

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA MARIA
CENTRO DE TECNOLOGIA
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Maurício Belchor Barcelos

**AVALIAÇÃO DA VIDA DA FERRAMENTA E MECANISMOS DE
DESGASTE NO TORNEAMENTO CONVENCIONAL E DE ALTO
AVANÇO DA ZONA TERMICAMENTE AFETADA PELO CORTE
TÉRMICO PRÉVIO NO AÇO ABNT NBR 6655 GRAU LN 280**

Santa Maria, RS
2022

Maurício Belchor Barcelos

**AVALIAÇÃO DA VIDA DA FERRAMENTA E MECANISMOS DE DESGASTE
NO TORNEAMENTO CONVENCIONAL E DE ALTO AVANÇO DA ZONA
TERMICAMENTE AFETADA PELO CORTE TÉRMICO PRÉVIO
NO AÇO ABNT NBR 6655 GRAU LN 280**

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Área de Concentração em Projeto e Análise de Sistemas Mecânicos, da Universidade Federal de Santa Maria (UFSM, RS), como requisito parcial para obtenção do título de **Mestre em Engenharia Mecânica**.

Orientador: Prof. Cristiano José Scheuer, Dr. Eng.
Coorientador: Prof. Felipe Tusset, Me. Eng.

Santa Maria, RS
2022

BARCELOS, MAURÍCIO BELCHOR
AVALIAÇÃO DA VIDA DA FERRAMENTA E MECANISMOS DE
DESGASTE NO TORNEAMENTO CONVENCIONAL E DE ALTO AVANÇO DA
ZONA TERMICAMENTE AFETADA PELO CORTE TÉRMICO PRÉVIO NO AÇO
ABNT NBR 6655 GRAU LN 280 / MAURÍCIO BELCHOR BARCELOS.-
2022.

122 p.; 30 cm

Orientador: Cristiano José Scheuer
Coorientador: Felipe Tusset
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa
Maria, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica, RS, 2022

1. Torneamento Convencional 2. Torneamento de Alto
Avanço 3. Vida da Ferramenta de Usinagem 4. Acabamento da
Peça I. Scheuer, Cristiano José II. Tusset, Felipe III.
Título.

Sistema de geração automática de ficha catalográfica da UFSM. Dados fornecidos pelo autor(a). Sob supervisão da Direção da Divisão de Processos Técnicos da Biblioteca Central. Bibliotecária responsável Paula Schoenfeldt Patta CRB 10/1728.

Declaro, MAURÍCIO BELCHOR BARCELOS, para os devidos fins e sob as penas da lei, que a pesquisa constante neste trabalho de conclusão de curso (Dissertação) foi por mim elaborada e que as informações necessárias objeto de consulta em literatura e outras fontes estão devidamente referenciadas. Declaro, ainda, que este trabalho ou parte dele não foi apresentado anteriormente para obtenção de qualquer outro grau acadêmico, estando ciente de que a inveracidade da presente declaração poderá resultar na anulação da titulação pela Universidade, entre outras consequências legais.

Maurício Belchor Barcelos

**AVALIAÇÃO DA VIDA DA FERRAMENTA E MECANISMOS DE DESGASTE
NO TORNEAMENTO CONVENCIONAL E DE ALTO AVANÇO DA ZONA
TERMICAMENTE AFETADA PELO CORTE TÉRMICO PRÉVIO
NO AÇO ABNT NBR 6655 GRAU LN 280**

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Área de Concentração em Projeto e Análise de Sistemas Mecânicos, da Universidade Federal de Santa Maria (UFSM, RS), como requisito parcial para obtenção do título de **Mestre em Engenharia Mecânica**.

Aprovado em 14 de setembro de 2022

Prof. Cristiano José Scheuer, Dr. Eng. (UFSM)
(Presidente/Orientador)

Prof. Leandro João da Silva, Dr. Eng. (UFPR)

Prof. Marco Aurélio da Fontoura Gonçalves, Dr. Eng. (UFSM)

Santa Maria, RS

AGRADECIMENTOS

À minha família, em especial aos meus pais Marizete Belchor Barcelos e Valdetar da Silva Barcelos, e minha companheira Carla Carvalho; pelo constante apoio e estímulo para a realização deste trabalho;

À empresa Bruning Tecnometal pelo incentivo à realização deste trabalho, e por dispor a infraestrutura e os materiais necessários para a sua execução;

Ao meu orientador, prof. Cristiano José Scheuer, pela oportunidade e pela atenção e dedicação despendidas na orientação deste trabalho;

Ao meu coorientador, prof. Felipe Tusset, pela proposição do tema de estudo que culminou nesta dissertação, e pelo importante suporte técnico prestado durante a sua execução;

Aos profs. Leandro João da Silva e Marco Aurélio da Fontoura Gonçalves, pelas contribuições realizadas durante avaliação do trabalho;

À UFSM por disponibilizar os equipamentos demandados para as caracterizações, e ao quadro docente do PGMec e PPGEP por compartilhar os seus conhecimentos;

À profa. Natália de Freitas Daudt pelo auxílio prestado na caracterização das arestas de corte das ferramentas utilizando a técnica de microscopia eletrônica de varredura;

Aos meus amigos e à minha irmã que sempre me ajudam, encorajam e participam da minha jornada, dos meus projetos e da minha vida; e,

Por fim, agradeço de coração, a todos que direta ou indiretamente contribuíram para a materialização deste trabalho.

“A tarefa não é tanto ver aquilo que ninguém viu,
mas pensar o que ninguém ainda pensou sobre aquilo que todo mundo vê. ”

Arthur Schopenhauer

RESUMO

AVALIAÇÃO DA VIDA DA FERRAMENTA E MECANISMOS DE DESGASTE NO TORNEAMENTO CONVENCIONAL E DE ALTO AVANÇO DA ZONA TERMICAMENTE AFETADA PELO CORTE TÉRMICO PRÉVIO NO AÇO ABNT NBR 6655 GRAU LN 280

AUTOR: Maurício Belchor Barcelos
ORIENTADOR: Cristiano José Scheuer
COORDENADOR: Felipe Tusset

A vida de ferramenta de corte possui um impacto significativo nos custos finais do produto usinado. Assim, é fundamental que sejam estabelecidos critérios para definir o término da sua vida útil, de modo a mitigar os efeitos do seu desgaste e avarias sobre a qualidade geométrica da peça manufaturada e sobre a integridade da máquina ferramenta, e potencializar o seu uso. Essa necessidade é ainda mais marcante no caso das operações de usinagem em materiais com uma alta densidade de irregularidades geométricas, como aqueles processados previamente por operações de corte térmico, onde a taxa de desgaste da ferramenta é acelerada. Neste sentido, neste trabalho é avaliada, de maneira comparativa, a vida da ferramenta e os mecanismos de desgaste no torneamento convencional e de alto avanço de buchas de aço ABNT NBR 6655 grau LN280, perfiladas previamente por corte térmico a plasma. Os ensaios de usinabilidade foram realizados empregando ferramentas de metal duro classe P nas geometrias trigonal para a ferramenta convencional, e rômboico para a ferramenta de alto avanço. Ambas as ferramentas são constituídas por revestimento triplex a base de $TiCN+Al_2O_3+TiN$ depositados sobre o flanco, e duplex a base de $TiCN+Al_2O_3$ aplicados sobre a superfície de saída. Para a avaliação do desempenho de ambas as ferramentas, fixou-se um valor padrão de profundidade de corte (1,5 mm) e foram variadas em três níveis a velocidade de corte (140, 160 e 200 m/min) e o avanço (0,2; 0,3 e 0,4 mm/rev, para o torneamento convencional, e 0,5; 0,75 e 0,82 mm/rev para o torneamento de alto avanço). O critério de fim de vida da ferramenta de corte foi estabelecido segundo indicação da norma ISO 3685 ($V_B = 0,6$ mm). O desempenho das ferramentas foi avaliado fundamentalmente pela análise comparativa entre as taxas de desgaste das ferramentas e acabamento da peça usinada. O desgaste foi determinado pela medição da extensão da avaria promovida no flanco da ferramenta utilizando técnicas de microscopia, ao passo que o acabamento foi determinado por medidas de rugosidade média utilizando um rugosímetro com contato. De forma a apoiar a discussão dos resultados do ensaio de usinabilidade, as seções transversal e superfície das buchas após corte término foram caracterizadas metalograficamente utilizando microscopia óptica, e por medidas de microdureza e de tensão residual. Os resultados da caracterização preliminar da bucha, mostram que o corte térmico promove modificações na microestrutura da aresta de corte, e no perfil de microdureza e de tensão residual desta. Os resultados dos ensaios de usinabilidade revelam que a ferramenta de alto avanço apresenta melhor desempenho ao desgaste (maior vida). A avaliação do acabamento das superfícies usinadas revela que, isolando-se o efeito da geometria da ferramenta e avanço adotados, a rugosidade média cresce à uma mesma taxa com o desgaste da ferramenta convencional e de alto avanço. Os mecanismos de desgaste são os mesmos nas ferramentas convencionais e de alto avanço: abrasivo na superfície de folga (flanco), e adesivo na superfície de saída. Dessa forma, fica comprovada a superioridade do torneamento de alto avanço em relação ao convencional, para as condições de usinagem aqui avaliadas.

Palavras-chave: Torneamento Convencional. Torneamento de Alto Avanço. Vida da Ferramenta de Usinagem, Acabamento da Peça.

ABSTRACT

ASSESSMENT OF TOOL LIFE AND WEAR MECHANISMS IN CONVENTIONAL AND PRIME TURNING OF THE THERMALLY AFFECTED ZONE BY PREVIOUS THERMAL CUTTING IN ABNT NBR 6655 GRAU LN 280 STEEL

AUTHOR: Maurício Belchor Barcelos

ADVISOR: Cristiano José Scheuer

CO-ADVISOR: Felipe Tusset

Cutting tool life has a significant impact on the final costs of the machined product. Thus, it is essential that criteria be established to define the end of its useful life, in order to mitigate the effects of wear and damage on the geometric quality of the manufactured part and on the machine integrity, and to enhance its use. This need is even more pronounced in the case of machining operations of materials with a high density of geometric irregularities, such as those previously processed by thermal cutting operations, where the rate of tool wear is accelerated. This work comparatively evaluates the tool life and wear mechanisms in conventional and prime turning of ABNT NBR 6655 grade LN280 steel bushings, previously profiled by thermal plasma cutting. Machinability tests were performed using class P carbide tools in trigonal geometries for the conventional tool, and rhombic for the prime turning tool. Both tools consist of a triplex coating based on $\text{TiCN}+\text{Al}_2\text{O}_3+\text{TiN}$ deposited on the flank, and duplex coating based on $\text{TiCN}+\text{Al}_2\text{O}_3+\text{TiN}$ applied on the exit surface. To evaluate the performance of both tools, a standard value of cutting depth was set (1.5 mm) and varied in three levels the cutting speed (140, 160 and 200 m/min) and feed (0.2; 0.3 and 0.4 mm/rev, for conventional; and 0.5; 0.75 and 0.82 mm/rev for prime turning). The end-of-life criterion of the cutting tool was established according to the ISO 3685 standard ($\text{VB} = 0.6$ mm). The performance of the tools was fundamentally evaluated by the comparative analysis between the its wear rates and the finish of the machined part. Wear was determined by measuring the extent of damage on the tool flank using microscopy techniques; while finish was determined by average roughness measurements using a contact surface roughness meter. In order to support the discussion of the machinability test results, the cross sections and surface of the bushings after heat cutting were characterized metallographically using optical microscopy, and by microhardness and residual stress measurements. The results of the preliminary characterization of the bushing show that thermal cutting promotes changes in the microstructure, microhardness and residual stress profile of the cutting edge. The results of the machinability tests reveal that the high feed tool presents better wear performance (longer life). Evaluation of the machined surfaces finish reveals that, isolating the effect of the adopted tool geometry and feed, the average roughness grows at the same rate with the wear of the conventional and high feed tool. The wear mechanisms are the same in conventional and prime turning tools: abrasive on the flank surface, and adhesive on the exit surface. Therefore, the superiority of prime over conventional turning is proven, for the machining conditions evaluated here.

Keywords: Conventional Turning. Prime Turning. Machining Tool Life. Part Finishing.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Ilustração esquemática do processo de torneamento, e indicação de seus elementos e variáveis.	21
Figura 2 – Elementos da cunha de corte de uma ferramenta de torneamento	22
Figura 3 – Representação das condições de corte para a operação de torneamento.	24
Figura 4 – (a) Representação dos ângulos de saída e de folga, (b) do ângulo de posição,.....	25
Figura 5 – (a) Modelo simplificado e (b) realista do mecanismo de formação do cavaco.....	26
Figura 6 – Formas mais usuais de cavacos formados durante a usinagem de metais: (a) descontínuo, (b) contínuo, (c) contínuo com aresta postiça de corte, e (d) segmentado.	27
Figura 7 – Representação da força de usinagem na operação de torneamento, e suas diversas componentes.	29
Figura 8 – Representação esquemática de uma ferramenta de corte desgastada, indicando os mecanismos de desgaste e os locais de ocorrência.	30
Figura 9 – Evolução dos mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte e de seus parâmetros de influência (velocidade de corte, velocidade de avanço, etc.).	32
Figura 10 – Efeito da ação simultânea da velocidade de corte e do avanço sobre os modos de falha das ferramentas de corte	33
Figura 11 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta de corte em função do tempo de usinagem.	34
Figura 12 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta de corte em função do tempo de usinagem empregando-se três valores distintos de velocidade de corte.....	35
Figura 13 – Velocidade de corte <i>versus</i> a vida da ferramenta de corte.	36
Figura 14 – Comparativo dos componentes da força de usinagem (a) no torneamento convencional, e (b) no torneamento de alto avanço.	37
Figura 15 – Indicadores de qualidade do processo PAC.....	43
Figura 16 – Micrografia de uma camada superficial de aço carbono cortada por PAC.....	44
Figura 17 – Buchas suporte do mancal.....	45
Figura 18 – Esquema do processo de fabricação das buchas. A bucha em (b) deve apresentar uma superfície livre de carepas; e em (c) uma rugosidade média máxima de 3.2 μm nas superfícies interna e externa.	46
Figura 19 – Peça conceito (buchas). Dimensões: $\varnothing_{\text{interno}}$ 50 mm, $\varnothing_{\text{externo}}$ 125 mm, e espessura de 25 mm.	47
Figura 20 – Fluxograma do modelo experimental.....	48
Figura 21 – Característica geométrica dos insertos utilizados nas operações de torneamento convencional.	51

Figura 22 – Características geométricas dos porta-ferramentas utilizados nas operações de torneamento (a) convencional e (b) de alto avanço.	51
Figura 23 – Característica geométrica dos insertos utilizados nas operações de torneamento de alto avanço.	52
Figura 24 – Fotografia do centro de torneamento adotado para realização das operações de torneamento	52
Figura 25 – Fixação da peça na placa em dois estágios (operação 1 e operação 2).	53
Figura 26 – Trajetória da ferramenta na usinagem em torneamento convencional.	54
Figura 27 – Trajetória da ferramenta na usinagem em torneamento de alto avanço.	54
Figura 28 – Dimensões finais requisitadas após torneamento para a bucha Cód. 4194353C. .	55
Figura 29 – Microestruturas das seções transversal, longitudinal e superficial da placa	59
Figura 30 – Padrões de DRX determinados a partir das seções transversal, longitudinal e superficial	60
Figura 31 – Curvas tensão-deformação de engenharia para corpos de prova extraídos nas seções (a) transversal e (b) longitudinal da placa de aço ABNT NBR 6655 grau LN280. Em (c) é mostrado o comparativo entre as curvas.	61
Figura 32 – Micrografia da seção transversal da bucha de ABNT NBR 6655 grau LN280	63
Figura 33 – Micrografia da seção superficial da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280.	64
Figura 34 – Perfil de microdureza com medidas realizadas nas seções transversal e superficial da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280 junto à aresta de corte do seu diâmetro externo.	65
Figura 35 – Evolução da tensão residual ao longo das seções transversal e superficial da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280 junto à aresta de corte do seu diâmetro externo.	66
Figura 36 – Topografia da superfície resultante do corte a plasma nas regiões (a) da borda superior e (b) inferior de corte da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280, junto à aresta de corte do seu diâmetro externo.	67
Figura 38 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta convencional em função do número de buchas usinadas, para as diferentes velocidades de corte e avanços de (a) 0,2; (b) 0,3 e (c) 0,4 mm/rev.	70
Figura 39 – Fotomicrografias ilustrando o desgaste de flanco sofrido pela ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado,	71
Figura 40 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,4 mm/rev.	73
Figura 41 – Mapas de composição química complementares indicando a presença de tungstênio junto a marca de desgaste na superfície (a) de folga, (b) e (c) de saída da ferramenta da Figura 42.	74

- Figura 42 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pela superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,4 mm/rev..... 75
- Figura 43 – Evolução da rugosidade média (Ra) em função do número de buchas usinadas, para as diferentes velocidades de corte e avanços de (a) 0,2; (b) 0,3 e (c) 0,4 mm/rev, no torneamento convencional. 76
- Figura 44 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta de alto avanço em função do número de buchas usinadas, para as diferentes velocidades de corte e avanços de (a) 0,5; (b) 0,75 e (c) 0,82 mm/rev..... 78
- Figura 45 – Fotomicrografias ilustrando o desgaste de flanco sofrido pela ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado,..... 79
- Figura 46 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,82 mm/rev..... 80
- Figura 47 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,82 mm/rev..... 81
- Figura 48 – Evolução da rugosidade média (Ra) em função do número de buchas usinadas, para as diferentes velocidades de corte e avanços de (a) 0,5; (b) 0,75 e (c) 0,82 mm/rev no torneamento de alto avanço. 82
- Figura 49 – Taxa de desgaste da ferramenta (desgaste de flanco pelo número de peças usinadas) em função da velocidade de corte para os diferentes avanços adotados no torneamento (a) convencional e (b) de alto avanço. 84
- Figura 50 – Curva de vida da ferramenta para o torneamento convencional e de alto avanço.85
- Figura 51 – Comparação das curvas de Taylor obtidas para o torneamento convencional e de alto avanço. 86
- Figura 51 – Profundidade de corte da ferramenta de usinagem convencional (a) e ferramenta de alto avanço (b). 87
- Figura 52 – Rugosidade média em função do desgaste de flanco da ferramenta no torneamento convencional e de alto avanço 88
- Figura 53 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta convencional em função do número de buchas usinadas, empregando a velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,2 mm/rev..... 98
- Figura 54 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta convencional em função do número de buchas usinadas, empregando a velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,5 mm/rev..... 98

