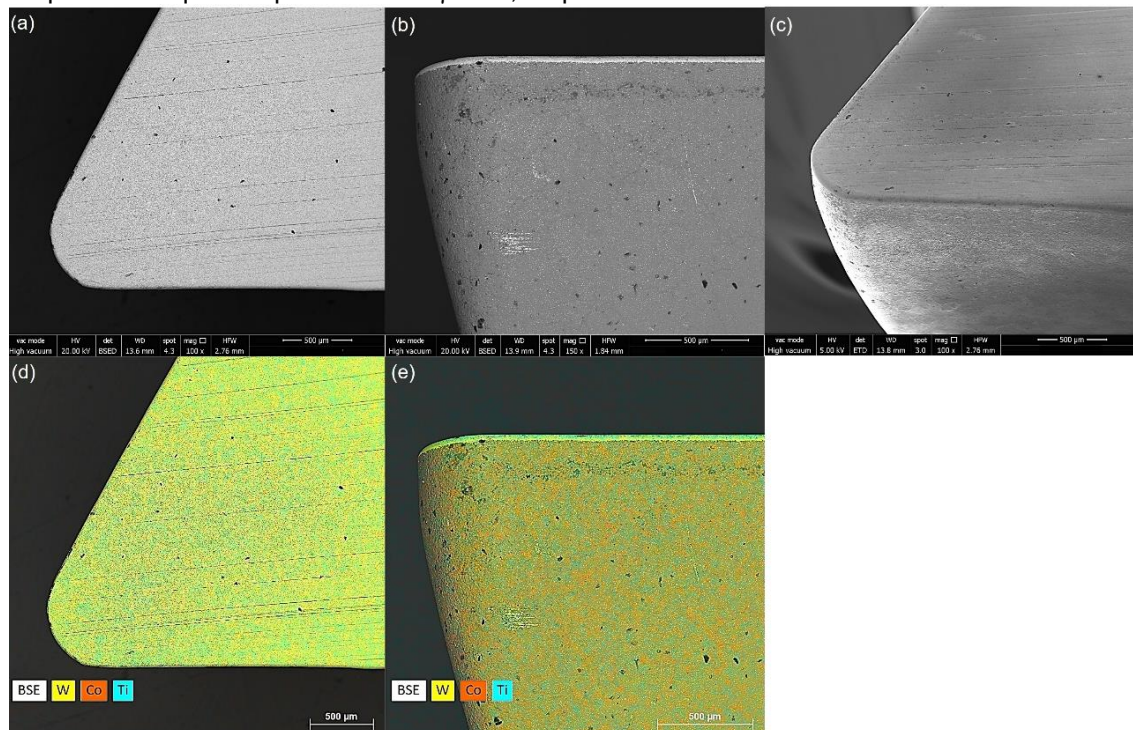
Segundo Luiz e Machado (2008) e Kurka *et al.* (2022), as inclusões metálicas de Pb e Bi promovem um efeito de concentração de tensão na matriz do aço. Inclusões de MnS, isoladas ou envoltas por inclusões metálicas como Pb e Bi, promovem um efeito de entalhe, o qual reduz a tensão de cisalhamento aparente do aço. Adicionalmente, inclusões metálicas tendem a acomodar deformações que reduzem a energia requerida para formação de cavacos.

De acordo com Shaw (2005), e Machado *et al.* (2015) o avanço é o parâmetro de corte mais influente no controle da forma dos cavacos, facilitando a sua quebra do cavaco com o aumento desta variável.

4.3.6. Desgaste

A Figura 77 apresenta imagens representativas da caracterização por MEV e mapeamento químico por EDS da ferramenta de corte nova utilizada no presente trabalho. Pode-se observar que as superfícies de saída ($A\gamma$) (Figura 77(a)) e principal de folga ($A\alpha$) (Figura 77(b)), além da ponta da ferramenta (Figura 77(c)), se mostram íntegras com pequenas marcas de retificação próprias do processo de fabricação e acabamento. O mapeamento químico evidencia os elementos principais da composição do material da ferramenta consistindo de W, Co e Ti (Figura 77(d) e Figura 77(e)), corroborando com sua classe de especificação (ISO P).

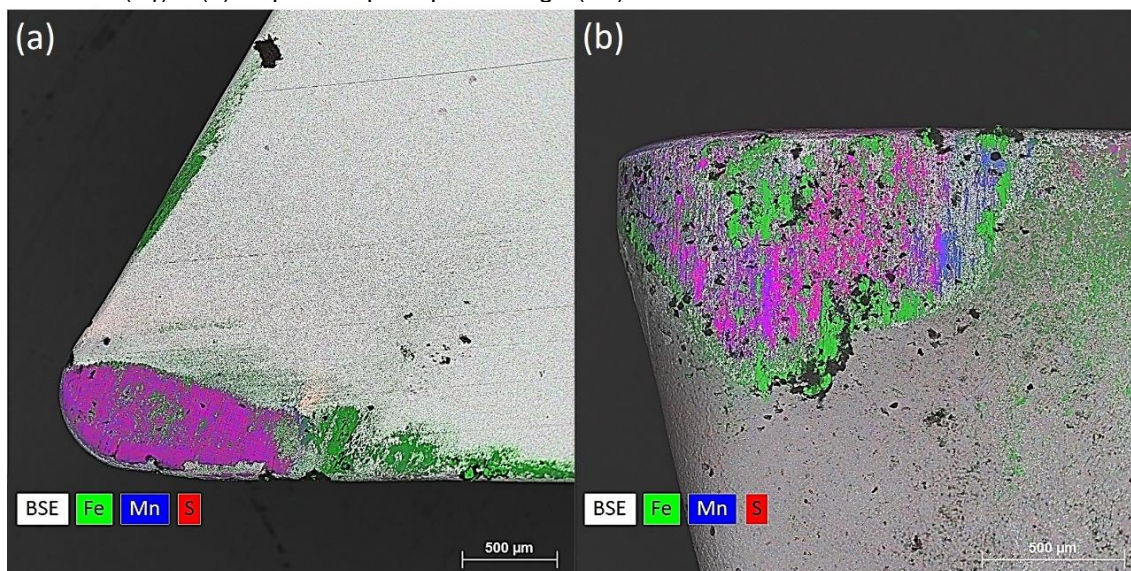
Figura 77 - Imagens representativas de MEV da ferramenta nova. (a) Superfície de saída ($A\gamma$), (b) Superfície principal de folga ($A\alpha$), (c) Vista em perspectiva da ponta de corte, (d) e (e) Mapeamento químico por EDS de $A\gamma$ e $A\alpha$, respectivamente.



Fonte: Autor (2024).

A Figura 78 apresenta imagens representativas do mapeamento químico por MEV/EDS da ferramenta de corte após o torneamento de um percurso de avanço (L_f) de 600 mm do Aço A (MnS + Pb). Em Figura 78(a) e Figura 78(b) são mostradas as superfícies de saída ($A\gamma$) e principal de folga ($A\alpha$), respectivamente. Observa-se sobre $A\gamma$ uma extensa região de aderência em roxo e verde, e acima desta uma pequena região de escorregamento em verde. Em $A\alpha$ observa-se a extensão do desgaste de flanco encoberto por uma camada de material aderido. As camadas de material aderido tanto em $A\gamma$ quanto em $A\alpha$ são constituídos de MnS (roxo) e Fe (verde), elementos da composição química do aço de livre corte ao sulfeto de manganês. Não foi possível a identificação do Pb, porque o seu teor está abaixo do limite de detecção do EDS.

Figura 78 - Imagens representativas de mapeamento químico por MEV/EDS da ferramenta utilizada no ensaio de torneamento do aço de livre corte A (MnS + Pb) após um percurso de avanço (L_f) de 600 mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de Saída (A_γ) e (b) Superfície principal de folga (A_α).