- Figura 55 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,2 mm/rev..... 99
- Figura 56 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,3 mm/rev..... 100
- Figura 57 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,4 mm/rev..... 101
- Figura 58 – Fotomicrografias e mapas composicionais os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,2 mm/rev..... 102
- Fonte: O autor. Figura 59 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,3 mm/rev..... 102
- Figura 60 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,4 mm/rev..... 104
- Figura 61 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,2 mm/rev..... 105
- Figura 62 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,3 mm/rev..... 106
- Figura 63 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,2 mm/rev..... 107
- Figura 64 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,3 mm/rev..... 108

- Figura 65 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,4 mm/rev. 109
- Figura 66 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,2 mm/rev. 110
- Figura 67 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,3 mm/rev. 111
- Figura 68 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,4 mm/rev. 112
- Figura 69 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,2 mm/rev. 113
- Figura 70 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,3 mm/rev. 114
- Figura 71 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,5 mm/rev. 115
- Figura 72 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,75 mm/rev. 116
- Figura 73 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,82 mm/rev. 117
- Figura 74 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,5 mm/rev. 118

- Figura 75 – Fotomicrografias e mapas composicionais s ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,75 mm/rev..... 119
- Figura 76 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,82 mm/rev..... 120

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Classificação, composição química e propriedades mecânicas dos aços carbono ligados ao manganês.	40
Tabela 2 – Condições de realização do corte a plasma.	48
Tabela 3 – Composição química (em %wt.) do aço ABNT NBR 6655 grau LN280 – dados fornecidos pela Gerdau.	49
Tabela 4 – Propriedades mecânicas do aço ABNT NBR 6655 grau LN 280 – dados fornecidos pela Gerdau.	49
Tabela 5 – Condições de corte adotadas nos experimentos realizados.	56
Tabela 6 – Comparativo dos valores da composição química (em %wt.) real (medida) e nominal (norma e catálogo do fabricante) do aço ABNT NBR 6655 grau LN280.	58
Tabela 7 – Propriedades mecânicas do ABNT NBR 6655 grau LN280 determinadas a partir das curvas tensão-deformação de engenharia apresentadas na Figura 31 (a) e (b).	62
Tabela 8 – Equações da taxa de desgaste para as diferentes condições de corte e estratégias de torneamento.	85
Tabela 9 – Equações de Taylor para as diferentes condições de corte e estratégias de torneamento avaliadas.	86
Tabela 10 – Equações que governam o aumento da rugosidade média com o incremento do desgaste de flanco das ferramentas convencional e de alto avanço.	89
Tabela 11 – Valores dos coeficientes da equação de Taylor determinados para todas as condições avaliadas.	122

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

APC	Aresta postiça de corte
ARBL	Aços de alta resistência e baixa liga
CNC	Controle Numérico Computadorizado
CVD	<i>Chemical Vapor Deposition</i> (Deposição química em fase de vapor)
IME	Intervalo de Máxima Eficiência
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
EDS	<i>Energy Dispersive Spectroscopy</i> (Espectrômetro de energia dispersiva)
OES	<i>Optical Emission Spectroscopy</i> (espectroscopia de emissão óptica)
PAC	<i>Plasma Arc Cutting</i> (Corte por arco plasma)
ZACT	Zona Afetada pelo Corte Térmico

LISTA DE SÍMBOLOS

A_α	Superfícies principal de corte
A'_α	Superfícies secundária de corte
A_γ	Superfície de saída
a_p	Profundidade de corte (mm)
D_i	Diâmetro inicial da superfície usinada (mm)
D_f	Diâmetro final da superfície usinada (mm)
f_n	Avanço (mm/rot)
f	Passo da linha de arrasto da microgeometria do corte PAC
F_{ap}	Força de apoio (N)
F_c	Força de corte (N)
F_f	Força de avanço (N)
F_p	Força passiva (N)
F_t	Força ativa (N)
F_u	Força de usinagem (N)
K_d	Largura inferior do rasgo de corte (mm)
K_t	Largura superior do rasgo de corte (mm)
l_n	Comprimento de avaliação da rugosidade (mm)
n	Rotação da peça (rpm)
n	Arrasto da microgeometria do corte PAC
N	Número de peças usinadas
P_c	Potência de corte (kW)
P_f	Potência de avanço (kW)
r_ϵ	Raio de ponta
R_a	Rugosidade média (μm)
S	Aresta principal de corte
S'	Aresta secundária de corte
S_w	Espaçamento entre ondulações (μm)
T	Vida da ferramenta (min)
v_c	Velocidade de corte (mm/min)
v_f	Velocidade de avanço (mm/min)
V_B	Desgaste de flanco (mm)
V_{BN}	Desgaste de entalhe (mm)
V_{BC}	Desgaste de ponta (mm)
W_t	Altura de ondulações (μm)
γ	Ângulo de saída
χ	Ângulo de posição
α	Ângulo de folga
ϕ	Ângulo de cisalhamento
θ	Ângulo de conicidade do 'rasgo' de corte ($^\circ$)

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	OBJETIVOS.....	18
1.1.1	Objetivo geral	18
1.1.2	Objetivos específicos.....	18
1.2	JUSTIFICATIVA.....	19
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	20
2.1	FUNDAMENTOS DO PROCESSO DE TORNEAMENTO.....	21
2.1.1	Descrição sumária da geometria da ferramenta de torneamento.....	22
2.1.2	Variáveis envolvidas no processo de torneamento.....	23
2.1.3	Mecanismos de formação e tipos de cavaco	26
2.1.4	Força e potência de usinagem	28
2.1.5	Avarias e desgaste das ferramentas de usinagem	29
2.1.6	Vida da ferramenta de usinagem	34
2.1.7	Torneamento convencional <i>versus</i> torneamento de alto avanço	36
2.2	AÇOS BAIXO-CARBONO LIGADOS AO MANGANÊS.....	38
2.2.1	Características básicas dos aços-carbono ligados ao manganês.....	38
2.2.2	Usinabilidade dos aços-carbono ligados ao manganês.....	40
2.2.3	Efeito do corte térmico sobre as características superficiais dos aços	42
3	MATERIAIS E MÉTODOS	45
3.1	DESCRIÇÃO DO COMPONENTE	45
3.2	DESCRIÇÃO DO MATERIAL	49
3.3	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL APÓS CORTE TÉRMICO.....	49
3.4	DESCRIÇÃO DA FERRAMENTA DE CORTE	50
3.5	DESCRIÇÃO DA MÁQUINA-FERRAMENTA E CONDIÇÕES DE FIXAÇÃO ..	52
3.6	ESTRATÉGIAS DE TORNEAMENTO ADOTADAS	53
3.7	DELINEAMENTO EXPERIMENTAL – TORNEAMENTO	55
3.8	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL APÓS TORNEAMENTO	56
3.9	CARACTERIZAÇÃO DAS FERRAMENTAS APÓS TORNEAMENTO	57
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	58
4.1	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL	58
4.1.1	Caracterização do material de partida	58
4.1.2	Caracterização do material após corte térmico.....	62
4.1.3	Conclusões parciais da seção	67
4.2	ENSAIOS DE USINABILIDADE.....	68
4.2.1	Ferramenta convencional	69
4.2.2	Ferramenta de alto avanço.....	77
4.2.3	Comparativo do desempenho da ferramenta convencional e de alto avanço.....	83
4.2.4	Conclusões parciais da seção	89
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	90
5.1	CONCLUSÕES.....	90
5.2	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS.....	91
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	92
	APÊNDICE A: RESULTADOS PRELIMINARES DAS MEDIÇÕES DE V_B	98
	APÊNDICE B: MECANISMOS DE DESGASTE NA FERRAMENTA	99
	APÊNDICE C: DETERMINAÇÃO DOS COEFICIENTES DA EQUAÇÃO DE TAYLOR	121

1 INTRODUÇÃO

As operações de corte constituem uma parte essencial da rota de fabricação de componentes produzidos a partir de metais ferrosos. Estes processos permitem a transformação das placas metálicas fornecidas pelas usinas siderúrgicas (com dimensões padronizadas), em peças com geometrias específicas para serem processadas por outras técnicas de fabricação (ANDRÉS *et al.*, 2016).

Entre as diferentes técnicas de corte atualmente disponíveis, os processos de corte térmico desempenham um papel de destaque devido à gama de aplicações às quais estes podem ser especificados. Dentro desta categoria, existe um leque de opções de processos, os quais são selecionados, principalmente, em função das dimensões das peças à serem cortadas, perfil do corte, classe de material e custos operacionais.

Nas últimas décadas o aumento da demanda por chapas grossas devido ao acréscimo das dimensões das estruturas de engenharia, tem renovado o interesse em relação ao processo de corte a plasma (do inglês, *Plasma Arc Cutting – PAC*) (OSAW *et al.*, 2013). Este processo é usualmente utilizado em operações de corte bidimensional (2D) de peças espessas, apresentando grande versatilidade e alta taxa de produção, além da facilidade de execução e baixo custo quando comparado aos processos concorrentes de corte por jato d'água abrasivo, oxicorte e laser (CHAMARTHI *et al.*, 2013; BALASUNDARAM; KARTHIKEYAN, 2018; NEDIC *et al.*, 2013).

A aplicação do processo PAC também exhibe limitações, constituindo a principal delas as alterações produzidas na estrutura cristalina do material na região subjacente ao corte, devido ao efeito do calor aportado face às altas temperaturas necessárias para a sua realização (ALDAZABAL *et al.*, 2018, MARTÍN-MEIZOSO *et al.*, 2018).

As modificações produzidas pelo referido processo não se limitam à sub-superfície das arestas de corte no metal, modificando também a topografia da sua superfície (WOOD, 1994). Essas mudanças resultam em variações locais na rugosidade e textura superficial, e nas propriedades mecânicas da zona afetada pelo corte térmico (ZACT); devido à introdução/modificação dos perfis de tensões residuais nas áreas próximas as arestas de corte (THOMAS, 2011; KIRKPATRICK, 1994). Outrossim, essa região torna-se um local propenso à iniciação de trincas de fadiga, que ao longo do tempo podem propagar-se levando a falhas catastróficas (MEURLING, 2001).

Em virtude disso, no caso de componentes estruturais, torna-se necessária a realização

de operações de pós-processamento, de modo a remover parcial ou totalmente a ZACT, e melhorar o acabamento superficial e desempenho. Entretanto, a execução do processo ulterior de fabrico também é influenciada pelas características da ZACT (STEUER *et al.*, 2018), sendo que no caso específico das operações de corte com ferramentas de geometria definida, tem-se uma redução significativa na vida útil da ferramenta (KIM *et al.*, 2020).

Embora o processo PAC seja de aplicação comum no setor metalmeccânico e largamente estudado em investigações acadêmicas; ainda existem algumas lacunas tecnológicas a serem contempladas envolvendo a sua utilização, requerendo que estudos adicionais sejam conduzidos no tema.

Neste sentido, mapeando-se os processos produtivos da empresa Bruning Tecnometal, identificou-se que o maior consumo de ferramentas de corte ocorre em operações de usinagem de buchas utilizadas como suporte de mancais que integram implementos agrícolas e rodoviários. Tais buchas são “recortadas”, a partir de chapas grossas laminadas a quente de aços estruturais de média resistência, utilizando o processo PAC. Devido ao baixo acabamento dimensional e geométrico resultante do corte a plasma, as buchas são submetidas a operação de torneamento de acabamento dos diâmetros internos e externos. Como as profundidades de usinagem adotadas são inferiores à extensão da ZACT, os defeitos existentes na zona promovem um rápido desgaste da ferramenta durante a operação. Visando contribuir com este tópico, nesta pesquisa é estudado o desempenho da ferramenta de corte no torneamento convencional e de alto avanço do referido componente.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 **Objetivo geral**

Este trabalho tem como objetivo avaliar a vida da ferramenta e os mecanismos de desgaste no torneamento convencional e de alto avanço a partir da ZACT produzida no aço ABNT NBR 6655 grau LN280 pelo processo PAC em operação de corte térmico prévio.

1.1.2 **Objetivos específicos**

Para atender ao seu propósito principal, os seguintes objetivos específicos deverão ser atingidos:

- Mapear os processos de corte a plasma e torneamento quanto aos parâmetros e

- consumíveis utilizados na produção de cada dimensão de peças de referência adotada;
- Caracterizar as alterações superficiais (rugosidade e topografia) e subsuperficiais (microestrutura, tensão residual e microdureza) das camadas fundidas;
 - Selecionar a classe e geometria da ferramenta de corte, os parâmetros de corte e as estratégias de torneamento a serem aplicadas;
 - Avaliar a evolução do desgaste de flanco da ferramenta selecionada em função dos parâmetros de corte adotados no torneamento convencional e de alto avanço;
 - Identificar o efeito do desgaste da ferramenta de corte sobre o acabamento dimensional das peças usinadas;
 - Determinar a curva de vida da ferramenta, avaliada no torneamento convencional e de alto avanço;
 - Investigar as avarias e os mecanismos de desgaste (abrasão, adesão, etc.) atuantes sobre a ferramenta durante as operações de torneamento convencional e de alto avanço; e,

1.2 JUSTIFICATIVA

Os aspectos relacionados ao efeito das características da ZACT produzida pelo corte térmico sobre a vida da ferramenta e seus mecanismos de desgaste em operações subsequentes de usinagem, foram pouco explorados na literatura. Dessa forma, tais aspectos precisam ser mapeados, investigados e entendidos, justificando assim a realização deste trabalho. Além de permitir o avanço científico e tecnológico do tema, os resultados obtidos a partir da realização deste trabalho possibilitarão chegar-se à uma nova conjuntura embasada em dados para testes e tomadas de decisões quanto a ferramental e matéria prima.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O termo usinagem é empregado para designar um agrupamento de operações de fabricação por meio das quais a geometria, dimensões e acabamento final de uma peça são alcançados pela remoção de material na forma de cavaco, predominantemente, através de deformação por cisalhamento, a partir de uma pré-forma sólida inicial (FERRARESI, 2003). As operações de usinagem podem ser divididas em duas categorias: usinagem de desbaste e de acabamento. A usinagem de desbaste promove a remoção de um volume grande de material, a fim de produzir na peça uma forma próxima a final (*near net shape*), deixando sobremetal suficiente para uma operação subsequente de acabamento. A usinagem de acabamento, por sua vez, destina-se a obtenção da forma final da peça (*net shape*), seguindo o toleranciamento dimensional e geométrico estipulado. Entretanto, os processos de usinagem são geralmente realizados após outras operações de fabricação, tais como fundição ou conformação volumétrica. Estes processos produzem a forma geral da peça bruta, e as operações de usinagem fornece o acabamento (GROOVER, 2014).

A usinagem é reconhecidamente o processo de fabricação mais popular do mundo (MACHADO *et al.*, 2011). Especula-se que a revolução industrial e, conseqüentemente, o desenvolvimento e crescimento da indústria manufatureira mundial em parte deve-se ao desenvolvimento das operações de usinagem (GROOVER, 2014). De forma corrente, pesquisas indicam que 15% do valor global dos produtos fabricados está relacionado ao custo dispendido com as operações de usinagem de seus componentes (TRENT; WRIGHT, 2000). Além disso, os gastos anuais vinculados à aquisição/ manutenção de máquinas-ferramentas e, principalmente, da substituição de ferramentas de corte avariadas/ desgastadas somam cifras vultosas em países industrialmente desenvolvidos (CHILDS *et al.*, 2000). Embora estes dados sejam pregressos, tendências crescentes são apontadas pelos referidos autores e, provavelmente, estas projeções são confirmadas no cenário atual. Neste sentido, se forem considerados ainda outros fatores como o impacto social e econômico dos empregos gerados somado aos desenvolvimentos tecnológicos produzidos pelos avanços alcançados pela indústria de usinagem, a importância deste processo se intensifica.

As operações de usinagem são classificadas de forma ampla em duas categorias distintas: processos convencionais e não convencionais (DINIZ *et al.*, 2013). Os processos convencionais são caracterizados por promoverem a remoção do cavaco por ação mecânica de uma ferramenta afiada, ou de partículas abrasivas; ao passo que os processos não convencionais utilizam várias formas de energia (química, térmica, elétrica, cinética ou uma combinação

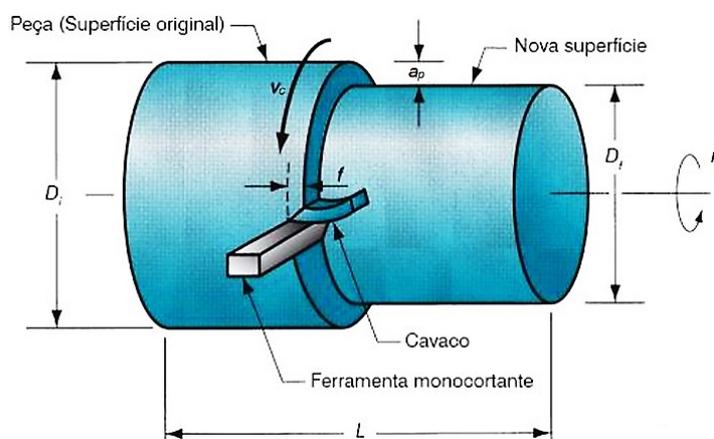
destas), mas não fazem uso de uma ferramenta ou abrasivos (KONIG, 1997). Os processos convencionais são ainda segmentados em dois agrupamentos, sendo subdivididos em função do tipo de ferramenta que empregam: ferramenta com geometria definida e não definida. Essa distinção se dá em função da capacidade de caracterização da aresta de corte no primeiro agrupamento de processos, e da impossibilidade de fazê-la no segundo grupo. Neste último caso, a usinagem se dá por meio da ação de partículas abrasivas constituídas por inúmeras e distintas arestas cortantes (FERRARESI, 2003).

Os processos abrasivos são utilizados essencialmente em operações de acabamento de superfícies planas e cilíndricas. Já os processos que utilizam ferramentas com gume definido são empregados tanto em operações de desbaste quanto de acabamento de componentes com geometrias qualquer (DINIZ *et al.*, 2013). Entre as operações mais empregadas de usinagem com ferramenta de geometria definida pode-se citar o torneamento, fresamento e furação. O torneamento é utilizado especificamente para a produção de peças com superfície de revolução (FERRARESI, 2003), e por ser de interesse nesse trabalho será brevemente descrito na sequência.

2.1 FUNDAMENTOS DO PROCESSO DE TORNEAMENTO

O torneamento, ilustrado esquematicamente na Figura 1, corresponde a um processo mecânico de usinagem destinado à obtenção de superfícies de revolução. Neste caso, a ferramenta monocortante atua longitudinalmente sobre a superfície da peça removendo cavacos em um ponto único; enquanto a peça é rotacionada em torno do seu eixo de revolução (GROOVER, 2014).

Figura 1 – Ilustração esquemática do processo de torneamento, e indicação de seus elementos e variáveis.



Fonte: Groover (2014).

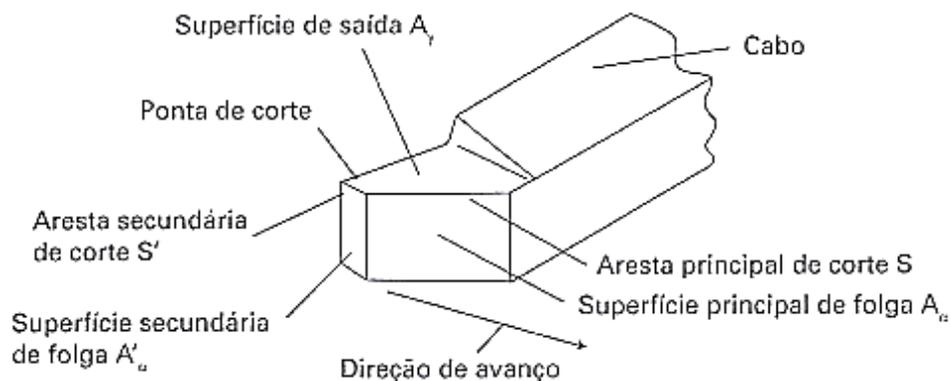
No torneamento o movimento que produz a velocidade de corte (v_c) é fornecido pela rotação (n) da peça, e o avanço (f) é efetuado pelo movimento simultâneo da ferramenta de corte, em uma trajetória coplanar ao eixo de rotação da peça. A profundidade de corte (a_p) é definida pela metade da diferença entre o diâmetro inicial (D_i) da superfície original, e o diâmetro final (D_f) da superfície usinada (GROOVER, 2014).

2.1.1 Descrição sumária da geometria da ferramenta de torneamento

A geometria da ferramenta de torneamento tem influência marcante sobre a usinagem dos materiais. Preliminarmente é importante clarificar que esta é constituída por uma parte ativa, que é constituída pela sua cunha de corte. A parte ativa da ferramenta é construída ou fixada sobre um porta-ferramenta (parte inativa), através do qual a mesma é acoplada na máquina-ferramenta (FERRARESI, 2003).

A parte ativa da ferramenta de torneamento é composta pelas superfícies principal e secundária de corte (nesta ordem, A_α e A'_α) e pela superfície de saída (A_γ) (Figura 1). A confluência entre A_α , A'_α e A_γ forma a cunha de corte da ferramenta. A A_α é aquela que defronta com a superfície em usinagem, enquanto que A'_α defronta com a superfície usinada, ao passo que A_γ corresponde aquela sobre a qual o cavaco é formado e através da qual este escoa. A aresta principal de corte (S) é formada pela interseção entre A_α e A_γ , e a aresta secundária de corte (S') pela junção A'_α e A_γ . A ponta de corte corresponde aquela sobre a qual convergem as S e S' (MACHADO *et al.*, 2011).

Figura 2 – Elementos da cunha de corte de uma ferramenta de torneamento



Fonte: Machado *et al.* (2011)

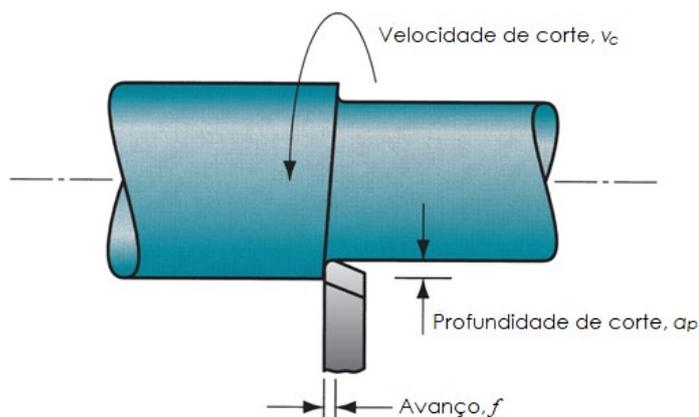
2.1.2 Variáveis envolvidas no processo de torneamento

As variáveis independentes envolvidas no processo de torneamento correspondem aquelas relacionadas à ferramenta de corte (geometria, material e acabamento), material em usinagem (microestrutura e propriedades mecânicas), fluido de corte (tipos, constituição e formas de aplicação), e as condições de corte (velocidade de corte, velocidade de avanço – v_f , e profundidade de corte).

Em relação às condições de corte (ilustradas esquematicamente na Figura 3), que constituem variáveis de interesse neste trabalho, sabe-se que para efetuar a usinagem é necessário que seja executado um movimento relativo entre a ferramenta e a peça. O movimento primário é realizado a uma determinada v_c , que no torneamento é proporcional à rotação impressa no eixo árvore do torno e ao D_i . Além disso, a ferramenta deve ser movimentada no sentido longitudinal da peça, correspondendo ao f o valor métrico do deslocamento da ferramenta a cada rotação da peça, e v_f a velocidade de avanço, a qual no torneamento é proporcional ao produto entre f e n . A outra dimensão do corte constitui a penetração da ferramenta de corte abaixo da superfície original da peça, a qual corresponde ao a_p . Estes parâmetros em conjunto definem as três dimensões da peça torneada, e a taxa de remoção de material na unidade de tempo (GROOVER, 2014).

A v_c constitui o parâmetro que possui maior efeito sobre a vida da ferramenta de corte, e sobre a eficiência da operação de usinagem. Nas operações de desbaste, empregam-se valores baixos de v_c para aumentar a vida útil da ferramenta, reduzir a potência necessária ao corte (P_c) e, conseqüentemente, o consumo de energia durante o processo. Nas operações de acabamento, empregam-se valores elevados de v_c , de modo a alcançar valores satisfatórios de acabamento em um curto período de operação. O f e a v_f contribuem com a P_c e o acabamento da peça usinada, sendo que a P_c sofre redução com o acréscimo dos seus valores, e o acabamento melhora com o decréscimo. Maiores valores de f também promovem um incremento na espessura do cavaco, gerando um decréscimo da pressão específica efetuada pela peça sobre a aresta de corte da ferramenta reduzindo a probabilidade de ocorrência de avarias. A a_p , por sua vez, influi somente sobre a taxa de remoção de material, sendo recomendado a utilização de valores elevados para aumentar a eficiência do processo, desde que essa ação não interfira sobre o acabamento da peça (FITZPATRICK, 2013).

Figura 3 – Representação das condições de corte para a operação de torneamento.

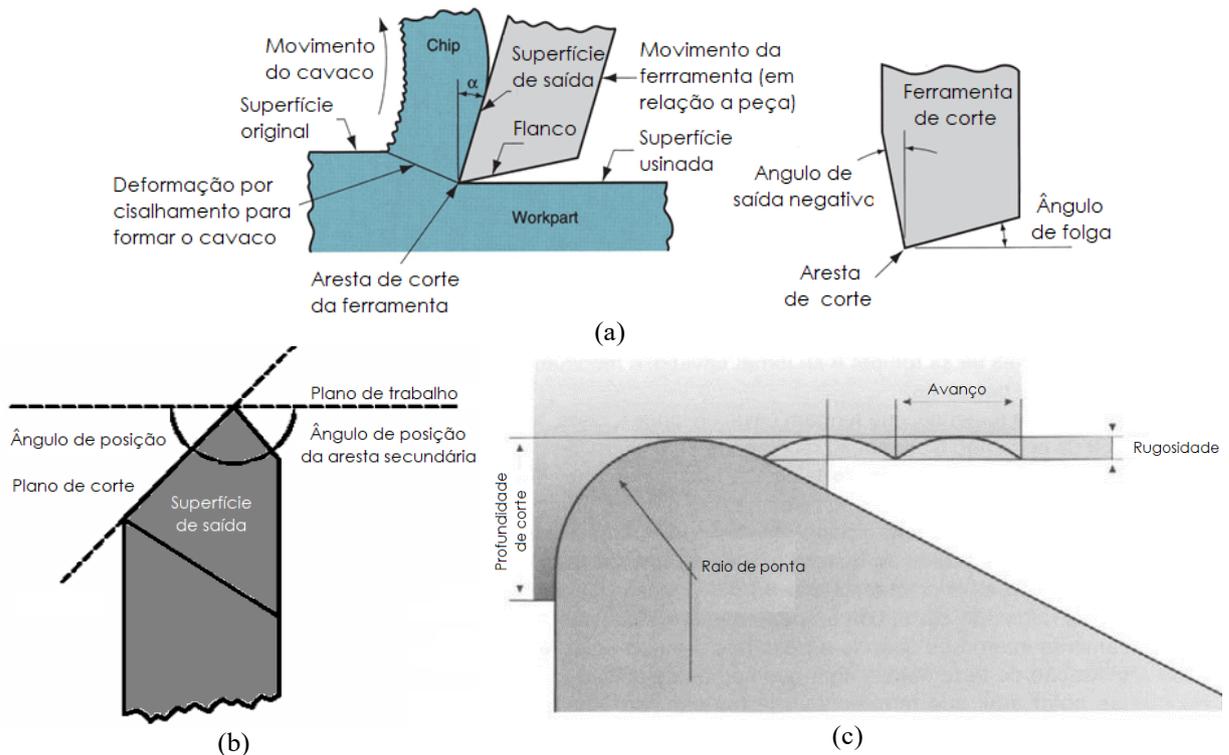


Fonte: Groover (2014).

Em relação à geometria da ferramenta de corte, que constitui outro parâmetro de interesse neste trabalho, destaca-se que todas as ferramentas de corte compartilham quatro características comuns, que são o ângulo de saída (γ), ângulo de posição (χ), raio de ponta (r_ϵ) e ângulo de folga (α) (Figura 4). Cada uma destes parâmetros constitui a base da geometria de uma ferramenta de corte e, em função disso, deverão ser apropriadamente selecionados para maximizar a eficiência do processo e a vida útil da ferramenta (DINIZ *et al.*, 2013).

O ângulo α , cujos valores situam-se usualmente entre 5° a 20° , orienta a superfície de folga da ferramenta, fornecendo um espaçamento entre o seu flanco e a superfície de trabalho recém usinada, protegendo esta em relação a abrasão que promovida por aquele, que poderia prejudicar o seu acabamento. O ângulo γ orienta a superfície de saída da ferramenta, a qual direciona o fluxo de cavaco formado. O γ pode ser negativo ou positivo (entre -8° a 20°), sendo que quanto maior for o seu valor, menor é o trabalho de dobramento e encruamento do cavaco, e menor é o valor de P_c para efetuar o corte. A redução de γ para ângulos negativos, em contrapartida, aumenta a rigidez da cunha de corte, e também auxilia na quebra do cavaco, reduzindo o desgaste na superfície de saída da ferramenta. O ângulo χ atua sobre a distribuição de tensões sobre a aresta de corte, interfere sobre a direção de saída do cavaco e sobre a rigidez da cunha de corte, sendo que seus valores geralmente variam no intervalo entre 45° a 95° . O r_ϵ interfere sobre a resistência da ponta de corte da ferramenta, sendo que quanto maior for o seu valor, mais rígida será a ferramenta. Porém, o seu acréscimo gera dano ao acabamento, uma vez que causa vibrações devido ao aumento da força passiva (vide tópico 2.1.3). Seus valores situam-se geralmente no intervalo entre 0,2 mm a 2,4 mm (FITZPATRICK, 2013, GROOVER, 2014, MACHADO *et al.*, 2011).

Figura 4 – (a) Representação dos ângulos de saída e de folga, (b) do ângulo de posição, e (c) do raio de ponta da ferramenta de corte.



Fonte: (a) Groover (2014), (b) Ferraresi (2003) e (c) Diniz *et al.* (2013).

Para cada geometria de ferramenta de corte, seus fabricantes fornecem intervalos de valores ideais para estes parâmetros relacionados às condições de corte. Dentro destes intervalos, o operador da máquina ferramenta seleciona o valor adotado em operação, geralmente baseando-se em conhecimentos adquiridos em chão de fábrica. Tal procedimento muitas vezes não leva à adoção de valores que resultam em um melhor acabamento da peça usinada, e maior vida útil da ferramenta de corte. Isso resulta do fato da resposta do material em usinagem aos parâmetros de corte aplicados, depender fundamentalmente das suas características e propriedades, e do estado de conservação da máquina e do porta-ferramenta (HERNÁNDEZ GONZÁLEZ *et al.*, 2018). Com base nisso, cada operação de torneamento deverá ser especificamente otimizada devido as especificidades do material em usinagem e do maquinário e ferramental empregados.

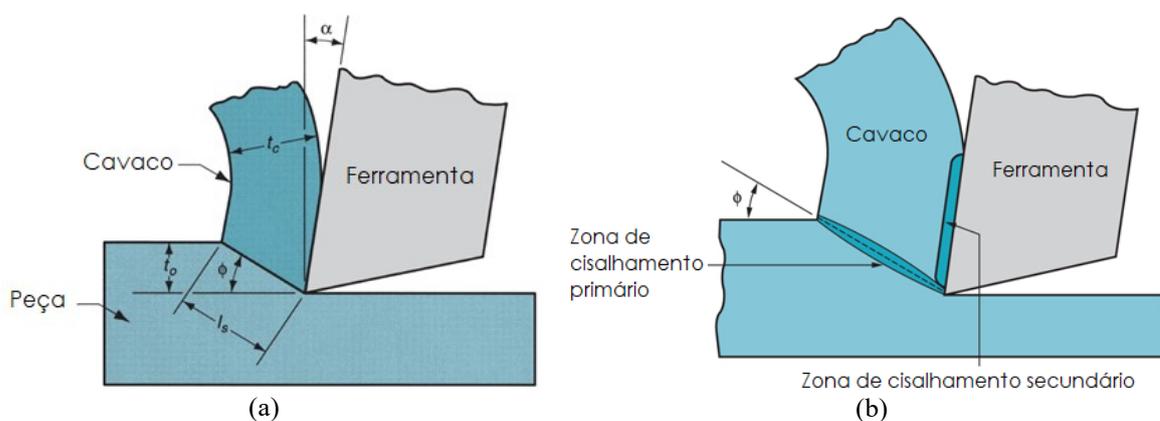
A otimização dos parâmetros de influência sobre o processo de torneamento dá-se no sentido de alcançar maior qualidade da peça (acabamento melhor e maior precisão dimensional e geometria), e menor custo de processamento. Do ponto de vista econômico, a redução dos custos de torneamento pode ser alcançada através do aumento da taxa de remoção de material e da vida útil da ferramenta de corte, sem, no entanto, comprometer qualidade da peça.

Compreender os mecanismos de formação de cavacos e identificar as forças de corte são de grande importância para atingir tais objetivos.

2.1.3 Mecanismos de formação e tipos de cavaco

A usinagem dos metais envolve a propagação controlada de uma trinca concentrada ao longo de um plano de cisalhamento, ou de uma zona primária de cisalhamento (Figura 5). Ambos têm sua posição caracterizada pelo ângulo de cisalhamento (ϕ), o qual é traçado a partir da direção de corte. Segundo Diniz *et al.* (2013), a formação do cavaco se processa segundo quatro estágios: i) recalque de uma pequena porção do material da peça contra a superfície de saída da ferramenta; ii) deslizamento e, conseqüente, perda de coesão entre a porção de material recalcado e a peça; iii) cisalhamento parcial ou completo do cavaco na extremidade da aresta de corte da ferramenta, seguindo a direção do plano de cisalhamento; e iv) escorregamento do cavaco formado sobre a superfície de saída da ferramenta, devido ao movimento relativo entre esta e a peça.

Figura 5 – (a) Modelo simplificado e (b) Modelo realista do mecanismo de formação do cavaco.