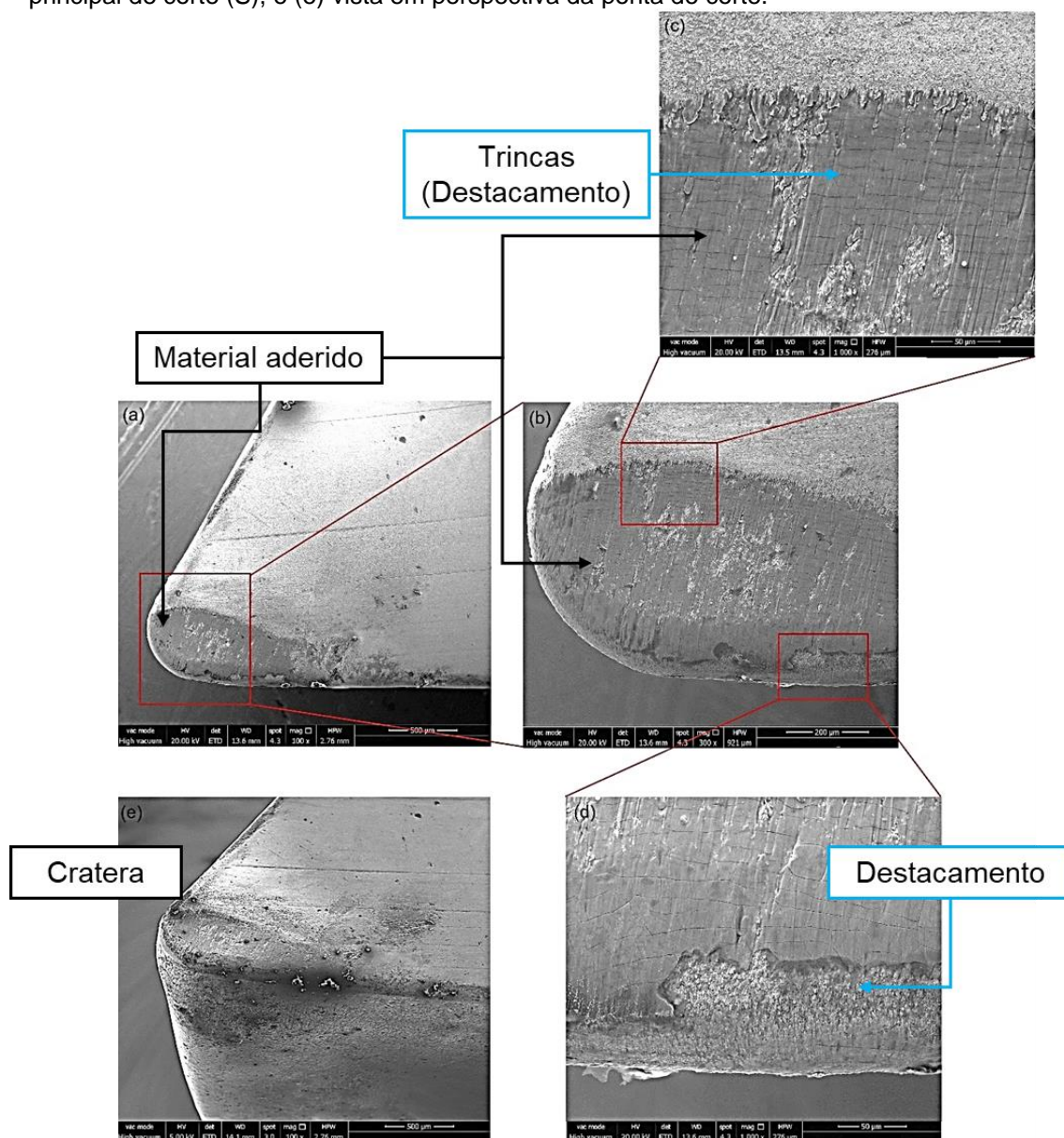


Fonte: Autor (2024).

A Figura 79, por sua vez, mostra a caracterização em MEV da região desgastada sobre a superfície de saída da ferramenta, evidenciando a camada de material aderido em Figura 79(a), Figura 79(b) e Figura 79(c), destacando riscos no sentido perpendicular à aresta principal de corte (S), mostrando a direção de saída do cavaco. Ainda, percebe-se trincas nessa camada de material aderido (Figura 79(c)), sugerindo que esta camada tende a se destacar de tempos em tempos como pode ser observado na Figura 79(d). Esta aderência de material com destacamentos periódicos pode representar mecanismos de desgaste por difusão e *attrition*, atuando na formação da cratera sobre A_γ evidenciada na Figura 79(e). Segundo Trent; Wright (2000), a superfície de saída de ferramentas de metal duro pode se desgastar rapidamente quando usinando aços contendo chumbo, com formação de desgaste de cratera. Desaignes *et al.* (2016) reportam que muitas pesquisas relatam que as camadas de material aderido, constituídas pelos aditivos de livre corte, tais como MnS, sobre a superfície de saída de ferramentas aparecem trincadas. Estas trincas podem estar relacionadas com tensões térmicas durante a usinagem, uma vez que a camada de material aderido e a ferramenta não possuem o mesmo coeficiente de expansão térmica. Assim, logo após a usinagem, durante o resfriamento da ferramenta, essas tensões térmicas podem atuar promovendo a formação de trincas e ocasionando a remoção parcial ou total da camada de

material aderido. Cabe destacar ainda, que o material em questão possui uma matriz perlítica, mais resistente, o que possivelmente pode ter contribuído para uma maior geração de calor na interface-cavaco ferramenta, acelerando o desenvolvimento do desgaste de cratera.

Figura 79 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem do Aço A (MnS + Pb) para um $L_f = 600$ mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de saída (A_γ), (b) ampliação de (A_γ) próxima à ponta de corte, (c) ampliação da região final da área de contato cavaco-ferramenta, (d) região destacada na borda da aresta principal de corte (S), e (e) vista em perspectiva da ponta de corte.

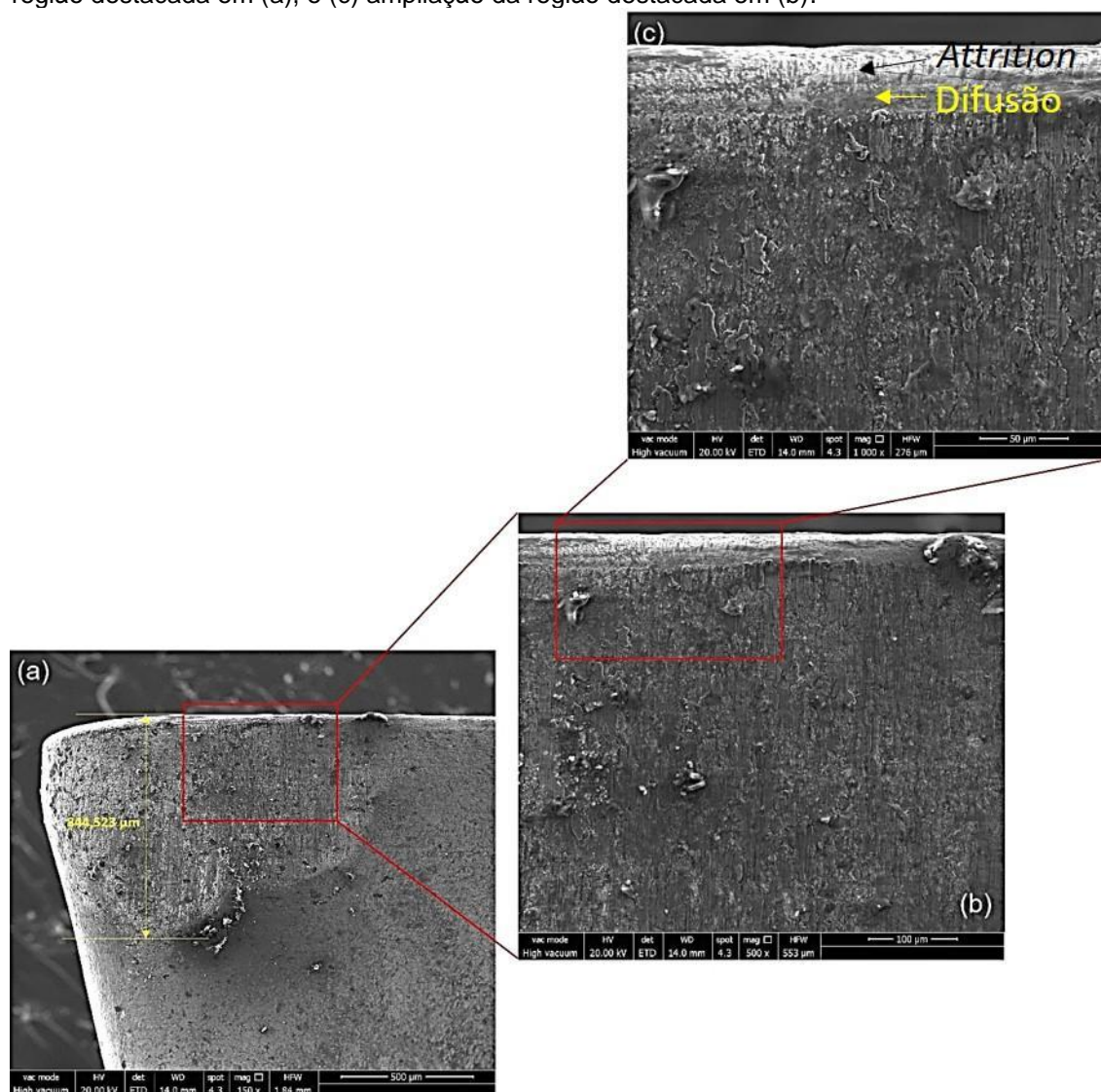


Fonte: Autor (2024).