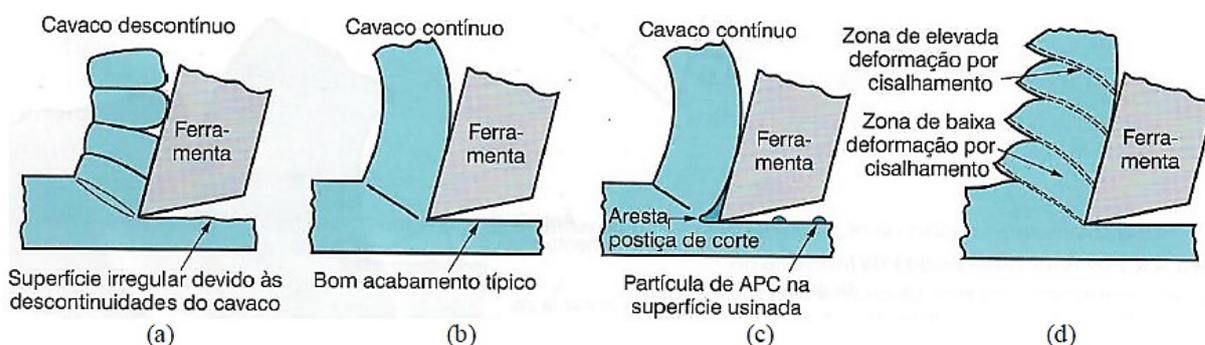
Fonte: Groover (2014).

Além da deformação por cisalhamento que ocorre na zona de cisalhamento, outra ação cisalhante ocorre no cavaco após esse ter sido formado. Esse cisalhamento adicional, que ocorre sobre a superfície de saída da ferramenta (Figura 5b), recebe a denominação de cisalhamento secundário, de modo a distingui-lo do cisalhamento primário que se processa na zona de cisalhamento. O cisalhamento secundário é resultado do atrito entre o cavaco e a ferramenta, enquanto aquele desliza ao longo da superfície de saída deste (GROOVER, 2014). A formação da zona de cisalhamento secundário (muitas vezes nomeada por zona de aderência) depende do

par ferramenta-peça, do tempo de corte e da velocidade de corte; sendo favorecidas por altas velocidades e longos tempos de corte, e por pequenas diferenças composicionais entre os materiais da ferramenta e da peça. Outrossim, quanto menor for o ângulo de saída da ferramenta, maior será o comprimento de contato entre o cavaco e a superfície de saída desta, e maior será a extensão da zona de cisalhamento secundário; aumentando a temperatura de corte e a força de usinagem; potencializando o desgaste da ferramenta (DINIZ *et al.*, 2013).

Em função da dinâmica do processo de corte, dos parâmetros adotados durante a sua execução e das características do material da peça, diferentes formas de cavacos podem ser produzidas, conforme ilustrado na Figura 6.

Figura 6 – Formas mais usuais de cavacos formados durante a usinagem de metais: (a) descontínuo, (b) contínuo, (c) contínuo com aresta postiça de corte, e (d) segmentado.



Fonte: Groover (2014).

O cavaco descontínuo (Figura 6a) forma-se na usinagem de materiais frágeis utilizando baixas v_c . Sua ocorrência também é usual em condições de elevado atrito entre o cavaco e ferramenta, e quando adotados valores elevados de f e a_p . A superfície resultante destas condições de corte apresenta textura irregular característica (GROOVER, 2014).

O cavaco contínuo (Figura 6b) ocorre na usinagem de materiais dúcteis empregando-se elevado valor de v_c , e valores baixos de f e a_p . Sua ocorrência é usual em operações de corte utilizando ferramentas afiadas, com baixo atrito em relação a peça. A superfície resultante apresenta bom acabamento superficial. Vale ressaltar que a ocorrência deste tipo de cavaco pode causar problemas tanto ao ferramental quando a integridade física do operador da máquina-ferramenta, e face a isso empregam-se comumente dispositivos do tipo quebra-cavaco (GROOVER, 2014).

O cavaco contínuo com aresta postiça de corte (Figura 6c) ocorre na usinagem de materiais dúcteis quando empregados valores baixos de v_c . Sob estas condições, o elevado atrito desenvolvido entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta causam a aderência do

material sobre a ferramenta, em uma posição próxima a aresta de corte. A formação da aresta postiça de corte é de natureza cíclica, ou seja, ela forma-se e cresce até uma dimensão onde torna-se instável, quando sofre quebra. Quando a aresta postiça de corte se desprende da superfície da ferramenta, ela remove uma parcela de material desta, causando o seu desgaste e decorrente redução da sua vida útil (GROOVER, 2014).

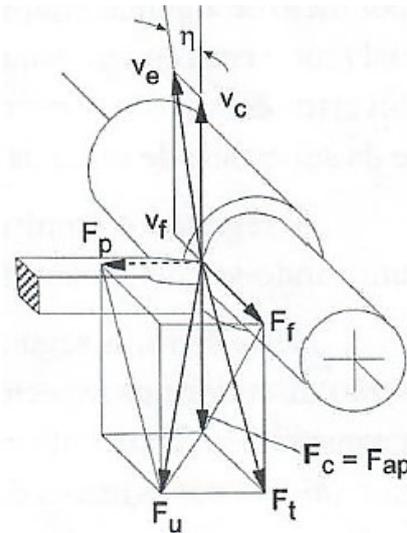
O cavaco segmentado (Figura 6d) forma-se sob condições cíclicas de formação do cavaco, quando há alternância entre elevada e baixa deformação por cisalhamento. Sua ocorrência é comum na usinagem de materiais de baixa usinabilidade, como ligas de Ti, Ni e aços inoxidáveis austeníticos (GROOVER, 2014).

2.1.4 Força e potência de usinagem

As forças envolvidas na operação de corte são de grande importância no processo de torneamento. Estas influenciam diversas variáveis dependentes envolvidas no processo, tais como a temperatura de corte, as vibrações auto-excitadas e forçadas, o desgaste da ferramenta, o consumo de energia durante a operação, e a precisão da superfície. Dessa forma, o conhecimento das forças atuantes durante o processo de corte permite selecionar de forma eficiente os parâmetros indiretos do processo de usinagem, e os acessórios e ferramentas mais adequadas à sua execução; melhorando o desempenho da operação (CICA *et al.*, 2013; RAO *et al.*, 2013).

A força de usinagem (F_u) pode ser decomposta em uma componente no plano de trabalho denominada por força ativa (F_t), e em uma componente perpendicular ao plano de trabalho nomeada por força passiva (F_p). A F_t , por sua vez, é decomposta em três componentes, a saber: força de corte – F_c ; força de avanço – F_f ; e força de apoio – F_{ap} (Figura 7). As componentes da força ativa contribuem para a potência de usinagem, ao passo que a componente da força passiva é responsável pela deflexão elástica da peça e da ferramenta no torneamento convencional; causando vibrações na máquina-ferramenta, desgaste na ferramenta, e baixo acabamento na peça (MACHADO *et al.*, 2011). Segundo Stephenson e Agapiou (2018), para operações de torneamento convencional, admite-se uma aproximação de 4:2:1 para a relação entre as $F_c:F_f:F_p$.

Figura 7 – Representação da força de usinagem na operação de torneamento, e suas diversas componentes.



Fonte: Diniz *et al.* (2013).

As forças F_c e F_f , juntamente com as velocidades v_c e v_f , exercem efeito direto, nesta ordem, sobre as potências de corte (P_c) e de avanço (P_f), de acordo com as Eq. (1) e (2), respectivamente (DINIZ *et al.*, 2013). Vale mencionar que, conforme mostrado por Diniz *et al.* (2013), P_c é 140 vezes superior à P_f , o que influi que esta última é desconsiderada no dimensionamento do sistema motor da máquina-ferramenta.

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60 \cdot 10^3} \quad (1)$$

$$P_f = \frac{F_f \cdot v_f}{60 \cdot 10^6} \quad (2)$$

2.1.5 Avarias e desgaste das ferramentas de usinagem

Os elevados valores de força e temperatura desenvolvidos durante a execução da operação de usinagem criam um ambiente extremamente degradante: se a força de usinagem tornar-se muito elevada, a ferramenta quebra (falha por fratura); se a temperatura se eleva demasiadamente, o material da ferramenta amolece e falha (falha por temperatura); se a ferramenta não avariar por nenhum destes modos, o desgaste contínuo da sua aresta de corte a conduz à falha final (falha gradual) (DINIZ *et al.*, 2013).

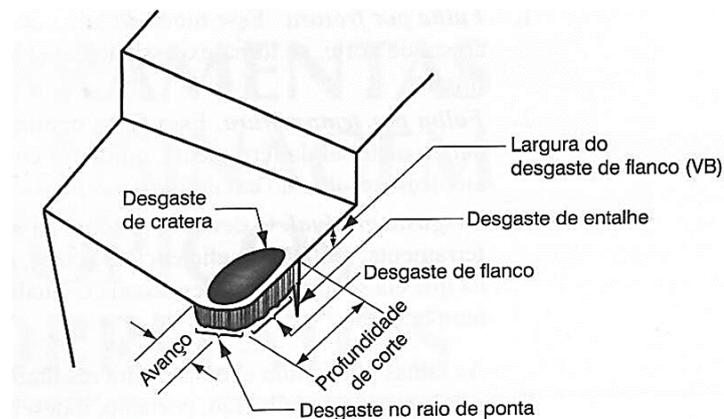
A falha por fratura é ocasionada, geralmente, quando a F_u torna-se demasiadamente elevada em algum ponto da aresta de corte, causando a falha repentina por fratura frágil. A falha por temperatura ocorre quando, em função da fricção entre peça-ferramenta-cavaco,

desenvolvem-se temperaturas de corte superiores aquelas que o material da ferramenta consegue suportar, o que causa redução da sua resistência mecânica e promove a sua deformação plástica sob ação da F_u , modificando a geometria da cunha de cortante. O desgaste gradual da cunha de corte, que ocorrer por mecanismos diversos, também modifica a geometria da ferramenta, reduzindo a eficiência da operação (DINIZ *et al.*, 2013).

As falhas por fratura e temperatura promovem a perda prematura da ferramenta de corte por falha súbita. O desgaste gradual, por sua vez, ocorre de forma progressiva, permitindo o monitoramento da evolução do dano, e substituição da mesma quando este atinge um valor limite, acima do qual a integridade da máquina-ferramenta e peça possam ser prejudicadas. A falha de forma súbita frequentemente causa danos à superfície usinada e, em alguns casos, ao porta-ferramenta e à máquina-ferramenta (MACHADO *et al.*, 2011).

O desgaste gradual ocorre em duas regiões principais da aresta de corte: na superfície de saída e no flanco. Dessa forma, duas formas de desgaste podem ser identificadas: desgaste de cratera e desgaste de flanco (Figura 8) (GROOVER, 2014).

Figura 8 – Representação esquemática de uma ferramenta de corte desgastada, indicando os mecanismos de desgaste e os locais de ocorrência.



Fonte: Groover (2014).

O desgaste de cratera consiste em uma cavidade formada na superfície de saída da ferramenta de corte, formada pela ação de deslizamento do cavaco sobre essa. A zona de aderência formada no local é caracterizada por altas temperaturas e tensões, condições que contribuem para a ação do desgaste. Sua ocorrência é favorecida por elevadas velocidades e temperaturas de corte, e ocorre somente em operações de usinagem com formação de cavaco contínuo. O seu crescimento demasiado pode causar a quebra da ferramenta quando a cratera

alcançar o desgaste de flanco. Pode ser determinado pela medição tanto da profundidade (K_T) quanto da área da cratera (DINIZ *et al.*, 2013, MACHADO *et al.*, 2011).

O desgaste de flanco (V_B) ocorre na superfície de folga da ferramenta, sendo gerado pelo contato entre a superfície usinada e o flanco da ferramenta, adjacente à aresta de corte. Corresponde à forma mais comum de desgaste em ferramentas de corte. Sua ocorrência é favorecida pelo emprego de altas velocidades de corte e a existência de fases duras no material em usinagem. A evolução do desgaste de flanco promove a retração da aresta de corte, modificando a geometria da parte de corte da ferramenta e, conseqüentemente, exercendo influência sobre o acabamento da peça usinada. O desgaste de flanco é caracterizado pela sua largura média (V_B) (DINIZ *et al.*, 2013, MACHADO *et al.*, 2011).

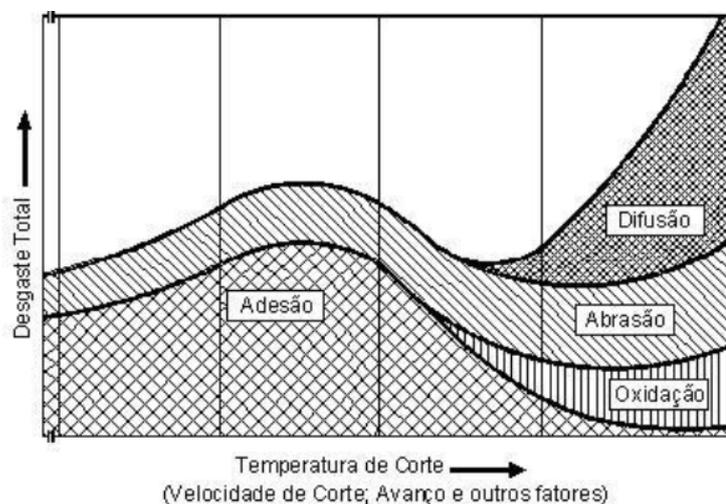
Conforme pode ser visualizado na Figura 8, sobre o flanco da ferramenta também ocorrem as formas de desgaste de entalhe e desgaste de ponta. O desgaste de entalhe ocorre no extremo do contato entre a ferramenta e a peça, no local onde a aresta de corte usina a superfície da peça. A superfície a peça é mais dura ou abrasiva que sua região subjacente, devido ao encruamento produzido pelas operações de fabrico primárias, e pela existência de óxidos superficiais. Devido às estas características, o desgaste é acelerado nesta localização apresentando dimensão superior ao de flanco. O desgaste de ponta ocorre no raio de ponta da ferramenta de corte ocorre principalmente em função das maiores temperaturas desenvolvidas no local reduzirem a resistência ao desgaste da ferramenta. Assim como o desgaste de flanco, o de entalhe e de ponta são caracterizados pela sua largura média (nesta ordem, V_{BN} e V_{BC}) (DINIZ *et al.*, 2013, MACHADO *et al.*, 2011).

Os mecanismos que causam o desgaste nas interfaces entre o cavaco-ferramenta e ferramenta-peça constituem a abrasão, adesão, difusão e oxidação. O desgaste por abrasão é causado pela ação de fases duras contidas no material usinado, que produzem o sulcamento da ferramenta durante a operação de corte. Tal mecanismo ocorre em todas as formas de desgaste de ferramenta descritas anteriormente. O desgaste por adesão acontece na superfície de saída da ferramenta causado pelo deslizamento do cavaco sobre esta. Na zona de aderência formada, desenvolvem-se altas temperaturas e pressões de contato, favorecendo a união mecânica entre as duas superfícies. Tal conexão é tão resistente que a movimentação do cavaco promove a separação entre as superfícies em uma região adjacente à união, promovendo geralmente o destacamento de pequenas partículas da superfície de saída da ferramenta causando o desgaste de flanco. Na zona de aderência também ocorre o desgaste por difusão, devido à combinação entre as elevadas temperaturas e pressões desenvolvidas, e a baixa velocidade de escoamento do cavaco. Esse cenário produz a difusão atômica na fronteira cavaco-ferramenta, reduzindo a

concentração local de certos elementos químicos, reduzindo a sua resistência ao desgaste abrasivo e adesivo. A difusão constitui o principal mecanismo que promove o desgaste de cratera. As altas temperaturas desenvolvidas durante a operação de usinagem, associada as superfícies limpas geradas pelo corte e a existência de grande concentração de oxigênio (seja pela sua presença no ar atmosférico ou nos fluídos de corte – emulsões ou soluções), favorecem a ocorrência de reações químicas que produzem a oxidação principalmente nas extremidades do contato da ferramenta com a peça, causando o desgaste de entalhe. A camada oxidada é altamente aderente à superfície da ferramenta, sendo que a dinâmica do processo de torneamento promove o cisalhamento na sua sub-superfície, gerando desgaste e expondo uma nova parcela de material para manter a continuidade das reações (GROOVER, 2014).

Na Figura 9 é mostrado o efeito da temperatura de corte (e de seus parâmetros de influência) sobre a ocorrência e predominância dos mecanismos de desgaste da ferramenta. Em baixas temperaturas de corte, a adesão e abrasão constituem os mecanismos predominantes, sendo a adesão o responsável pela maior proporção de dano. A medida em que a temperatura de corte cresce, a influência da adesão sobre o desgaste decresce, e a difusão e oxidação passam a atuar em conjunto com a abrasão. O papel da abrasão sobre o desgaste sofre leve acréscimo, provavelmente em função da redução da resistência ao desgaste da ferramenta devido a exposição a alta temperatura. A oxidação tem sua influência ampliada com o acréscimo da temperatura de corte, porém tem papel limitado em virtude de ocorre somente na extremidade do contato ferramenta-peça. O papel da difusão, por outro lado, cresce em escala exponencial com a temperatura, sendo o mecanismo prevalectente a alta temperatura (TRENT; WRIGHT, 2000).

Figura 9 – Evolução dos mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte e de seus parâmetros de influência (velocidade de corte, velocidade de avanço, etc.).

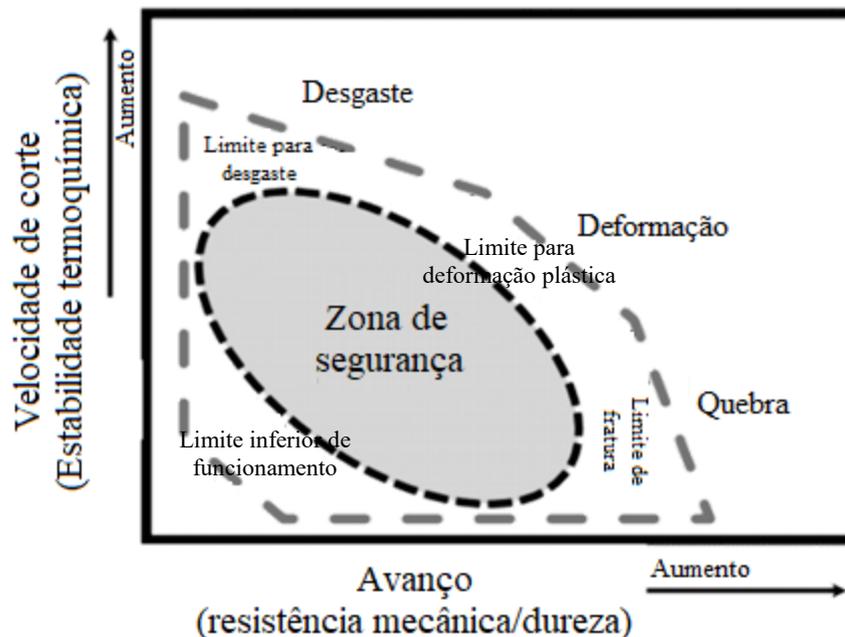


Fonte: Machado *et al.* (2011).

Por fim, no que se refere ao efeito das condições de corte sobre os mecanismos de desgaste, a Figura 10 evidencia o efeito sinérgico entre as velocidades de corte e avanço. O aumento da velocidade de corte eventualmente causará falha da ferramenta por desgaste de cratera. Da mesma forma, uma velocidade de avanço excessiva causa a avaria da ferramenta por fratura e quebra. Uma combinação de altas velocidades de corte e de avanço leva ao dano combinado por craterização, deformação plástica, quebra e mecanismos relacionados; que definem o limite superior da “zona segura” representada: a área no mapa de desgaste na qual a ferramenta pode ser empregada com segurança de maneira controlável e previsível (INSPEKTOR; SALVADOR, 2014).

Aumentar a vida útil da ferramenta de corte quando usada dentro da “zona segura”, e/ou expandir a área da “zona segura” para usinagem confiável com condições de corte (v_c , v_f e a_p) cada vez maiores são sinônimos de aumento de produtividade e lucratividade em operações de usinagem. Neste sentido, o desenvolvimento de novas ferramentas de corte, fabricadas a partir de materiais avançados e com geometrias otimizadas, podem estender o campo de prevalência da “zona segura”, tornando a operação de usinagem mais produtiva e segura (INSPEKTOR; SALVADOR, 2014).

Figura 10 – Efeito da ação simultânea da velocidade de corte e do avanço sobre os modos de falha das ferramentas de corte

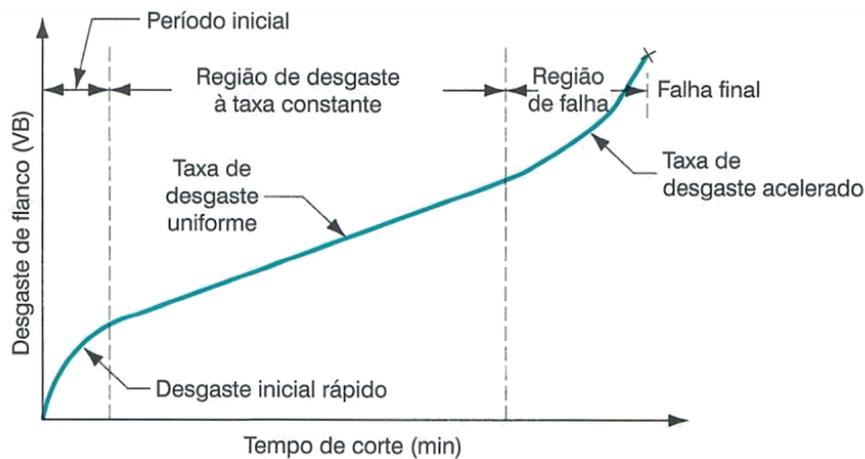


Fonte: Inspektor e Salvador (2014).

2.1.6 Vida da ferramenta de usinagem

A medida em que a usinagem ocorre, a ação dos diferentes mecanismos de desgaste produz o dano sobre a ferramenta de corte, desgastando-a progressivamente. Neste sentido, a Figura 11 evidencia a evolução do desgaste da ferramenta ao longo do tempo de usinagem. Embora a figura seja apresentada tendo como referência o desgaste de flanco, o comportamento é similar para o desgaste de cratera. Observa-se a ocorrência de três regiões na curva, com comportamento dissimilar em relação a evolução da taxa de desgaste. A primeira região, denominada por ‘período inicial’, é caracterizada por um rápido desgaste da ferramenta nos instantes iniciais do corte, que ocorre devido a interação entre as asperezas das superfícies em contato. O período inicial é seguido pela ‘região de taxa de desgaste constante’ onde a evolução do dano ocorre de forma uniforme. Finalmente, o desgaste sofre aceleração na ‘região de falha’ em virtude das elevadas temperaturas desenvolvidas, face a maior área de contato ferramenta-peça devido ao desgaste da primeira. Se a ferramenta não for substituída, esta sofrerá falha por temperatura (GROOVER, 2014).

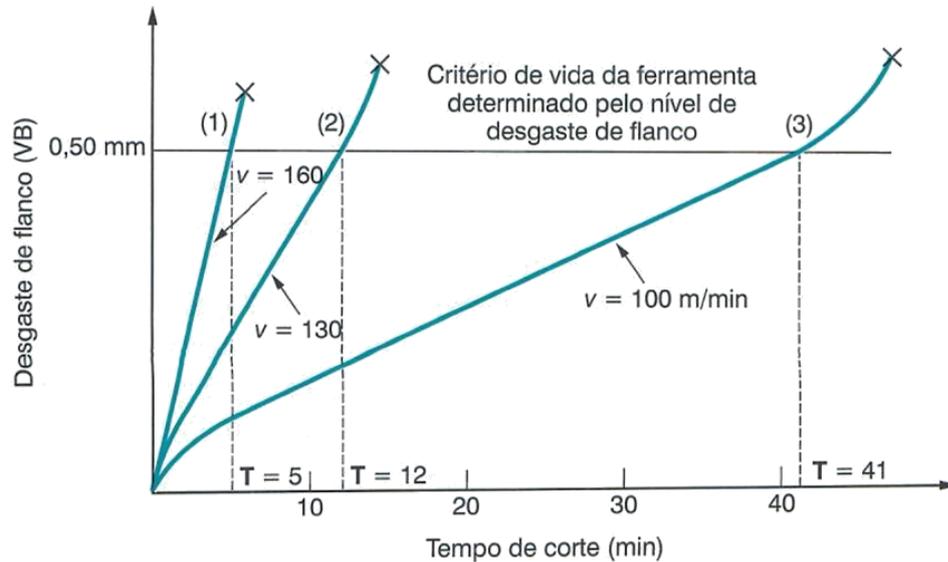
Figura 11 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta de corte em função do tempo de usinagem.



Fonte: Groover (2014).

Conforme mostrado na Figura 14, os mecanismos de desgaste da ferramenta e sua taxa de ocorrência são influenciados pelos parâmetros de corte. A medida em que os valores de v_c , v_f e a_p sofrem acréscimo, a taxa de desgaste também crescem; sendo esse incremento mais pronunciado pela variação do primeiro parâmetro. Neste sentido, se a curva de desgaste da ferramenta apresentada na Figura 11 for construída para diferentes valores de velocidade de corte, obtém-se uma curva similar àquela mostrada na Figura 12 (GROOVER, 2014).

Figura 12 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta de corte em função do tempo de usinagem empregando-se três valores distintos de velocidade de corte.



Fonte: Groover (2014).

A vida da ferramenta pode ser definida como o tempo efetivo de corte até atingir o limite de desgaste pré-estabelecido, após o qual a ferramenta é substituída. Esse limite é estipulado para que o desgaste e seus efeitos derivados não exerçam influência sobre o acabamento da peça, e/ou promovam dano sobre o porta-ferramenta e máquina-ferramenta. Cabe destacar que executar o corte até a falha catastrófica da ferramenta (a qual é indicada pelo 'X' na extremidade de cada uma das curvas da Figura 12) não é vantajoso, uma vez que elimina a possibilidade de reutilização da mesma após re-afiação, causa danos ao porta-ferramenta e sobre o acabamento da peça usinada (DINIZ *et al.*, 2013).

Hipoteticamente, a Figura 12 estabelece como limite de desgaste de flanco o valor de 0,5 mm representado pela linha horizontal traçada no gráfico a partir do eixo 'y'. Se os pontos de intersecção desta linha com cada curva de desgaste forem projetados sobre o eixo 'x', os valores da vida da ferramenta de corte para cada condição são identificados, conforme mostrado na Figura 12.

Se os valores das três velocidades de corte das curvas apresentadas na Figura 12 forem plotados em função da vida da ferramenta em escala bilogárítmica, a resultante será uma linha decrescente similar àquela mostrada na Figura 13¹. Essa relação pode ser equacionada segundo

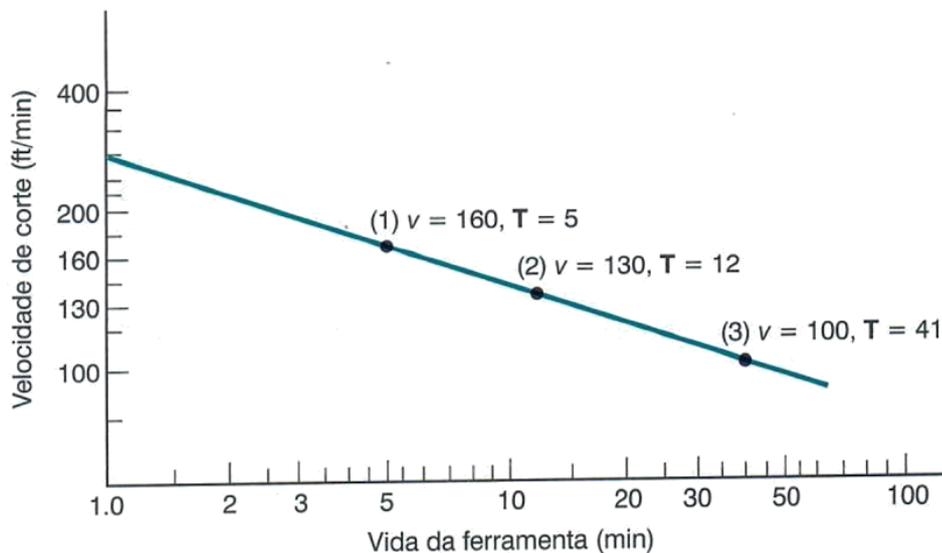
¹ Cabe destacar que embora a forma de apresentação da variável dependente (vida da ferramenta) no eixo 'x', e a variável independente (velocidade de corte) no eixo 'y' seja inversa da convenção normal de representação, esta constitui a forma como usualmente a relação de Taylor para a vida da ferramenta é representada.

a Eq. (3) apresentada abaixo, que corresponde à Equação simplificada de Taylor para a vida da ferramenta.

$$v_c \cdot T^n = C \quad (3)$$

Onde: v_c : velocidade de corte (mm/min); T : vida da ferramenta (min); n e C são constantes que dependem dos demais parâmetros de usinagem adotados. O valor de n é relativamente constante para um determinado material de ferramenta, mas varia com v_f e a_p . Já o valor de C , além das condições de corte, também depende dos materiais da ferramenta e peça. É importante destacar que a equação de Taylor claramente demonstra que valores elevados de velocidade de corte reduzem a vida da ferramenta de corte (SANTOS; SALES, 2007).

Figura 13 – Velocidade de corte *versus* a vida da ferramenta de corte.



Fonte: Groover (2014).

2.1.7 Torneamento convencional *versus* torneamento de alto avanço

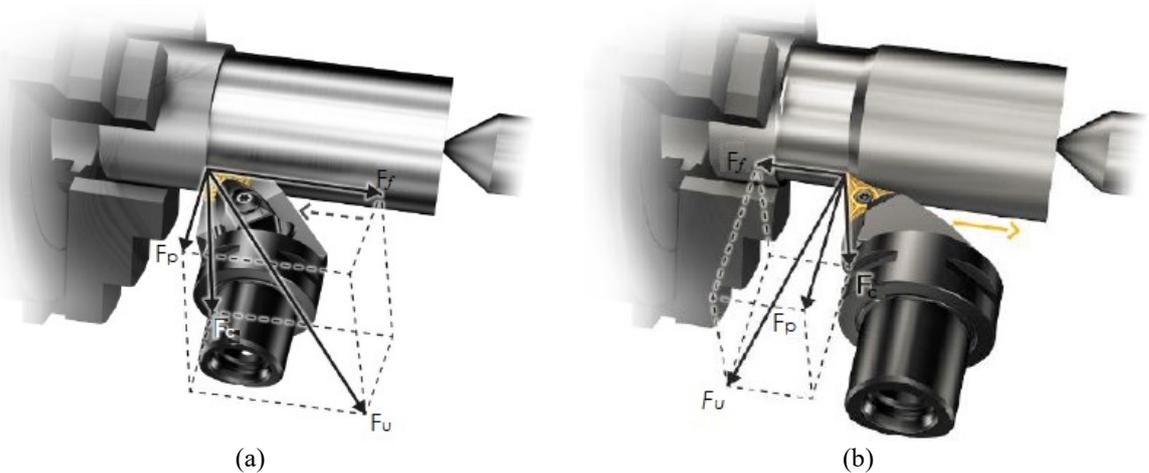
As operações de usinagem estão em contínua evolução no que se refere às ferramentas de corte, pois constantemente se desenvolvem novos inserts a partir de materiais contemporâneos, com diferentes geometrias e arquiteturas de revestimentos. Estes desenvolvimentos são promovidos buscando sempre aumentar a produtividade das operações. Como um desenvolvimento recentes que merece menção, pode-se citar o do torneamento de alto avanço, designado por Prime Turning™ pela Sandvik Coromant (2018).

Nas operações de acabamento por torneamento convencional, tradicionalmente empregam-se baixas v_f e a_p de modo a obter um melhor acabamento superficial. Já no caso do torneamento de alto avanço, a configuração de ferramenta adota permite obter acabamentos superiores, empregando-se v_f no mínimo duas vezes superiores àquelas comumente adotadas no processo convencional. Isso resulta em um acréscimo de produtividade sem prejuízo ao acabamento da peça (KURNIAWAN *et al.*, 2010; SARMAD *et al.*, 2017).

Diferentemente do torneamento convencional, onde empregam-se ângulos de entrada da ferramenta sobre a peça de cerca de 90° , no torneamento de alto avanço utilizam-se ângulos de entrada na faixa de 25° a 30° . Tal configuração permite um melhor controle da formação e expulsão do cavaco, obtendo-se um melhor acabamento dimensional e geométrico da peça usinada. As ferramentas para torneamento de alto avanço possuem três regiões de arestas cortantes: uma para torneamento longitudinal, uma para torneamento de face e outra para perfilamento; proporcionando assim uma utilização mais eficiente da aresta de corte, e uma maior vida útil para a ferramenta (KRAJČOVIECH *et al.*, 2021).

Nas operações de torneamento de alto avanço, a ferramenta de corte imerge na peça pelo lado do mandril e executa o corte na direção oposta a este, ao passo que no torneamento convencional a movimentação se dá na direção oposta (Figura 14). Essa alternância promove uma modificação no componente da força de avanço, sendo a direção desta invertida no torneamento de alto avanço, devido à mudança na direção de movimentação da ferramenta. Essa modificação reduz a deflexão elástica do conjunto ferramenta/porta-ferramenta durante o corte, mitigando as vibrações e seus efeitos deletérios, aumentando a produtividade do processo (ALLOCK, 2017).

Figura 14 – Comparativo dos componentes da força de usinagem (a) no torneamento convencional, e (b) no torneamento de alto avanço.



Fonte: Sandvik Coromant (2018).

2.2 AÇOS BAIXO-CARBONO LIGADOS AO MANGANÊS

Os aços de baixo carbono constituem uma das principais matérias-primas da indústria de transformação mecânica. O que os define e distingue das demais classes é o seu percentual de carbono, o qual situa-se abaixo de 0,30% em peso. A sua ampla aplicação como material de engenharia deve-se fundamentalmente ao seu baixo custo, e igualmente devido à sua boa manufaturabilidade através das rotas convencionais e tradicionais de produção mecânica. Estes aços apresentam composição hipoeutetóide exibindo microestrutura constituída por ferrita proeutetóide e perlita (CALLISTER; RETHWISCH; 2012).

Não obstante, devido à sua elevada ductilidade, os aços-carbono produzem rápido desgaste no ferramental de corte em operações de usinagem com ferramentas de geometria definida. Ainda, quando adicionados elementos de liga à sua composição, a vida da ferramenta decresce sobremaneira. Esse comportamento decorre do fato da maioria dos elementos de liga ser quimicamente reativo com o carbono existente na composição dos aços, formando carbonetos duros que intensificam o desgaste abrasivo do gume de corte da ferramenta (SANTOS; SALES, 2007).

Além disso, a usinabilidade dos aços-carbono está vinculada também às rotas de processamento primárias aplicadas sobre estes, as quais geram diferentes microestruturas compostas por microconstituintes dissimilares, que produzem respostas distintas às operações de usinagem. Por conta disso, é preferível que os aços-carbono sejam usinados na condição recozido, na qual a cementita está presente na forma esferoidal, reduzindo consideravelmente a dureza da matriz metálica, e mitigando o efeito abrasivo promovido pela microestrutura perlítica, resultando no acréscimo da vida da ferramenta de corte (MACHADO *et al.*, 2011).