A Figura 80 mostra a caracterização em MEV da região desgastada na superfície principal de folga da ferramenta após o torneamento de um $L_f = 600$ mm

do Aço A (MnS + Pb). Foi medido um desgaste de flanco máximo ($VB_{Bm\acute{a}x}$) de 844,523 μm (Figura 80(a)), porém esta região da ferramenta apresenta muito material aderido como destacados em Figura 78(b), Figura 80(b) e Figura 80(c). Nesta última (Figura 80(c)) pode-se observar na região bem próxima da aresta de corte, regiões com aparência lisa e leves sulcamentos na direção perpendicular à S na direção da saída do cavaco, evidenciando possíveis mecanismos de desgaste por difusão e *attrition*.

Figura 80 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem do Aço A (MnS + Pb) para um $L_f = 600$ mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de folga ($A\alpha$) evidenciando o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bm\acute{a}x}$), (b) ampliação da região destacada em (a), e (c) ampliação da região destacada em (b).

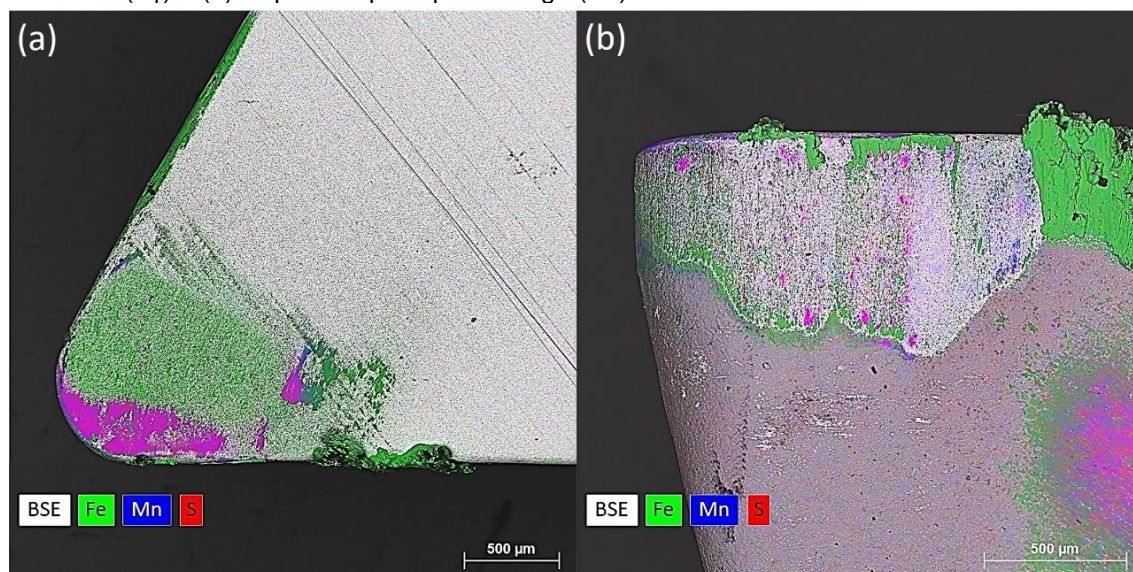


Fonte: Autor (2024).

A Figura 81 apresenta imagens representativas do mapeamento químico por MEV/EDS da ferramenta de corte após o torneamento de um percurso de avanço

(Lf) de 600 mm do Aço B (MnS + PbBi). Observa-se sobre A_γ uma pequena região de aderência em roxo e verde, e acima desta uma extensa região de escorregamento em verde. Em A_α observa-se a extensão do desgaste de flanco com menos material aderido quando comparado com a mesma região da ferramenta que usinou o Aço A (Figura 81(a) e Figura 81(b)). As camadas de material aderido tanto em A_γ quanto em A_α são constituídos de MnS (roxo) e Fe (verde), não sendo possível a identificação do Pb e Bi, devido aos teores estarem abaixo do limite de detecção do EDS.

Figura 81 - Imagens representativas de mapeamento químico por MEV/EDS da ferramenta utilizada no ensaio de torneamento do aço de livre corte B (MnS + PbBi) após um percurso de avanço (Lf) de 600 mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de Saída (A_γ) e (b) Superfície principal de folga (A_α).

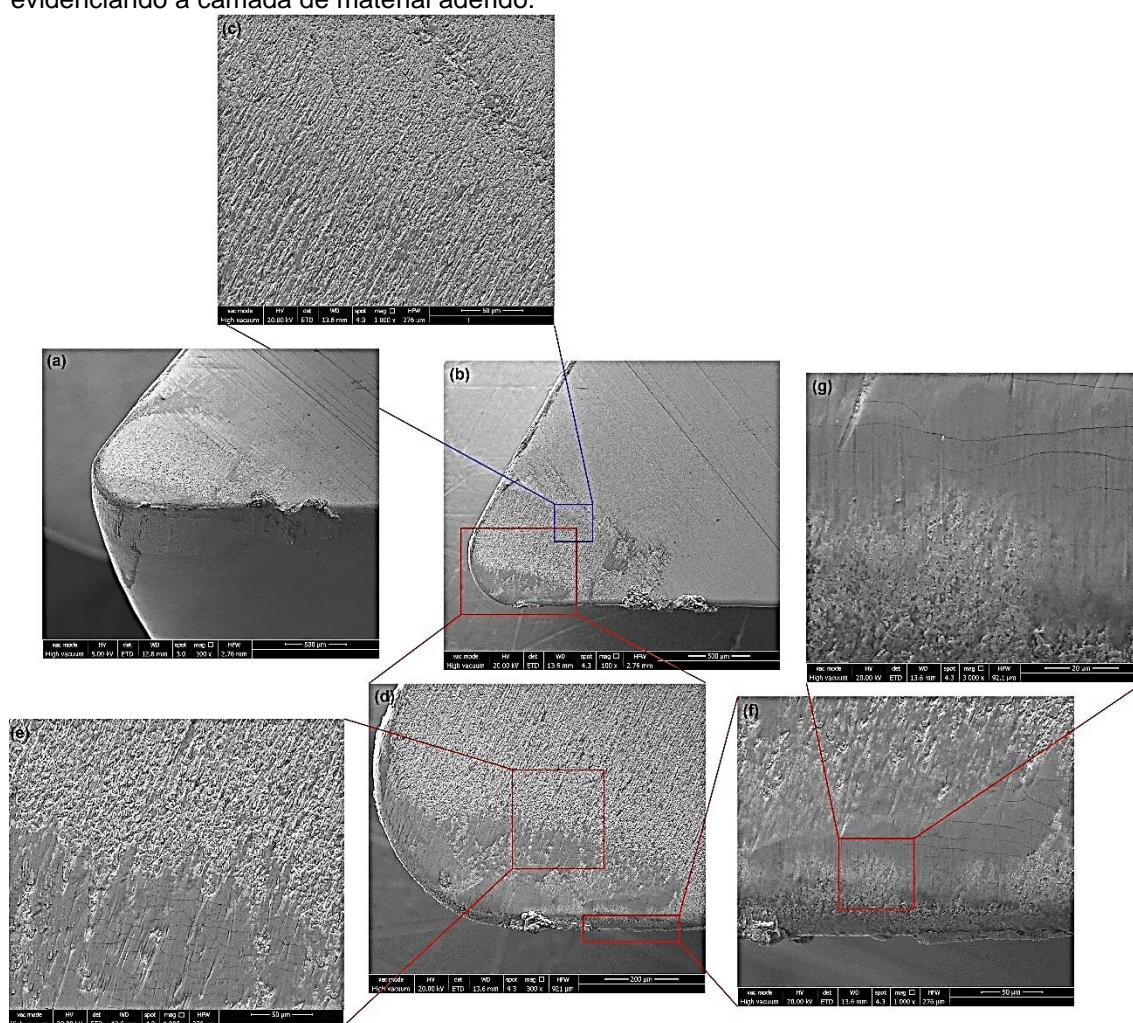


Fonte: Autor (2024).

A Figura 82 mostra a caracterização em MEV da região desgastada sobre a superfície de saída da ferramenta, destacando a ponta da ferramenta em perspectiva (Figura 82(a)), a região de escorregamento (Figura 82(b) e Figura 82(c)), a interface entre aderência e escorregamento (Figura 82(d) e Figura 82(e)), e a região de aderência (Figura 82(f) e Figura 82(g)). Pode-se observar na Figura 82(g) que a camada de material aderido apresenta trincas que evidenciam que esta se destaca de tempos em tempos, além de marcas de deformação que mostram a direção do deslizamento do cavaco sobre esta camada de material aderido. Não foi evidenciada cratera (Figura 82(a)), sugerindo que a adição de Bi, juntamente com Pb podem proteger a ferramenta por mais tempo mitigando esta forma de desgaste. É importante considerar ainda o fato de que o Aço B (MnS + PbBi) possui

uma matriz ferrítica, mais macia, o que, conseqüentemente, pode ter exigido menos da ferramenta de corte quando comparado ao torneamento do Aço A de matriz perlítica, minimizando o aparecimento do desgaste de cratera.

Figura 82 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem Aço B (MnS + PbBi) para um $L_f = 600$ mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Vista em perspectiva da ponta de corte, (b) Superfície de Saída (A_γ), (c) ampliação da região final da área de contato cavaco-ferramenta, (d) ampliação de A_γ mais próxima à ponta de corte, (e) ampliação da região destacada em (d) evidenciando material aderido e zona de escorregamento, (f) ampliação da aresta principal de corte (S), e (g) ampliação da região destacada em (f) evidenciando a camada de material aderido.

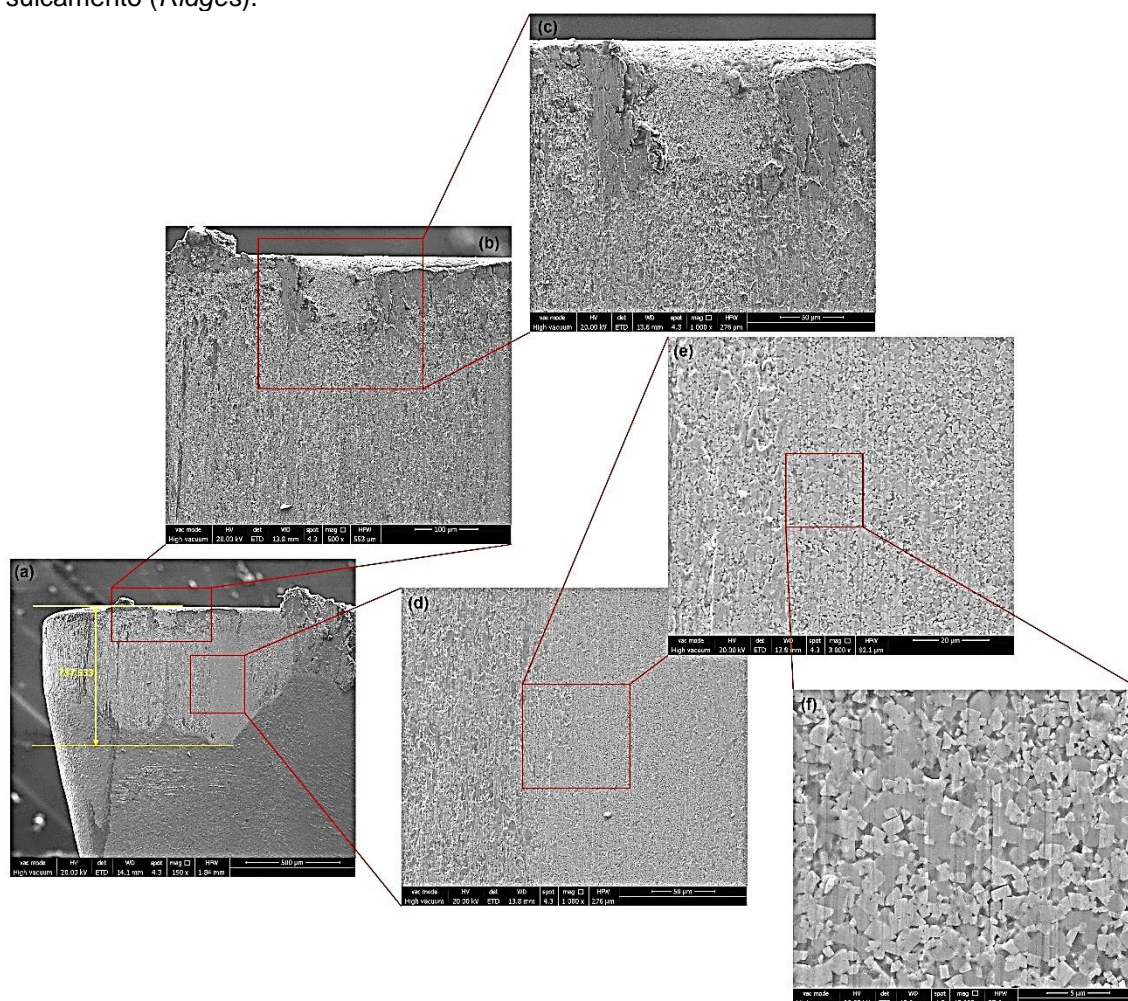


Fonte: Autor (2024).

A Figura 83 mostra a caracterização em MEV da região desgastada na superfície principal de folga da ferramenta após o torneamento de um $L_f = 600$ mm do Aço B. O desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) alcançou o valor de $737,633 \mu\text{m}$ (Figura 83(a)), menor que o gerado na usinagem do aço A (MnS+Pb), mesmo esta região da ferramenta apresentando menos material aderido que inserto utilizado no torneamento do Aço A. Isso reforça mais uma vez que a adição de bismuto em

conjunto com o chumbo pode melhorar a usinabilidade auxiliando no prolongamento da vida da ferramenta. As regiões destacadas do flanco desgastado em Figura 83(b), Figura 83(c), Figura 83(d), Figura 83(e) e Figura 83(f) evidenciam regiões lisas e com leve sulcamento (*Ridges*) característico de mecanismo de desgaste por difusão e abrasão em ferramentas de metal duro (Trent; Wright, 2000).

Figura 83 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem Aço B (MnS + PbBi) para um $L_f = 600$ mm, utilizando $V_c = 150$ m/min; $f = 0,3$ mm/volta e $a_p = 1,0$ mm. (a) Superfície de folga ($A\alpha$) evidenciando o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$), (b) ampliação da região destacada em (a) na aresta principal de corte (S), (c) ampliação da região destacada em (b) evidenciando material aderido, (d) ampliação da região destacada em (a) dentro da zona de desgaste de flanco, evidenciando material aderido e superfície lisa, (e) ampliação da região destacada em (d), e (f) ampliação da região destacada em (e) evidenciando leves marcas de sulcamento (*Ridges*).

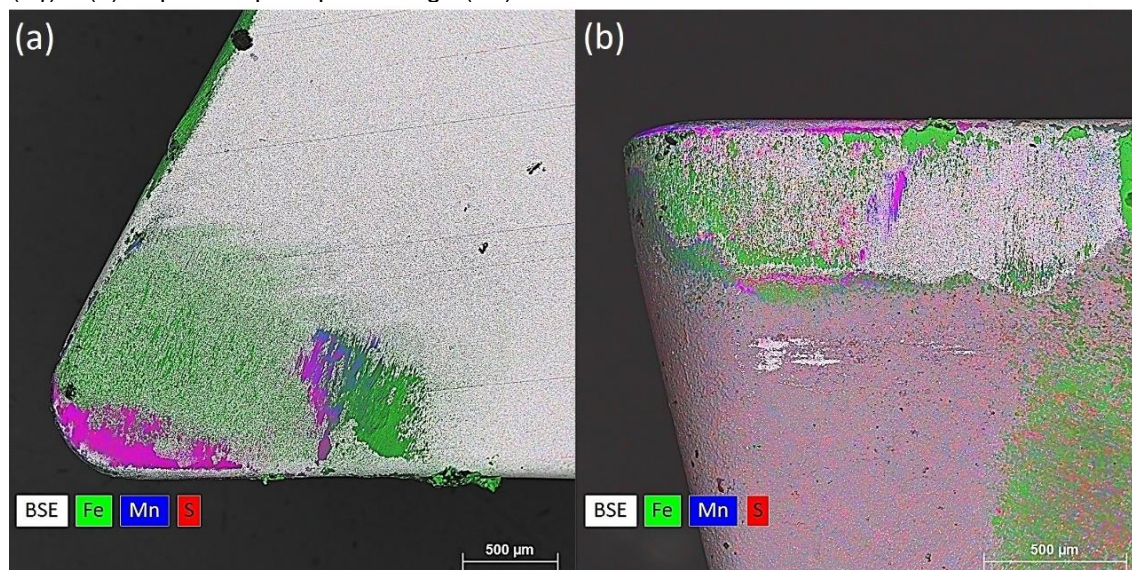


Fonte: Autor (2024).