O cenário descrito nos parágrafos precedentes evidencia que a usinabilidade dos aços com baixo carbono é influenciada por diversos fatores, o que caracteriza o seu comportamento sistêmico. Dessa forma, é importante identificar as características básicas de cada classe que compõem essa família de aços, e o efeito destas sobre a sua usinabilidade. Outrossim, o efeito do processamento prévio por outras técnicas de fabricação também é importante para o entendimento do comportamento exibido pelo material durante a sua usinagem.

2.2.1 Características básicas dos aços-carbono ligados ao manganês

Os aços carbono ligados ao manganês são de aplicação geral, sendo amplamente empregados em componentes de equipamentos variados. Constituem aços de média e alta

resistência, com boas características de conformabilidade, soldabilidade e resistência à fadiga. Destinados à fabricação de elementos estruturais, tais como: caçambas e chassis de máquinas agrícolas e de implementos rodoviários. O desempenho desses aços é baseado em tecnologias de resfriamento acelerado, reforçada por um processo de laminação controlada (GERDAU, 2022).

Nos últimos anos é notório o crescimento na aplicação industrial dos aços baixo carbono da classe LN (chapas e bobinas laminadas a quente). Podem conter elementos microligantes em sua formulação para atingimento dos níveis de resistência desejados, mantendo boas características de manufaturabilidade. Tais produtos planos laminados a quente são obtidos a partir da laminação de placas em um laminador de tiras. Através da conjugação das variáveis de composição química das placas e dos parâmetros do processo termomecânico, é possível alcançar uma ampla gama de propriedades mecânicas atendendo à diferentes normas e especificações, espraiando a sua aplicação aos mais diversos segmentos da indústria metal mecânica. Os aços que integram essa classe são de concepção mais simples, sendo também denominados por "classe uso geral" (USIMINAS, 2022).

A composição química desta classe de aço foi elaborada visando o incremento da resistência à fadiga, redução de densidade e melhoria na conformabilidade e soldabilidade. Com valores de limite de escoamento variando no intervalo entre 200 a 720 MPa e alongamento mínimo entre 13 a 35% (Tabela 1), esta classe de aço pode ser conformada segundo ângulos de dobras de até 90°, sendo por isso amplamente utilizados na indústria de veículos automotores onde tais condições de fabricação são usualmente aplicadas (GERDAU, 2022).

Todos os aços que pertencem à esta família são fornecidos com garantia de exatidão das propriedades mecânicas (resistência à tração e dobramento transversal). Os graus LN200, LN240, LN280 e LN360 são aços do tipo ferro-carbono-manganês; ao passo que os graus LNE200 a LNE600 correspondem a aços de alta resistência e baixa liga (ARBL). Ambas as categorias de aços LN são submetidos a técnicas de laminação para transformação termomecânica, permitindo a obtenção de valores elevados de resistência mecânica com relativamente baixo carbono equivalente, propriedades estas que oferecem vantagens no emprego em projeto de elementos estruturais e facilidades na sua fabricação (USIMINAS, 2022).

Tabela 1 – Classificação, composição química e propriedades mecânicas dos aços carbono ligados ao manganês.

ESPECIFICAÇÃO	GRAU	COMPOSIÇÃO QUÍMICA (% em massa) (1) (2) (3)						PROPRIEDADES MECÂNICAS (1) (8)			DOBRAMENTO A 180° C (1)	
		C	Mn	Si	P	S	Outros	L.E. (MPa)	L.R. (MPa)	Alongamento min (%) BM = 5,65√S ₀	Direção	Calço (mm)
ABNT NBR 6655	LN200	0,15	0,60	0,10	0,025			200 - 360	320 - 470	35	Transversal	0 x Esp.
	LN240	0,18	1,00	0,20				240 - 380	350 - 510	30		0,5 x Esp.
	LN280	0,20	1,20	0,30				280 - 440	410 - 560	28		1,0 x Esp.
	LN360		1,30					360 - 520	450 - 620	25		1,5 x Esp.
ABNT NBR 6656	LNE200	0,12	0,60	0,35	0,025	(5)		200 - 330	280 - 410	35	Transversal	0 x Esp.
	LNE230		0,80					230 - 360	330 - 460	30		
	LNE260	0,15 (4)						260 - 390	370 - 500			
	LNE280	0,15	1,00					280 - 430	410 - 540			
	LNE380	0,12	1,10					380 - 530	460 - 600	23		0 x Esp (7).
	LNE400	0,15	1,40					400 - 530	520 - 650	23		
	LNE420	0,12	1,60					420 - 540	520 - 650	22		(7)
	LNE460		1,50					460 - 580	540 - 680	18		
	LNE500							500 - 620	560 - 700			
	LNE550		1,50					550 - 670	600 - 760	15		1,5 x Esp
LNE600	0,15	1,90	600 - 720	680 - 710	14							

Fonte: Gerdau (2022).

2.2.2 Usinabilidade dos aços-carbono ligados ao manganês

Vários são os fatores de influência sobre os processos de usinagem. Basicamente estas variáveis podem ser definidas como independentes, a exemplo as propriedades do material usinado e os parâmetros de corte; e as dependentes como o desgaste da ferramenta de corte e o acabamento da superfície usinada. Conhecendo o efeito dos parâmetros independentes sobre os dependentes, pode-se melhor combiná-los de modo a otimizar o desempenho do processo de usinagem.

Em relação às propriedades do material em usinagem com efeito sobre a sua usinabilidade, pode-se apontar como principais a dureza, ductilidade, encruabilidade e condutividade térmica. Usualmente, menores valores de durezas permitem a adoção de parâmetros cinemáticos (v_c , v_f e a_p) elevados, vida prolongada da ferramenta de corte, baixas forças de usinagem com reduzido consumo de energia e, em consequência, altas taxas de remoção de material a custo operacional diminuto. Contudo, materiais de baixa dureza e alta ductilidade tendem a formar aresta postiça de corte (APC) sob baixos valores de v_c , prejudicando o acabamento e precisão da peça usinada (MACHADO *et al.*, 2011).

Os materiais com altas taxas de endurecimento por deformação plástica a frio (encruabilidade), exigem uma maior energia para promover a remoção do cavaco, levando a maiores forças e potências necessárias para execução do corte. Nestes casos, empregam-se

baixos valores de parâmetros cinemáticos para alcançar valores aceitáveis em termos de vida da ferramenta. Cabe mencionar que os aços-carbono são materiais de com baixa taxa de deformação a frio (MACHADO *et al.*, 2011; SANTOS; SALES, 2007).

A elevada condutividade térmica do material em usinagem garante que o calor gerado nas zonas de cisalhamento e escorregamento seja rapidamente conduzido para a sua circunvizinhança, reduzindo o aquecimento da pastilha de corte e, conseqüentemente, diminuindo o seu efeito deletério sobre a resistência mecânica do material da ferramenta (MACHADO *et al.*, 2011). Em geral, quando maior for o teor de elementos de liga, menor é a condutividade térmica dos aços-carbono (CALLISTER; RETHWISCH; 2012).

A composição química também interfere na usinabilidade dos aços-carbono. Especificamente, a adição de manganês não promove a formação de carbonetos. Sua incorporação aos aços-carbono produz um aumento pronunciado na dureza e resistência mecânica quando dissolvido na ferrita, sem grande prejuízo à sua ductilidade. Já quando dissolvido na austenita, promove o aumento da sua estabilidade, e melhora a temperabilidade. Em teores mais elevados, o manganês promove um refino da perlita em aços baixo-carbono, e também reduz a tendência de formação de filmes de cementita nos seus contornos de grão, ambos com efeito benéfico sobre a tenacidade do aço. A adição de manganês também incrementa o coeficiente de dilatação térmica dos aços-carbono, reduzindo a sua condutividade térmica e resistividade elétrica. Em teores entre 1 a 1.35%, o manganês também confere maior resistência ao impacto dos aços baixo-carbono, reduzindo a temperatura de transição dúctil-frágil. Em teores entre 4 a 12% promove a formação de martensita frágil mesmo com aquecimento lento após austenitização. Em teores, da ordem de, e superiores a 18% os aços carbono tornam-se amagnéticos mesmo após forte encruamento (SOARES, 1987; SOUZA, 1989).

A função principal do manganês nos aços é combinar-se com o enxofre para formar o sulfeto de manganês (MnS), o que impede a formação do sulfeto de ferro (FeS), o qual causa a fragilização dos aços. As partículas de MnS diminuem a ductilidade e resistência ao cisalhamento das microssoldas que produzem o desgaste por adesão da ferramenta de corte. Ao mesmo tempo, devido à plasticidade a quente destas partículas, forma um depósito sobre a cunha cortante da ferramenta que lubrifica o contato ferramenta-peça e ferramenta-cavaco. Além disso, as partículas de MnS reduzem a resistência ao cisalhamento dos cavacos, facilitando sua fratura e evacuação (DINIZ *et al.*, 2013; SOUZA, 1989).

2.2.3 Efeito do corte térmico sobre as características superficiais dos aços

A usinabilidade também está vinculada aos processos de fabrico prévios aos quais o material em usinagem foi submetido. Dessa forma, operações que produzem a modificação da microestrutura e resultem na produção de defeitos cristalinos, influenciarão sobre o desempenho da operação de usinagem.

Neste sentido, a elevada energia térmica e cinética do gás ionizado no processo PAC leva ao desenvolvimento de temperaturas extremamente elevadas na região de acoplamento do arco elétrico com a peça sendo cortada. Estima-se que a temperatura na zona de usinagem atinja valores da ordem de 4.000 a 10.000 °C, energia esta que além de produzir uma intensa fusão e vaporização do material na região do ‘rasgo’ de corte, também gera uma série de processos e fenômenos físico-químicos nas áreas adjacente ao corte na superfície da peça (MARQUES *et al.*, 2017).

De forma semelhante aos demais processos de usinagem, as operações de corte a plasma são caracterizadas em termos da sua produtividade, precisão e qualidade. Neste sentido, a sua produtividade é medida em termos da taxa de remoção de material, a qual é correlacionada à velocidade de corte. A precisão é definida pelas tolerâncias alcançadas em relação às dimensões e forma da peça de trabalho. A qualidade é expressa através da topografia da superfície resultante do corte e das suas propriedades (GOSTIMIROVIC *et al.*, 2020). A Figura 15 ilustra os indicadores de qualidade do processo PAC.

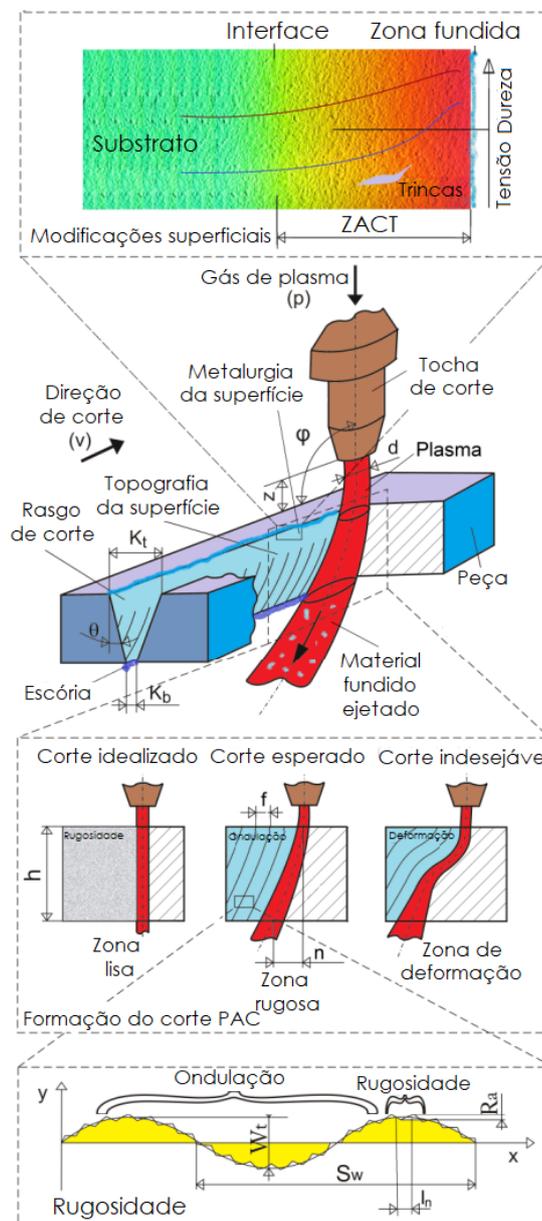
A precisão das operações de usinagem é determinada pelo grau de concordância da dimensão e forma reais da peça com a geometria nominal. A precisão do corte no processo PAC é normalmente definida pela geometria do ‘rasgo’ de corte – *kerf* (ISO 9013). A geometria do ‘rasgo’ de corte é normalmente expressa pela largura superior – K_t , largura inferior – K_b e ângulo de conicidade – θ (BINI *et al.*, 20085, MADIC *et al.*, 2015).

Segundo Gostimirović *et al.* (2020), a integridade da superfície é descrita pelas propriedades do material da peça, acima e abaixo da superfície, após ser modificada pelo processo de corte ou outra operação de geração de forma. A integridade da superfície refere-se aos aspectos de topografia (morfologia e textura) e aos aspectos microestruturais e propriedades mecânicas da subsuperfície (modificação da camada superficial).

A topografia da superfície no corte a plasma é definida pelo desvio da sua microgeometria, rugosidade e ondulação (ISO 4287). O desvio da microgeometria está presente devido à curvatura do plasma, e é definido pelo arrasto – n , e passo da linha de arrasto – f . A curvatura do perfil de corte é uma especificidade da superfície cortada por PAC, pois durante a

interação com o material o jato de plasma perde sua energia cinética e muda sua forma. Cortes completos e retos são transformados em curvos, deformados ou inacabados (GOSTIMIROVIC *et al.*, 2018). A rugosidade da superfície é representada por diferentes parâmetros de amplitude do perfil. A rugosidade média R_a , que é a média aritmética dos valores absolutos das alturas do perfil sobre o comprimento de avaliação l_n , é o parâmetro primário da rugosidade da superfície. A ondulação é definida por irregularidades da superfície em uma escala maior do que a rugosidade. Esta é determinada pelo espaçamento entre ondulação – S_w , e altura de ondulação – W_t .

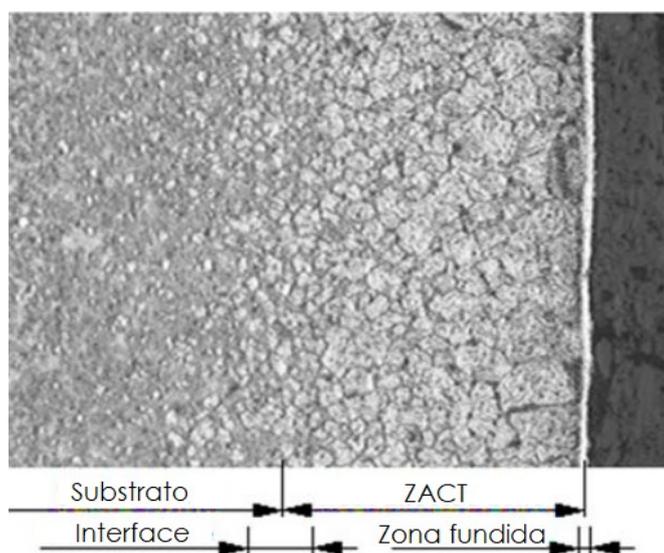
Figura 15 – Indicadores de qualidade do processo PAC.



Fonte: Gostimirović *et al.* (2020).

A metalurgia superficial no corte a plasma inclui as propriedades da camada do material afetada pelo corte térmico, integrando o estudo da natureza da sua microestrutura, microdureza, tensão residual, trincas, inclusões, porosidade, etc. (GOSTIMIROVIC *et al.*, 2011, GOSTIMIROVIC *et al.*, 2019). As alterações nestas características metalúrgicas do material são causadas pela energia térmica dispendida no processo, promovendo a formação da ZACT. Neste sentido, a micrografia apresentada na Figura 16 ilustra a ZACT formada em um aço baixo carbono (0.17% C, 1.4 % Mn, 0.05% S, e 0.05% P) após operação de corte a plasma. É possível identificar a ocorrência das três regiões distintas: a camada resolidificada (zona fundida), a camada superficial modificada (ZACT) e a camada intermediária (interface). A camada resolidificada é uma zona fina de deposição de material fundido residual na superfície. A camada modificada consiste na transformação da ferrita-perlita em martensita. A interface mostra a transição gradual da camada modificada para o substrato não afetado. Destaca-se que conforme reportado pelos autores citados a espessura da ZACT neste caso situa-se na faixa de cerca de 1 mm.

Figura 16 – Micrografia de uma camada superficial de aço carbono cortada por PAC. Ampliação de 100x



Fonte: Gostimirović *et al.* (2020).

Destaca-se que a realização de operações de torneamento em componentes previamente usinados por corte a plasma não constitui uma rota usual de fabricação. Dessa forma, a literatura científica e técnica é carente de estudos que identifiquem o efeito das modificações superficiais produzidas pelo processo PAC sobre a usinabilidade da ZACT, o que fundamenta a realização do presente trabalho.