A Figura 84 apresenta imagens representativas do mapeamento químico por MEV/EDS da ferramenta de corte após o torneamento de um percurso de avanço (L_f) de 600 mm do Aço C (MnS + Bi). Como observado no inserto utilizado para a

usinagem do Aço B (MnS + PbBi), a ferramenta utilizada no torneamento do Aço C apresentou sobre A_γ (Figura 84(a)) uma pequena região de aderência em roxo e verde, e acima desta uma extensa região de escorregamento em verde. Em A_α observa-se a mesma característica de desgaste de flanco do inserto utilizado para o torneamento com o Aço B, com pouco material aderido (Figura 84(b)). Como nas outras ferramentas, as camadas de material aderido tanto em A_γ quanto em A_α são constituídos de MnS (roxo) e Fe (verde), elementos da composição química do aço de livre corte ao sulfeto de manganês. Novamente, não foi possível a identificação do Bi, pelo seu teor estar abaixo do limite de detecção do EDS.

Figura 84 - Imagens representativas de mapeamento químico por MEV/EDS da ferramenta utilizada no ensaio de torneamento do aço de livre corte C (MnS+Bi) após um percurso de avanço (L_f) de 600 mm, utilizando $V_c=150$ m/min; $f=0,3$ mm/volta e $a_p=1,0$ mm. (a) Superfície de Saída (A_γ) e (b) Superfície principal de folga (A_α).

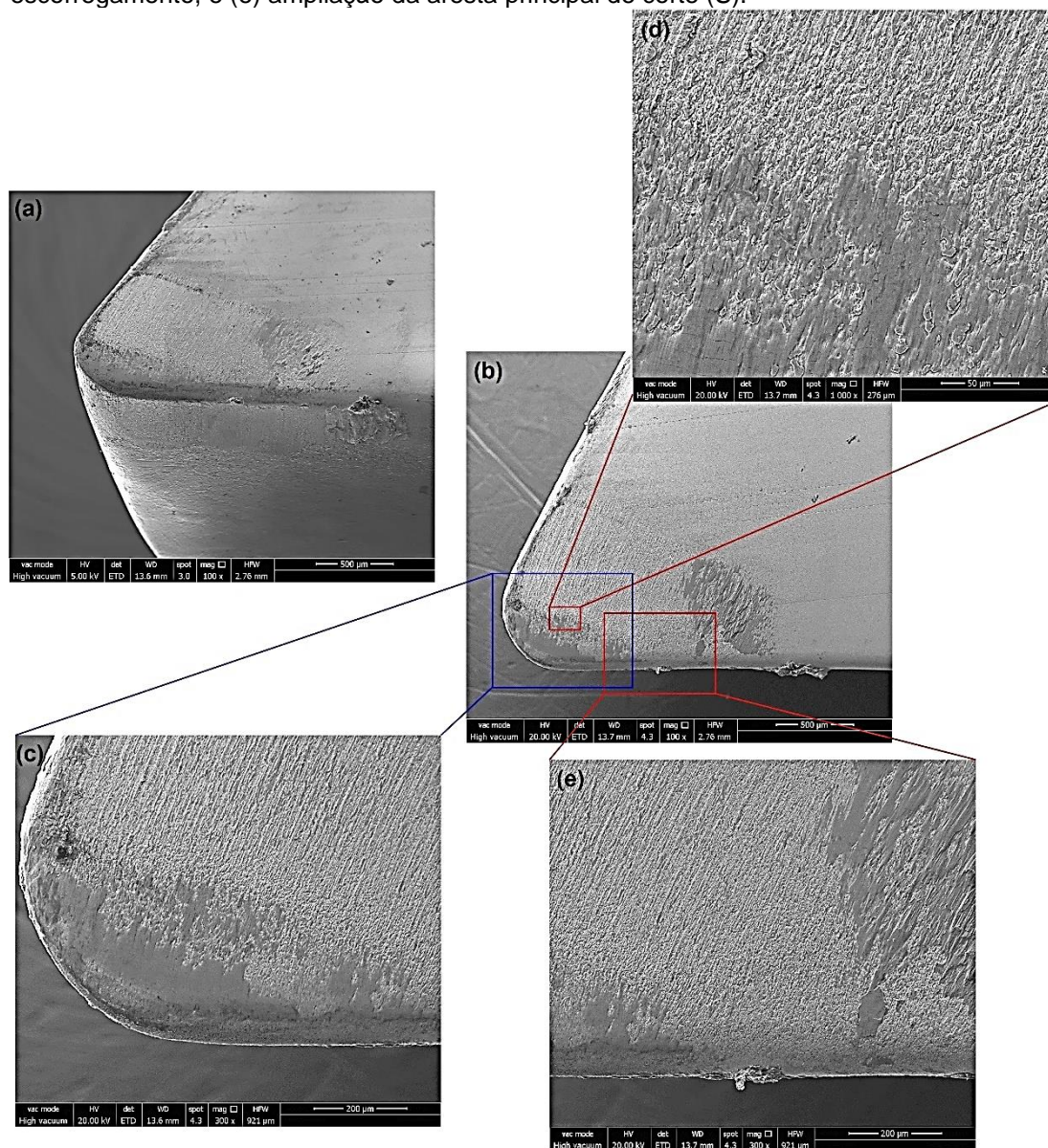


Fonte: Autor (2024).

A Figura 85 mostra a caracterização em MEV da região desgastada de A_γ para a ferramenta utilizada no torneamento do Aço C (MnS + Bi), destacando a ponta da ferramenta em perspectiva (Figura 85(a)), as regiões de ampliação para destaque (Figura 85(b)), ampliação de A_γ próximo à ponta de corte (Figura 85(c)), ampliação da interface entre aderência e escorregamento (Figura 85(d)), e ampliação de uma região de A_γ próximo à aresta principal de corte (Figura 85(e)). Pode-se observar na Figura 85(d) que a camada de material aderido apresenta trincas que evidenciam que esta pode se destacar da superfície de saída de tempos em tempos. Da mesma forma que no inserto utilizado na usinagem do Aço B (MnS + PbBi), não foi evidenciada presença de cratera (Figura 85(a)), sugerindo que a

adição de Bi, pode auxiliar na mitigação desta forma de desgaste. Na Figura 85(e) as marcas de escorregamento e a deformação da camada de material aderido seguem o sentido de saída do cavaco.

Figura 85 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem Aço C (MnS + Bi) para um $L_f = 600$ mm, utilizando $V_c=150$ m/min; $f=0,3$ mm/volta e $a_p=1,0$ mm. (a) Vista em perspectiva da ponta de corte, (b) Superfície de Saída (A_γ), (c) ampliação de A_γ mais próxima à ponta de corte, (d) ampliação da região limite entre as zonas de aderência e escorregamento, e (e) ampliação da aresta principal de corte (S).

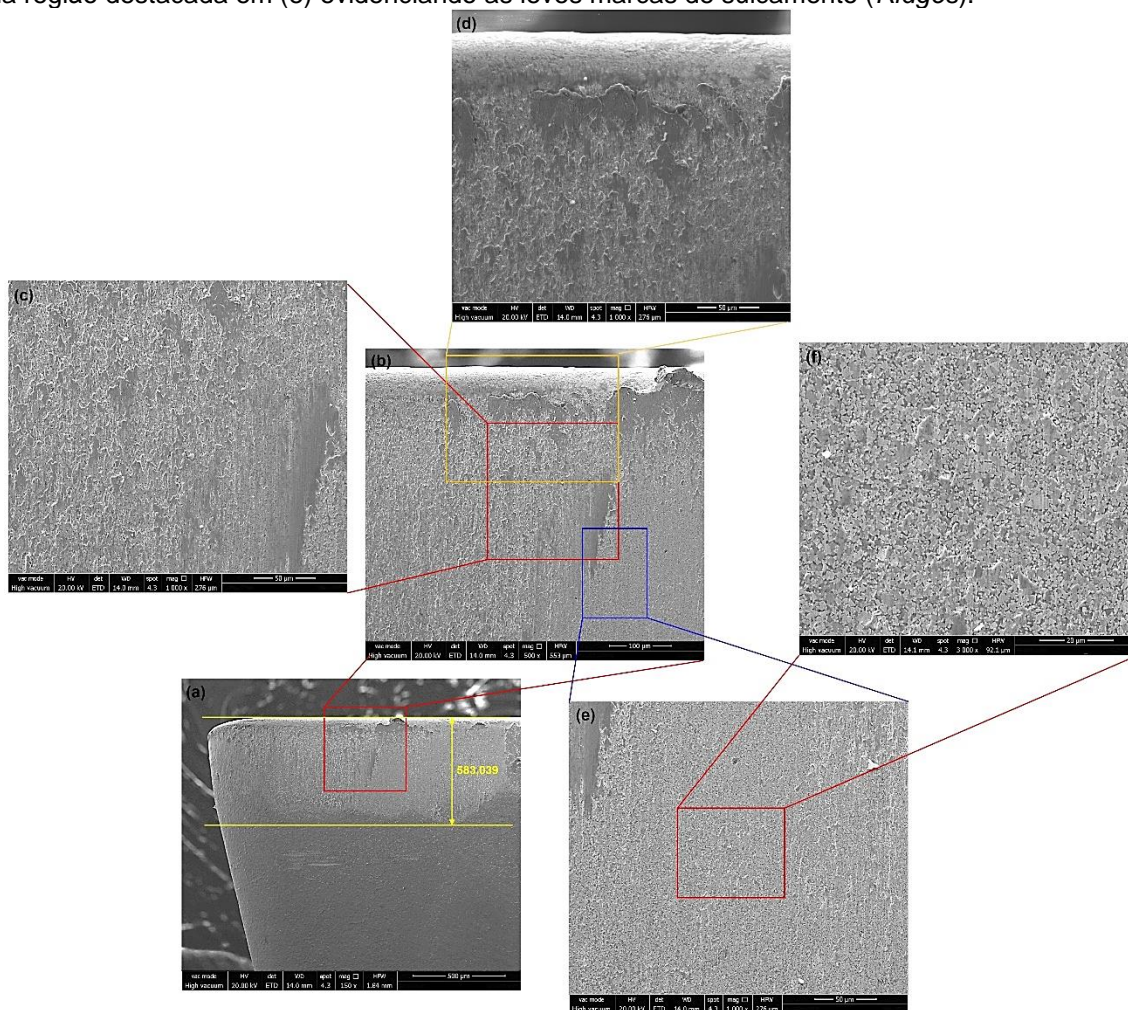


Fonte: Autor (2024).

A Figura 86 mostra a caracterização em MEV da região desgastada de A_α após o torneamento de um $L_f = 600$ mm do Aço C. O desgaste de flanco máximo (VBB_{máx}) para esta ferramenta foi o menor dentre os insertos avaliados na usinagem dos diferentes aços de livre corte, alcançando o valor de 583,039 μm

(Figura 86(a)), corroborando com o fato da combinação de matriz ferrítica com adição de Bi contribuir para o prolongamento da vida da ferramenta, reduzindo o desgaste. As regiões destacadas do flanco desgastado em Figura 86 (c), (d), (e) e (f) evidenciam material aderido e regiões lisas bem próximas a aresta principal de corte (Figura 86(d)) e com leve sulcamento (*Ridges*) (Figura 86(f)), e como mencionado anteriormente, é característico de mecanismo de desgaste por difusão e abrasão em ferramentas de metal duro (Trent; Wright, 2000).

Figura 86 - Imagens representativas de MEV da ferramenta após a usinagem Aço C (MnS + Bi) para um $L_f = 600$ mm, utilizando $V_c=150$ m/min; $f=0,3$ mm/volta e $a_p=1,0$ mm. (a) Superfície de folga (A_α) evidenciando o desgaste de flanco máximo (VB_{Bmax}), (b) ampliação da região destacada em (a) na aresta principal de corte (S), (c) ampliação da região destacada em (b) dentro da zona de desgaste de flanco evidenciando material aderido, (d) ampliação da região destacada em (b) evidenciando a aresta principal de corte (S), (e) ampliação da região destacada em (b) dentro da zona de desgaste de flanco evidenciando leves marcas de sulcamento (*Ridges*), e (f) ampliação da região destacada em (e) evidenciando as leves marcas de sulcamento (*Ridges*).



Fonte: Autor (2024).

O Quadro 6 apresenta um resumo das principais observações para os três aços avaliados durante o ensaio de torneamento.

Quadro 6 - Resumo dos resultados de torneamento.

Aço	Força de usinagem (F_U)	Pressão específica de corte (K_s)	Parâmetros de rugosidade (R_a e R_z)	Cavaco	Desgaste
A (MnS + Pb)	F_U variou com o avanço, aumentando de 0,1 para 0,2 mm/volta e reduzindo de 0,2 para 0,3 mm/volta.	Aumento de 0,1 para 0,2 mm/volta e redução de 0,2 para 0,3 mm/volta.	Menor resposta.	Cavacos mais longos comparado aos outros aços.	Maior desgaste de flanco máximo, formação de cratera; desgaste por difusão e attrition; camada de material aderido.
B (MnS + PbBi)	Comportamento linear de F_U aumentando com o avanço.	Redução linear com aumento do avanço.	Resposta intermediária, menor que Aço C, mas maior que Aço A.	Cavacos intermediários.	Desgaste intermediário; sem cratera; desgaste por difusão e abrasão.
C (MnS + Bi)	F_U aumentou com o avanço.	Redução com aumento do avanço.	Maior resposta.	Cavacos mais curtos. Influência do Bi.	Menor desgaste de flanco máximo; sem formação de cratera; desgaste por difusão e abrasão.
Avanço	F_U aumentou com o avanço, maior área de corte eleva F_U .	Menor K_s em avanços maiores, maior em avanços menores.	Aumenta com o avanço.	Aumento do avanço leva a cavacos mais curtos e alteração na forma para todos os aços.	Não avaliado por esse parâmetro.

Fonte: Autor (2024).

5. CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1. CONCLUSÕES

A partir da caracterização dos aços de livre corte ao sulfeto de manganês contendo chumbo e/ou bismuto e da avaliação da usinabilidade destes materiais no processo de furação e torneamento, podem se destacar as seguintes conclusões:

O Aço A possui matriz perlítica com ilhas de ferrita pró-eutetóide. Os Aços B e C por sua vez, possuem estrutura predominantemente ferrítica com ilhas perlíticas.

Os elementos de livre corte na forma de inclusões insolúveis na matriz são formados por sulfeto de manganês (MnS) em formato elipsoidal envoltos por chumbo (Pb), chumbo e bismuto (PbBi) ou apenas bismuto (Bi).

O aço de livre corte A (MnS + Pb) apresenta dureza Vickers, em média, 78% e 84% superior aos Aços B (MnS + PbBi) e C (MnS + Bi), respectivamente, e o Aço B é 3% mais duro que o Aço C. O Aço A apresenta um comportamento anisotrópico na dureza, enquanto os Aços B e C não mostram essa variação.

Na furação, o Aço A (MnS + Pb) apresenta maior dificuldade de usinagem, sendo os Aços B (MnS + PbBi) e C (MnS + Bi) os materiais com as melhores respostas de usinabilidade, baseados no critério Lf. O Aço C destaca-se sob a maior carga aplicada (10 kgf) e o aço B apresenta o melhor desempenho para a menor carga aplicada (5kgf). O aumento da rotação ou da carga aplicada implica em um aumento na velocidade de avanço e, conseqüentemente, em uma maior taxa de remoção de material.

A combinação de menor rotação com maior carga aplicada (840 rpm e 10 kgf) promove a geração de maior temperatura durante a furação dos aços de livre corte. Nessa condição o Aço A (MnS + Pb) tende a gerar a maior temperatura e o Aço C (MnS + Bi) a temperatura mais baixa, dentre os três materiais avaliados. Em contraste, a combinação de menor rotação com a menor carga aplicada (840 rpm

e 5 kgf) promove menor geração de calor durante o corte reduzindo as temperaturas do processo. Nessa condição o Aço B (MnS + PbBi) exibiu a temperatura mais alta e o Aço A, a menor.