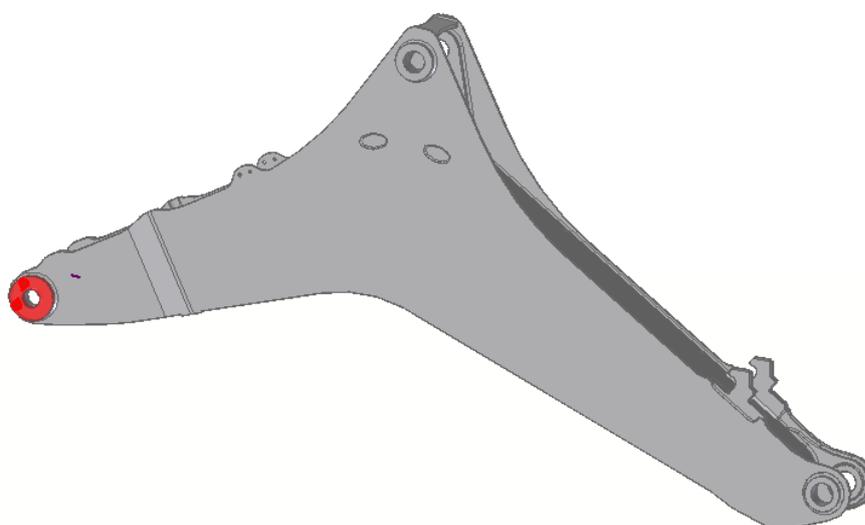
3 MATERIAIS E MÉTODOS

Nesta terceira seção do trabalho são descritos os insumos, materiais, procedimentos e aparato experimental empregados para a execução da pesquisa proposta. Neste sentido, inicialmente é feita a descrição da peça conceito adotada como referência para a execução do trabalho e seus processos produtivos; na sequência é caracterizado o material a partir do qual está é produzida; posteriormente é detalhada a caracterização preliminar realizada nesta de modo a quantificar o dano produzido pelo corte térmico; após, são detalhados os aspectos relacionados às condições de torneamento; e, por fim, são descritas as caracterizações efetuadas na peça conceito e ferramenta após execução do torneamento.

3.1 DESCRIÇÃO DO COMPONENTE

Conforme explicitado anteriormente, nesta pesquisa foi estudado o efeito das características da zona afetada pelo corte a plasma no aço ABNT NBR 6655 grau LN 280, sobre a vida da ferramenta e os mecanismos de desgaste em operações posteriores de torneamento convencional e de alto avanço. O referido material é utilizado pela Bruning Tecnometal como matéria-prima para a fabricação de componentes para os segmentos agrícola e de construção civil. Dentre as peças produzidas, destacam-se as buchas de suporte dos mancais presentes na estrutura do braço articulado traseiro de retroescavadeiras, a qual é destacada em vermelho na Figura 17.

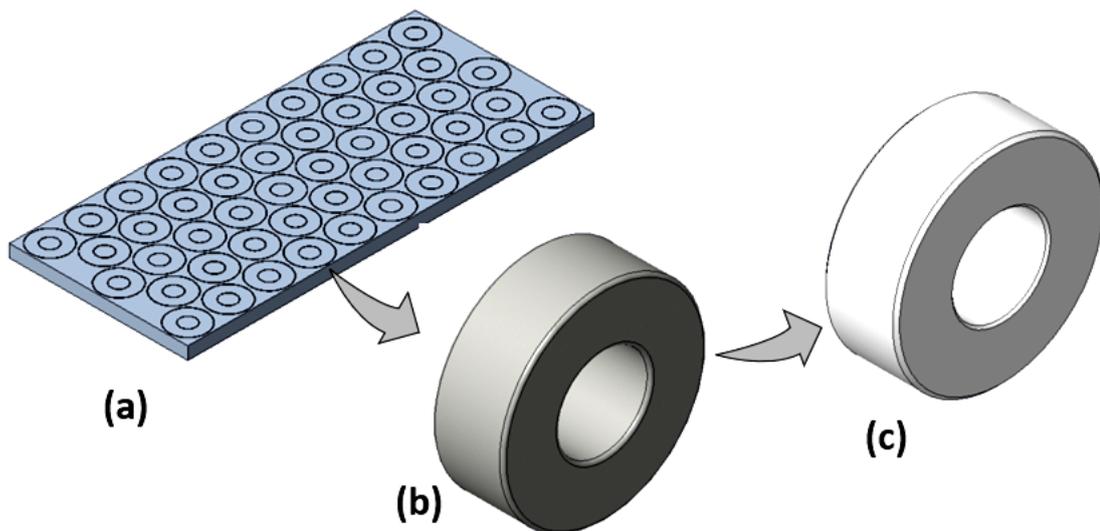
Figura 17 – Buchas suporte do mancal.



Fonte: O Autor.

A fabricação destas buchas segue o fluxo de processos ilustrado na Figura 18, o qual foi estabelecido visando facilitar o processo produtivo do componente em questão, e reduzir custos com matéria-prima. Estas são agrupadas em um plano de corte pelo próprio *software* de programação do equipamento de corte a plasma (marca Lantek Expert, modelo 2022) que faz a distribuição das diversas peças sobre uma placa metálica (Figura 18a). A pré-forma usinada por PAC (Figura 18b) possui em média de 2,0 a 5,0 mm de sobremetal tanto no raio interno, quanto no raio externo. Esse excesso de material é removido em operações subsequentes de torneamento externo² realizadas em um centro de torneamento comandado numericamente (CNC). Após realização da operação de torneamento, as peças apresentam as características ilustradas na Figura 18c.

Figura 18 – Esquema do processo de fabricação das buchas. A bucha em (b) deve apresentar uma superfície livre de carepas; e em (c) uma rugosidade média máxima de 3.2 μm nas superfícies interna e externa.



Fonte: O Autor.

No processo subsequente de usinagem por torneamento destas buchas ocorre um elevado consumo de ferramentas de corte, bem como, uma baixa produtividade. A baixa produtividade decorre do fato de serem adotados condições de corte (v_c , f_n e a_p) com valores inferiores àqueles usados em operações similares realizadas em materiais que não sofrem prévia operação de corte térmico. Já o elevado consumo de insertos é resultado do rápido desgaste e avarias das ferramentas, em virtude às alterações microestruturais produzidas na zona termicamente afetada resultantes das operações preliminares de corte térmico.

² O estudo concentrou-se na usinagem do diâmetro externo pois constitui a operação de torneamento da peça conceito que leva ao maior consumo de insertos.

É importante destacar que placas com diferentes espessuras são utilizadas para fabricação das buchas, devido à variação na dimensão do comprimento destas (ou seja, na espessura da placa). Dessa forma, são adotados diferentes parâmetros de corte por plasma, dependendo do comprimento da bucha a ser produzida. Assim sendo, o tamanho e as características microestruturais da ZACT são distintas para cada caso. Dada as variações nas características e dimensões da ZACT em cada uma das peças produzidas, as suas usinabilidades diferem entre si. Essas dissimilaridades geram alterações no desempenho e vida da ferramenta durante o torneamento de cada dimensão de bucha. Tal cenário prejudica o planejamento do processo, dificultando a sua otimização.

Com base no exposto, foi realizado o levantamento do número de buchas usinadas nos centros de torneamento da célula produtiva na qual esta operação de fabricação é desenvolvida. Tendo em vista o levantamento realizado, verificou-se a existência de vinte e três (23) códigos distintos de buchas com geometrias similares, que são usinadas utilizando uma mesma configuração de inserto, porém, utilizando apenas suportes de ferramenta distintos. Destas 23 buchas, foi selecionada uma bucha como objeto de estudo nesta pesquisa (peça conceito), tendo como critério de seleção o maior volume de produção do item. A bucha em questão (Cód. 4194359C) tem uma demanda anual média de 5000 peças, tendo assim um número suficiente de peças para possibilitar a realização do estudo proposto. Esta bucha na condição como cortada a plasma é ilustrada na Figura 19. A indicação do equipamento e parâmetros utilizados na operação de corte a plasma são informados na Tabela 2.

Figura 19 – Peça conceito (bucha). Dimensões: $\varnothing_{\text{interno}}$ 50 mm, $\varnothing_{\text{externo}}$ 125 mm, e espessura de 25 mm.



Fonte: O Autor.

Tabela 2 – Condições de realização do corte a plasma.

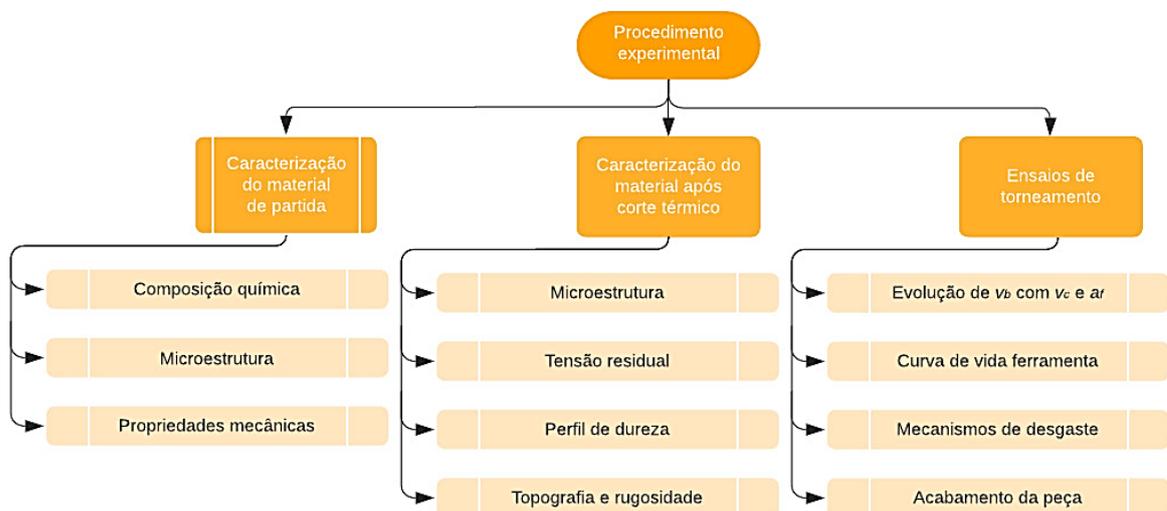
Dados	Bucha Cód. 4194359C
Espessura da placa	25 mm
Máquina/Modelo	Messer/Multitherm 400
Tensão	158 V
Corrente	260 A
Velocidade de corte	1560 mm/min
Gás de perfuração (piercing)	Oxigênio
Gás de corte	Ar comprimido
Vazão	8 – 9 Bar
Altura de corte	2,5 mm
GAP (sandria)	3,5 mm

Fonte: O Autor.

Após definição da peça conceito, foram levantadas informações referentes ao consumo de insertos nas operações de torneamento desta, considerando o período de tempo compreendido entre 01/03/2019 a 01/03/2020. Nessa ocasião foi identificado um consumo oscilante de inserto compreendido entre 35 a 55 ferramentas consumidas para execução da usinagem da bucha código 4194359C.

De modo a facilitar a visualização das diversas etapas que compõe o procedimento experimental adotado para a realização deste trabalho, elaborou-se um fluxograma (Figura 20) das principais tarefas realizadas. A descrição de cada uma das etapas apontadas é feita de forma detalhada nos tópicos seguintes: caracterização do material de partida (seção 3.1), caracterização do material após o corte térmico (seção 3.3), aspectos relacionados aos ensaios de torneamento (seções 3.4, 3.5, 3.6 e 3.7), caracterização do material e da ferramenta após ensaios de torneamento (seções 3.8 e 3.9, respectivamente).

Figura 20 – Fluxograma do modelo experimental



Fonte: O Autor.

3.2 DESCRIÇÃO DO MATERIAL

O material utilizado na produção das buchas constitui placas de aço ABNT NBR 6655 Grau LN 280 laminadas a quente, fornecidas pela empresa Gerdau sob a designação comercial ‘SS300 Gerdau’. Estas placas são fornecidas em largura de 2000 a 2600 mm, comprimento de 1500 a 8300 mm e com espessuras variando no intervalo entre 12,5 a 63 mm. Cabe esclarecer que as placas com espessuras de 12,5 a 16 mm são cortadas a laser, àquelas com espessuras entre 18 a 40 mm são cortadas por PAC, e aquelas com espessuras superiores são cortadas com o processo oxicorte. A composição química e as propriedades mecânicas nominais do referido material, fornecidas pela Gerdau, são informadas nas Tabela 3 e Tabela 4, respectivamente.

Tabela 3 – Composição química (em %wt.) do aço ABNT NBR 6655 grau LN280 – dados fornecidos pela Gerdau.

C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	V	Nb	Ti	C _{eq} *
0,22 _{máx}	0,6-1,5	0,03 _{máx}	0,02 _{máx}	0,40 _{máx}	0,03 _{máx}	0,60 _{máx}	0,15 _{máx}	0,05 _{máx}	0,05 _{máx}	0,45

$$*C_{eq} = C + Mn/6 + (Cr+Mo+V)/5 + (Ni+Cu)/15.$$

Fonte: Gerdau (2022)

Tabela 4 – Propriedades mecânicas do aço ABNT NBR 6655 grau LN 280 – dados fornecidos pela Gerdau.

Direção	Limite de escoamento	Limite de resistência	Alongamento (%)
Transversal	300 a 450 MPa	435 _{mín} MPa	22 _{mín} . (%) (CP de 50mm)

Fonte: Gerdau (2022)

A composição química e propriedades mecânicas efetivas do material foram determinadas utilizando, nesta ordem, a técnica de espectroscopia de emissão óptica – OES (empregando um espectrômetro da marca Bruker modelo Q8 Magellan), e ensaio de tração uniaxial (utilizando-se uma máquina universal de ensaios da marca EMIC modelo DL100). A sua microestrutura também foi investigada utilizando microscopia óptica (usando um microscópio da marca Zeiss modelo Axio Lab A1, equipado com uma câmera AxioCam 105 com resolução de 5,0 MP).

3.3 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL APÓS CORTE TÉRMICO

De modo a caracterizar a ZACT produzida pelo corte térmico sobre o material analisado, as seções transversais das buchas, após operação de PAC, foram caracterizadas microestrutural e mecanicamente. A microestrutura da ZACT foi avaliada metalograficamente utilizando um

microscópio óptico da marca Zeiss modelo Axio Lab A1, após preparação metalográfica e ataque químico utilizando reagente Nital 5%. O grão de tensão ao longo da microestrutura das seções transversais das buchas na região da ZACT também foi determinado por medidas de perfil de tensão residual, utilizando um difratômetro Shimadzu XRD-7000 (radiação Cr-K α e velocidade de varredura de 1,8 °/min) adotando o método \sin^2W . Neste caso, as amostras foram rotacionadas para produzir ângulos W entre - 50° a 50° variando em intervalos de 10°, de acordo com o método ‘Chi’ (WOLLMANN *et al.*, 2017). Este mesmo equipamento foi utilizado na identificação das fases presentes no material, entretanto utilizando radiação Cu-K α com intervalo de varredura θ -2 θ entre 30° e 110°, e velocidade de varredura de 1°/min. De modo a levantar o perfil de tensão residual na seção transversal da amostra, a superfície da aresta de corte foi submetida a sucessivas remoções de material (incremento de 50 μ m entre elas) por meio de usinagem eletroquímica utilizando uma solução composta por 50% de ácido nítrico e 50% de água destilada como eletrólito. Já para realizar às medidas sobre a seção superficial da amostra, esta foi primeiramente submetida à usinagem eletroquímica de modo a remover eventuais tensões resultantes das operações de fabrico da placa, sendo a distância de incidência do feixe de DRX a partir da aresta de corte estabelecida por meio de uma mesa posicionadora de precisão. As medições da microdureza ao longo da seção transversal das amostras foram realizadas utilizando um microdurômetro da marca Shimadzu modelo HMU-2, aplicando-se uma carga de 500 gf por 15 s.

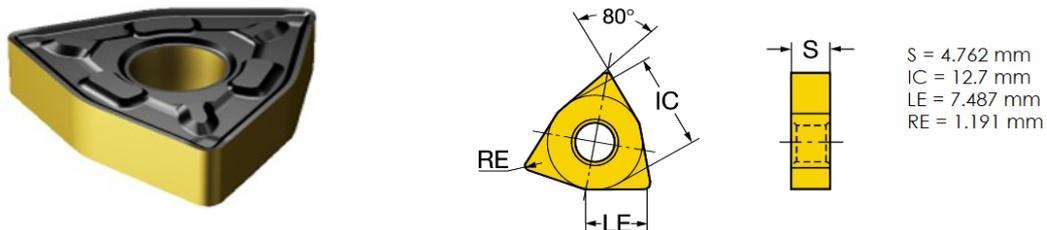
3.4 DESCRIÇÃO DA FERRAMENTA DE CORTE

O trabalho foi dividido em duas etapas: análise do efeito das condições de corte sobre a evolução do desgaste i) na classe de inserto adotado atualmente em operação de torneamento convencional; e ii) em uma nova classe de inserto concebida para condições de torneamento de alto avanço.