O aumento do avanço, associado ao aumento da carga aplicada no ensaio de pressão constante na furação contribuiu para a quebra do cavaco, formando cavacos mais curtos. Adições de chumbo e bismuto (Aço B) contribuiu para a fragilização do cavaco, tornando-o mais curto. Por outro lado, a adição apenas de bismuto (Aço C) tende a formar cavacos mais longos e emaranhados.

No processo de torneamento, o avanço tem uma influência diretamente proporcional à força de usinagem (F_U). Diferentes microestruturas, elementos de livre corte e dureza promovem alteração na usinabilidade dos aços investigados em relação ao critério F_U . Na menor condição de avanço (0,1 mm/volta), a força de usinagem durante o torneamento do Aço C (MnS + Bi) é, em média, 105% superior aos Aços A (MnS + Pb) e B (MnS + PbBi), entre os quais não há diferença estatística. Para o avanço de 0,2 mm/volta, o resultado médio F_U do Aço A se torna superior aos demais. E para a maior condição de avanço de 0,3 mm/volta, o Aço A mostra melhor resultado de usinabilidade, apresentando valor de F_U , em média 15,2% inferior aos Aços B e C, entre os quais não existe diferença significativa. A adição de chumbo tende a contribuir para a redução da força de usinagem em baixos avanços, na operação de torneamento.

A pressão específica de corte (K_s) apresenta variações significativas em função do avanço e da composição dos materiais. O Aço A (MnS + Pb) mostra melhor resposta de usinabilidade (menor K_s) quando usinado na maior condição de avanço (0,3 mm/volta), enquanto que o Aço C (MnS + Bi) com o menor avanço (0,1 mm/volta) mostra maior dificuldade durante a operação de torneamento. Menores avanços resultam em uma maior energia específica consumida durante o corte, piorando a usinabilidade. A presença dos elementos: Pb, Bi e MnS contribuiu para a redução de K_s , pela sua atuação como lubrificante na interface cavaco-ferramenta.

A microestrutura do material e principalmente o avanço são fatores que influenciam o acabamento da superfície dos aços de livre corte investigados.

Materiais de matriz perlítica, tendem a promover rugosidades mais baixas que materiais de matriz ferrítica, uma vez que esta última promove maior deformação durante a usinagem. O avanço, por sua vez, apresenta uma influência geométrica diretamente proporcional a f^2 , piorando o acabamento da superfície com o aumento deste parâmetro de corte. Os aços de livre corte investigados apresentam comportamento similar, aumentando a rugosidade com aumento de f . O aço C (MnS + Bi) possui a pior usinabilidade em relação à rugosidade, apresentando valores de Ra em média 35% e 12% maiores que aquelas obtidas nos Aços A e B, respectivamente; valores de Rz em torno de 39% e 14% maiores do que os encontrados nas superfícies usinadas dos Aços A e B, respectivamente.

O material e o avanço têm influência na variação da forma dos cavacos gerados durante o torneamento. De maneira geral, o aumento do avanço facilita a quebra do cavaco, alterando a forma helicoidal tipo arruela longo emaranhado para arcos soltos. Na operação de torneamento, a adição de Bi contribui para a fragilização do cavaco promovendo sua quebra e tornando-o mais curto. O Aço C (MnS + Bi) apresentou os cavacos mais curtos dentre os três aços de livre corte avaliados, variando de helicoidal tipo arruela curto, para espiral cônico, e arco solto, com o aumento do avanço para a faixa investigada.

A presença de material aderido nas superfícies de saída e folga desempenha um papel crucial no mecanismo de desgaste. As camadas de material aderido, compostas principalmente por MnS, Pb e/ou Bi, com destacamentos periódicos, caracterizam desgaste por difusão e/ou *attrition*.

A microestrutura e composição química do aço de livre corte com presença dos aditivos Pb e Bi desempenham um papel significativo na redução do desgaste, influenciando a vida das ferramentas durante o torneamento.

A ferramenta de corte utilizada para o torneamento do Aço A (MnS + Pb) apresentou o maior desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) de 844,523 μm e formação de desgaste de cratera, com evidências mecanismos de desgaste por difusão e *attrition*, apesar de apresentar maior camada de material aderido. Aço B (MnS + PbBi) apresentou desgaste intermediário ($VB_{Bmáx} = 737,633 \mu\text{m}$), sem desenvolvimento de desgaste de cratera, com evidências de mecanismo de

desgaste por difusão e abrasão. O Aço C (MnS + Bi) apresentou o menor desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx} = 583,039 \mu\text{m}$), sem formação de desgaste de cratera, com evidências de mecanismo de desgaste por difusão e abrasão.

5.2. PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

Para trabalhos futuros, sugere-se:

- Avaliar a seção longitudinal do cavaco para verificar como as inclusões de livre corte estão deformadas e dispostas na estrutura do cavaco;
- Realizar uma análise mais detalhada da microestrutura dos materiais investigados, como avaliação do tamanho de grão, contagem de inclusões; percentual de fases ferrita e perlita;
- Realizar a avaliação de desgaste das brocas para ampliar os estudos de usinabilidade dos materiais investigados na operação de furação;
- Avaliar a temperatura de corte no torneamento dos aços de livre corte investigados, bem como a coloração dos cavacos;
- Avaliar o efeito da velocidade de corte na usinabilidade dos aços de livre corte investigados;
- Ampliar o banco de dados dessa investigação para a operação de fresamento;
- Investigar o efeito de diferentes aditivos de livre corte em diferentes teores na usinabilidade de aços de livre corte com a mesma microestrutura.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AKASAWA, T. et al. Effects of free-cutting additives on the machinability of austenitic stainless steels. **Journal of Materials Processing Technology**, 143, dez. 2003. 66-71. DOI: 10.1016/S0924-0136(03)00321-2

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E92**: Standard Test Methods for Vickers Hardness and Knoop Hardness of Metallic Materials. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2017. DOI: 10.1520/E0092-17

ARAUJO, A. C.; MOUGO, A. L.; CAMPOS, F. O. **Usinagem para Engenharia: Um curso de mecânica do corte**. Rio de Janeiro: E-papers, 2020. 344 p. ISBN: 978-65-00-08056-8 (E-book)

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR ISO 4287: Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade**. ABNT. Rio de Janeiro. 2002.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR ISO 4288: Especificações geométricas de produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Regras e procedimentos para avaliação de rugosidade**. ABNT. Rio de Janeiro. 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 6175: Usinagem - Processos Mecânicos**. ABNT. Rio de Janeiro, p. 33 pág. 2015.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR ISO 3685: Ensaio de vida da ferramenta de ponta única para torneamento**. ABNT. Rio de Janeiro, p. 61. 2017.

BARBOSA, P. A. **Furação de Ferros Fundidos Austemperados e Nodular Perlíticos**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Uberlândia: Universidade Federal de Uberlândia. 2009.

BETSOFEN, S. Y. et al. Structure and Properties of High-Machinability Low-Carbon Steels with Pb, Bi, S, and Cu Additives. **Russian Metallurgy (Metally)**, 2022, Novembro 2022. 1270-1277. DOI: 10.1134/S0036029522100330

BOEIRA, A. P.; BECK, D. **Tecnologia dos Materiais**. Centro Federal de Educação Tecnológica de Pelotas. Passo Fundo - RS, p. 94. 2007.

BOOTHROYD, G.; KNIGHT, W. A. **Fundamentals of machining and machine tools**. 2ª. ed. New York: Marcel Dekker, 1989.

BRASSINTER. Pastilhas de fresamento. **Brassinter**. Disponível em: <http://brassinter.com.br/downloads/pastilhas_fresamento.pdf>. Acesso em: 12 jul. 2024.

CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros fundidos**. 7ª. ed. [S.l.]: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais - ABM, 1996.

CHILDS, T. et al. **Metal Machining**. 1ª. ed. Londres: Arnold, 2000.

DESAIGUES, J. E. et al. **High Strength Steel solutions for automotive parts: State of the art of machinability enhancement and further developments**. Tenth International

Conference on High Speed Machining. Darmstadt, Germany: [s.n.]. setembro 2013. p. 270-277.

DESAIGUES, J. E. et al. Experimental study of Built-Up Layer formation during machining of high strength free-cutting steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 236, p. 204-215, ago. 2016. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2016.05.016

DI, W. U.; ZHUANG, L. I. A new ph-free machinable austenitic stainless steel. **Journal of Iron and Steel Research**, 17, 2010. 59-63.

DINIZ, A. D.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 9ª. ed. São Paulo - SP: Artliber, 2014. 272 p.

DORMER PRAMET. HOLEMAKING – Catalog. Disponível em: <https://5wyuco84ao39w9tsgkkmnmx.blob.core.windows.net/cms/DORMER_PRAMET_Holemaking_Catalogue_2021_EN.pdf>. Acesso em: 14 Mar 2024.

DOS SANTOS, L. **Aplicabilidade do ensaio de usinabilidade com pressão constante ao estudo de usinabilidade de aços**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Belo Horizonte: Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais. 2013. p. 120.

ESSEL, I. **Machinability Enhancement of Non-Leaded Free Cutting Steel**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). [S.l.]: RWTH University of Applied Sciences. 2006. p. 122 p.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. 18ª reimpressão. ed. São Paulo: Blucher, 2018. 751 p.

GADELMAWLA, E. S. et al. Roughness parameters. **Journal of Materials Processing Technology**, 123, 2002. 133-145.

GARCIA, C. I. et al. Application of grain boundary engineering in lead-free green steel. **ISIJ International**, 43, 2003. 2023-2027. DOI: 10.2355/isijinternational.43.2023

GROOVER, M. P. **Introdução aos Processos de Fabricação**. Rio de Janeiro: LTC, 2014. ISBN: 978-85-216-2640-4 (E-book)

GUIMARÃES, B. M. P.; FERNANDES, C. M. S.; DE FIGUEIREDO, D. A. Cutting temperature measurement and prediction in machining processes: comprehensive review and future perspectives. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 120, p. 2849-2878, mar. 2022. DOI: 10.1007/s00170-022-08957-z

HASHIMURA, M.; MIYANISHI, K.; MIZUNO, A. Development of Low-Carbon Lead-Free Free-Cutting Steel Friendly to Environment. **Nippon Steel Technical Report**, 95, 2007. 45-49.

JAWAVIR, L. S. The chip control factor in machinability assessments: recents trends. **Journal of Mechanical Working Technology**, 17, 1988. 213-224.

KALPAKJIAN, S.; SCHMID, S. R. **Manufacturing Engineering and Technology**. New York: Pearson, 2009. 1197 p.

KHORASANI, A. M.; YAZDI, M. R. S.; SAFIZADEH, M. S. Analysis of machining parameters effects on surface roughness: a review. **Int. J. Computacional Materials Science and Surface Engineering**, 5, n. 1, 2012.

KLOCKE, F. Machining and machinability. **Encyclopedia of Materials: Science and Technology**, Amsterdam, 2001. 4683-4688.

KURKA, V. et al. The Effect of Bismuth on Technological and Material Characteristics of Low-Alloyed Automotive Steels with a Good Machinability. **Metals**, 12(2), Fev 2022. 301. DOI: 10.3390/met12020301

LIU, H. T.; CHEN, W. Q. Hot ductility of eco-friendly low carbon resulphurised free cutting steel with bismuth. **Ironmaking and Steelmaking**, v. 41, p. 19-25, jan. 2014. DOI: 10.1179/1743281212Y.0000000095

LUIZ, N. E.; MACHADO, Á. R. Development trends and review of free-machining steels. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, 222, n. 2, 2008. 347-360. DOI: 10.1243/09544054JEM861

MACHADO, A. R. et al. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3ª. ed. São Paulo - SP: Blucher, 2015. 408 p.

MACHADO, A. R.; DA SILVA, M. B. **Usinagem dos Metais**. Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia - MG, p. 257. 2004.

MILLS, B.; REDFORD, A. H. Machinability of Engineering Materials. **Applied Science Publishers LTD**, London and New York, n. 1ª, 1983. 174.

NETO, J. C. D. S. **Metrologia e Controle Dimensional - Coneitos, Normas e Aplicações**. Rio de Janeiro: LTC, 2018. ISBN: 9788595152861

NOVASKI, O. **Introdução à engenharia de fabricação mecânica**. São Paulo: Blucher, 2013. ISBN: 978852121633 (E-book)

PETROPOULOS, G. P.; PANDAZARAS, C. N.; DAVIM, J. P. Surface Texture Characterization and Evaluation Related to Machining. In: DAVIM, J. P. **Surface Integrity in Machining**. 1ª. ed. London: Springer, 2010. p. 215 p.

RAMANUJACHAR, K.; SUBRAMANIAN, S. V. Micromechanisms of tool wear in machining free cutting steels. **Wear**, 197, 1996. 45-55.

SANDVIK COROMANT. Materiais da Peça. **Sandvik Coromant**. Disponível em: <<https://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/materials/pages/workpiece-materials.aspx>>. Acesso em: 01 out. 2022.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. 2ª. ed. Nova York: Oxford University Press, 2005.

SILVA, M. B. D.; WALLBANK, J. Cutting Temperature: prediction and measurement methods – a review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 88, p. 195-202, abr. 1999. DOI: 10.1016/S0924-0136(98)00395-1

SONG, Y.; ZHANG, H.; REN, L. A review of research on MnS inclusions in high-quality steel. **Engineering Reports**, 6, n. 5, 2024. DOI: 10.1002/eng2.12892

TAKASHI, I.; TOSHIYUKI, M. Bar and wire steels for gears and valves of automobiles: Eco-friendly free cutting steel without lead addition. **JFE GIHO**, 4, nov 2004. 64-69.

TANAKA, R. et al. Machinability of BN free-machining steel in turning. **International Journal of Machine tools & Manufacture**, 47, 2007. 1971-1977.

TRENT, E.; WRIGHT, P. **Metal Cutting**. 4^a. ed. Boston: Butterworth-Heinemann, 2000. 464 p.

VARGHESE, L.; ARAVIND, S.; SHUNMUGESH, K. Multi-objective optimization of machining parameters during dry turning of 11SMn30 free cutting steel using grey relational analysis. **Materials Today: Proceedings**, 0, 2017. 4196–4203.

WANG, Y. P.; YANG, J.; BAO, Y. P. Effects of Non-metallic Inclusions on Machinability of Free-Cutting Steel Investigated by Nano-Indentation Measurements. **Metallurgical and Materials Transactions A**, Pequim, v. 46A, p. 281-292, jan. 2015. DOI: 10.1007/s11661-014-2596-3

WATARI, K.; IWASAKI, T.; AISO, T. Development of Lead-free Free-cutting Steel and Cutting Technology. **Nippon Steel & Sumitomo Metal Technical Report**, 116, 2017. 32-37.

WERLANG FILHO, A. **Análise da Usinabilidade de Ferros Fundidos Nodulares Austemperados como Função dos Tratamentos Térmicos e Microestrutura**. Tese (Doutorado em Engenharia e Tecnologia de Materiais). Porto Alegre: PUC - RS. 2015. p. 154.

XIE, J. et al. Bi-sulfide existence in 0Cr18Ni9 steel: correlation with machinability and mechanical properties. **Journal of Materials Research and Technology**, v. 9, p. 9142-9152, ago. 2020. DOI: 10.1016/j.jmrt.2020.06.043

XU, X. et al. Effect of Sn Microalloying on Microstructure of Low-Carbon Free-Cutting Steels. **SSRN Electronic Journal**, jan 2022. DOI: 10.2139/ssrn.4000378

YANG, H.; ZHENG, H.; XHANG, T. A review of artificial intelligent methods for machined surface roughness prediction. **Tribology International**, 199, 2024.

YASHIN, Y. D.; SOLDATKIN, S. A.; CHESKONOV, P. Y. High-Machineability Steels. **Metallurgist**, v. 49, n. 6, p. 236-241, maio 2005. DOI: 10.1007/s11015-005-0084-0

YAZMAN, S. et al. Correlation Between Machinability and Chip Morphology of Austempered Ductile Iron. **Journal of Testing and Evaluation**, 46, n. 3, 2018. 1012-1021. DOI: 10.1520/JTE20160490

ZASLAVSKII, A. Y.; GOL'DSHTEIN, Y. E.; SHENK, R. I. Metallography of steel with selenium, tellurium, and lead. **Met Sci Heat Treat**, v. 9, p. 694-696, set. 1967. DOI: 10.1007/BF00649055

ZIVKOVIC, D. et al. Lead-free free-cutting steels as modern environmentally friendly materials. **Ecologica**, 18, n. 63, jan 2011. 451-456.