Na etapa ‘i’ (torneamento convencional) foi empregado o inserto trigonal de metal-duro modelo WNMG 08 04 12-PR 4315 da marca Sandvik Coromant (Figura 21), acoplado à um porta-ferramentas também da marca Sandvik Coromant modelo MWLNR 2525M 08 (Figura 22a). Este inserto é feito de metal duro classe P (cuja aplicação é recomendada à usinagem de aços ou de materiais que produzem cavacos longos), sendo constituído por carboneto de tungstênio (WC) e adições de carbonetos de Ti, Ta e/ou Nb, aglomerados em uma matriz de cobalto. O inserto conta com revestidos nanométricos com coberturas, nesta ordem, de TiCN,

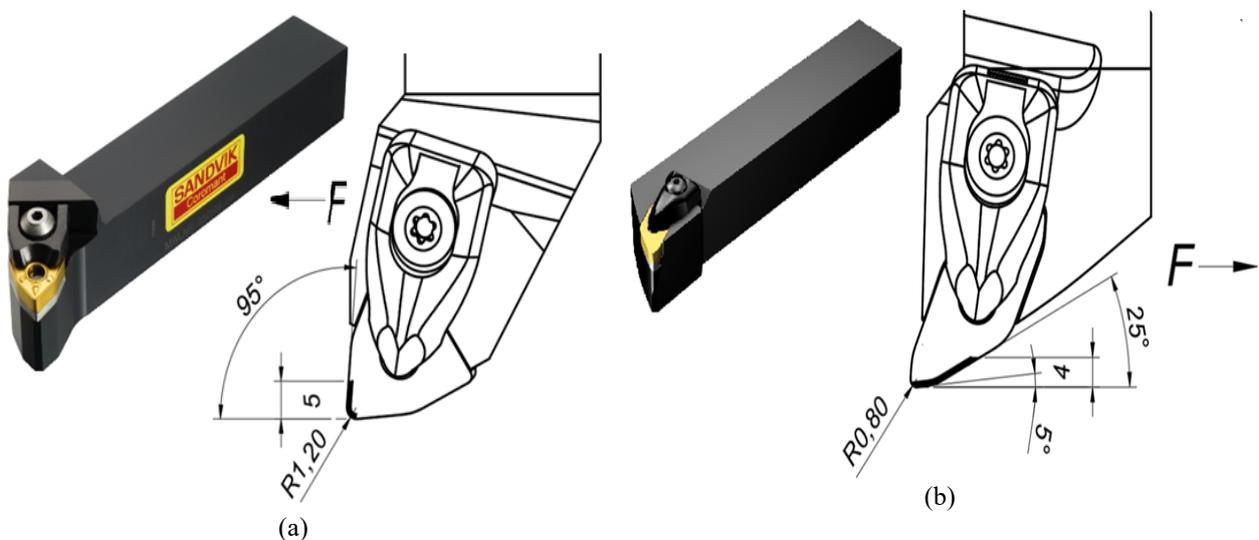
Al_2O_3 e TiN sobre o flanco, e TiCN e Al_2O_3 sobre a superfície de saída; em ambos os casos aplicadas através de processo de deposição química em fase de vapor (CVD). Os intervalos das condições de corte recomendadas pela fabricante para uso desse inserto correspondem: $v_c = 255 - 345$ m/min; $f_n = 0.25 - 0.7$ mm/rotação; e $a_p = 1 - 5$ mm.

Figura 21 – Característica geométrica dos insertos utilizados nas operações de torneamento convencional.



Fonte: Sandvik Coromant (2022).

Figura 22 – Características geométricas dos porta-ferramentas utilizados nas operações de torneamento (a) convencional e (b) de alto avanço.

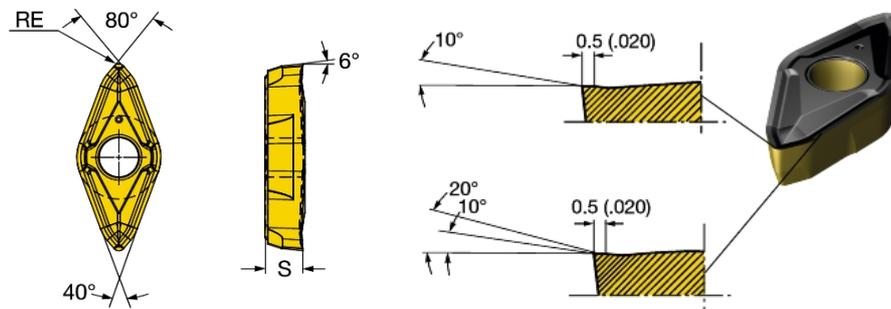


Fonte: Adaptado de Sandvik Coromant (2022).

Na etapa 'ii' (torneamento de alto avanço) foi aplicado o inserto rômbico de metal-duro modelo CP-B1108-H3 4425 (Figura 23) também da marca Sandvik Coromant, acoplado à um porta-ferramenta da marca Sandvik Coromant modelo CP-25BR-2525-11 (Figura 22b). Este inserto é feito de metal duro classe P, cuja aplicação é designada à usinagem com altíssimos avanços. É constituído basicamente por carboneto de tungstênio e adições de carbonetos de Ti, com um revestimento tríplice base de $\text{TiCN} + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiN}$ depositados sobre o flanco, e duplex a base de $\text{TiCN} + \text{Al}_2\text{O}_3$ aplicados sobre a superfície de saída, em ambos os casos pelo processo

CVD. O intervalo de condições de corte indicadas pelo fabricante para uso desse inserto correspondem: $v_c = 275 - 350$ m/min; $f_n = 0,59 - 1,21$ mm/rotação; e $a_p = 0,5 - 4$ mm.

Figura 23 – Característica geométrica dos insertos utilizados nas operações de torneamento de alto avanço.



Fonte: Sandvik Coromant (2022).

3.5 DESCRIÇÃO DA MÁQUINA-FERRAMENTA E CONDIÇÕES DE FIXAÇÃO

Conforme mencionado anteriormente, as operações de torneamento são realizadas nas buchas com o intuito de corrigir o diâmetro externo das mesmas. Em linha de produção (Linha 19) da Unidade de Construção da Bruning Tecnometal, são empregadas máquinas-ferramentas de marcas diversas. Para realização deste estudo, entretanto, todos os experimentos realizados foram conduzidos em um mesmo centro de torneamento CNC pertencente a referida linha de produção, da marca Mazak modelo Quick Turn Smart 200M, que opera sob rotação máxima de 5000 rpm e potência máxima no fuso de 18,5 kW (Figura 24).

Figura 24 – Fotografia do centro de torneamento adotado para realização das operações de torneamento



Fonte: O Autor.

As peças conceito adotada neste estudo são fixadas na máquina-ferramentas anteriormente ilustrada, utilizando uma placa universal da Marca Kitagawa modelo B-208 de três castanhas, acionada hidráulicamente. Para possibilitar a fixação da peça conceito à placa solidária ao eixo árvore do centro de torneamento, foram concebidas castanhas especiais que permitem a fixação em dois estágios (operação 1 e 2), conforme ilustrado na Figura 25.

Figura 25 – Fixação da peça na placa em dois estágios (operação 1 e operação 2).



Fonte: O Autor.

3.6 ESTRATÉGIAS DE TORNEAMENTO ADOTADAS

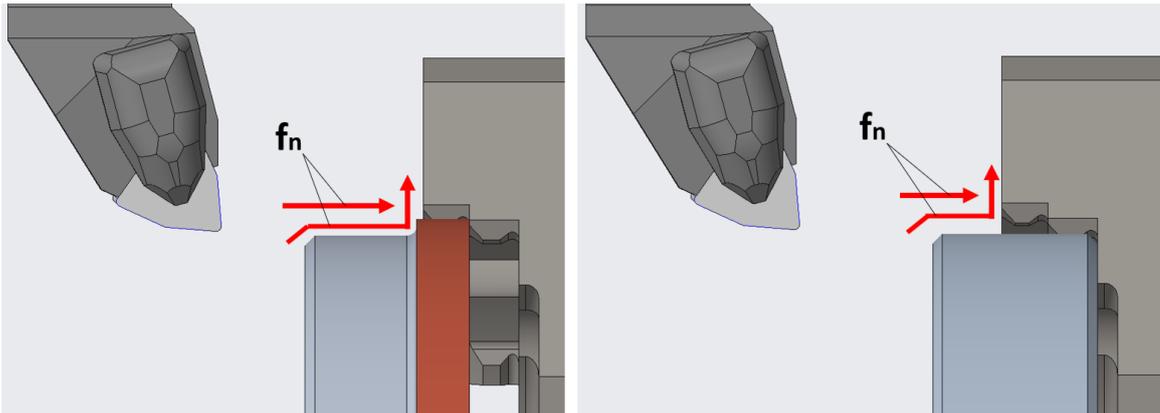
Como foram adotadas duas ferramentas de corte com geometrias distintas e que empregam sistemas de fixação dissimilares (vide seção 3.4), faz-se necessária a adoção de estratégias e trajetórias também distintas para cada aplicação.

Neste sentido, para a ferramenta da condição “i” (suporte MWLNR 2525M 08 e inserto WNMG 080412 PR4315), foi aplicada uma trajetória de torneamento longitudinal, sentido ponto → placa, usando avanço de corte e velocidade de corte constantes ao longo de todos os movimentos, conforme ilustrado na Figura 26.

Já para a condição “ii” (suporte CP-25BR-2525-11 e inserto CP-B1108-H3 4425), a trajetória da ferramenta é modificada, sendo que o movimento principal de corte se dá no sentido placa → ponto, tendo ainda como diferenças o método de aproximação e entrada, e o avanço de corte nesta etapa. Para todos os movimentos ilustrados na Figura 27, o avanço de

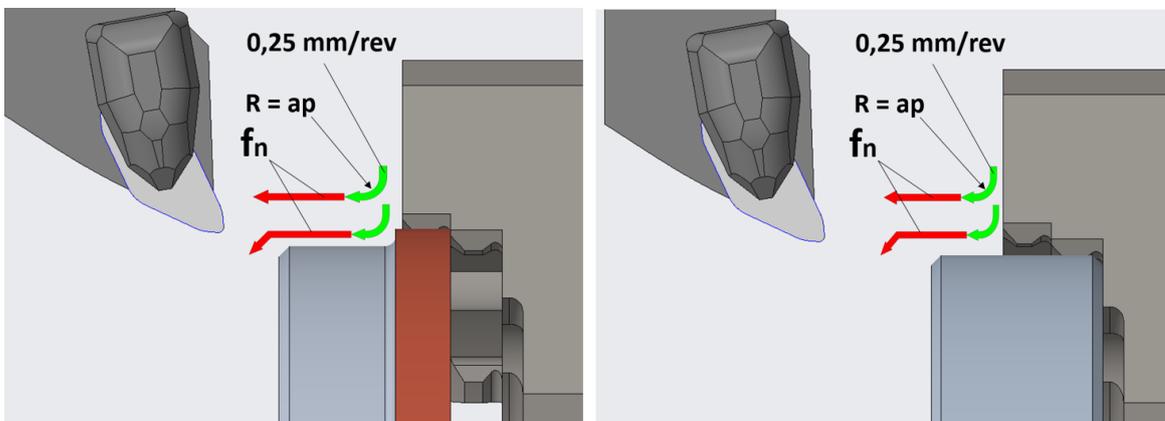
corte no movimento de penetração na peça foi fixado em 0,25 mm/rot, sendo que os demais avanços são dados pelo delineamento experimental da pesquisa, a velocidade de corte é constante ao longo de toda a operação. Além disso, há a programação de um raio na trajetória de entrada, o qual é igual a profundidade de corte adotada.

Figura 26 – Trajetória da ferramenta na usinagem em torneamento convencional.



Fonte: O Autor.

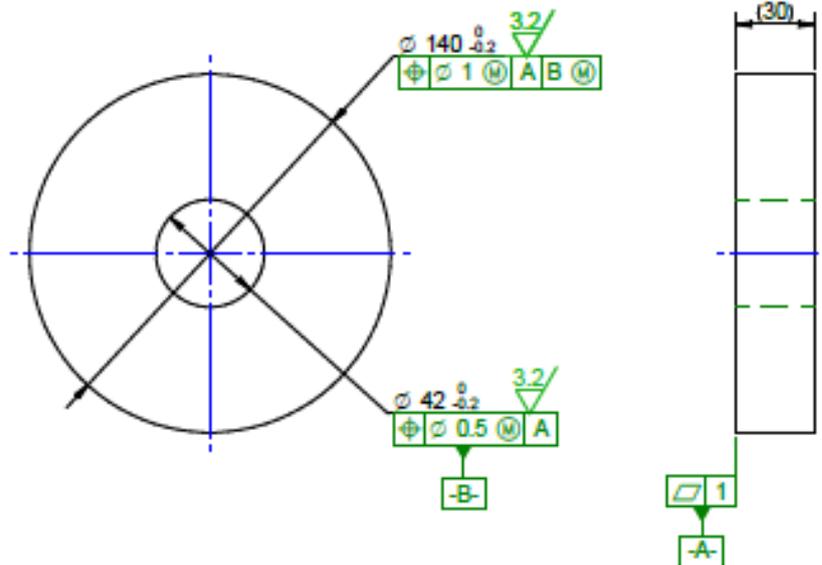
Figura 27 – Trajetória da ferramenta na usinagem em torneamento de alto avanço.



Fonte: Autor

Na Figura 28 é evidenciada as dimensões e tolerâncias para a peça de referência adotada neste trabalho, que devem ser obtidas após realização da operação de torneamento.

Figura 28 – Dimensões finais requisitadas após torneamento para a bucha Cód. 4194353C.



Fonte: O Autor.

3.7 DELINEAMENTO EXPERIMENTAL – TORNEAMENTO

Para determinação da vida da ferramenta de corte e caracterização dos mecanismos de desgaste tanto no torneamento convencional quanto no torneamento de alto avanço foram realizados nove ensaios a partir combinação de três valores distintos de velocidade de corte e três de avanço, mantendo-se a profundidade de corte constante. Cada condição de ensaio foi repetida três (3) vezes com o intuito de aferir a repetitividade dos dados levantados.

Os parâmetros adotados são indicados na Tabela 5. Na Tabela 5 também são indicados os máximos valores do desgaste de flanco (V_B) para cada inserto, conforme especificação da norma ISO 3685. O desgaste de cratera não foi considerado como critério de fim de vida da ferramenta devido à dificuldade para sua quantificação. A referida norma especifica procedimentos recomendados para execução dos ensaios de vida da ferramenta (de aço rápido, metal duro ou cerâmica) de ponta única, para execução de operações de torneamento de metais ferrosos (aços e ferro fundidos). As recomendações da referida norma podem ser aplicadas tanto em ensaios laboratoriais quanto em práticas de produção.

O meio lubri-refrigerante empregado em todos os ensaios foi do fluido de corte da marca Blaser Swissslube classe Synergy 905, que constitui um fluido de corte sintético, isento de adições de cloro e óleo mineral. Este fluido de corte é recomendado para uso em condições de usinagem de alto desempenho, tanto em operações de usinagem leve e severa de ferros fundidos e aços.

Tabela 5 – Condições de corte adotadas nos experimentos realizados.

Condições	v_c (m/min)	f_n (mm/rev)	a_p (mm)	V_B (mm)
Torneamento convencional	140	0,2	1,5	0,6
	160			
	200			
	140	0,3		
	160			
	200			
	140	0,4		
	160			
	200			
Torneamento alto avanço	140	0,5	1,5	0,6
	160			
	200			
	140	0,75		
	160			
	200			
	140	0,82		
	160			
	200			

Fonte: O Autor.

Optou-se por manter a profundidade de corte constante devido ao fato da evolução do desgaste de flanco ser pouco influenciado pela variação desta quando comparado ao efeito das v_c e f_n , conforme discutido na seção 2.1.2.

3.8 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL APÓS TORNEAMENTO

Para medição da rugosidade das superfícies usinadas em torneamento convencional e de alto avanço foi utilizado um rugosímetro digital da marca Mitutoyo modelo Surftest SJ-210 – 178-561-12A. A resolução deste equipamento é de 360 μm (-200 μm até +160 μm). A velocidade de deslocamento da agulha durante a medição varia de 0,25 até 0,75 mm/s com velocidade de retorno de 1 mm/s. A força de medição declarada pelo equipamento é de 4 mN/0.75 mN (ou 0.4 gf/0.075gf). A ponta tem seu material composto por diamante, sendo o seu raio com valores de 5 μm /2 μm (ou 200 μin /80 μin).

Destaca-se que as medidas de rugosidade das peças usinadas foram realizadas sempre após a aresta de corte de cada inserto usinar um número (N) de 15, 25 e 35 buchas para cada parâmetro de processo adotado no presente estudo. Estes números foram escolhidos para gerar no inserto um desgaste superior ao limite estabelecido na norma ISO 3685 e manter o acabamento mínimo exigido para o componente.

3.9 CARACTERIZAÇÃO DAS FERRAMENTAS APÓS TORNEAMENTO

A evolução do desgaste de flanco em função do número (N) de buchas usinadas foi medida utilizando um Microscópio Digital USB da marca Dino-lite, modelo AM3113T (com resolução de 640×480 pixels), utilizando uma ampliação de $35\times$. Para fazer a interface da lupa com o computador utilizou-se o *software* DinoCapture 2.0.

A caracterização dos mecanismos de desgaste atuantes na ferramenta de torneamento convencional e de alto avanço, após alcançar o desgaste de flanco máximo recomendado pelo fabricante, foi realizada utilizando microscopia eletrônica de varredura (MEV) e espectroscopia de energia dispersiva (EDS – *Energy Dispersive Spectroscopy*). Antes de realizar a caracterização, as pastilhas foram limpas em banho de ultrassom com álcool etílico por 10 minutos, e secas na sequência sob fluxo de ar quente. As imagens das regiões desgastadas foram registradas utilizando o MEV marca JEOL modelo JSM 6360, com fonte de filamento de tungstênio que opera em tensões de 0,2 a 30 kV. A resolução nominal deste equipamento é de 3 nm operando a 30 kV. Os percentuais dos elementos químicos presentes em pontos predeterminados das regiões desgastadas foram obtidos com auxílio de um detector de EDS da marca Bruker modelo NanoCompact, interfaceado ao MEV.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção são apresentados e discutidos os resultados obtidos a partir das caracterizações realizadas no material da peça conceito, e dos ensaios de usinabilidade. A apresentação destes resultados é feita de forma separada nas subseções seguintes, iniciando com a descrição das características do material.

4.1 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL

4.1.1 Caracterização do material de partida

Na Tabela 6 é indicada a composição do aço ABNT NBR 6655 grau LN280 obtida através do ensaio de espectroscopia de emissão óptica, realizado em amostra obtida a partir do lote empregado como matéria-prima para produção da peça conceito adotada neste trabalho. A título de comparação, também foram incluídos na Tabela 6 os valores nominais fornecidos pela norma e pela empresa provedora do material. A comparação entre os valores permite concluir que o material fornecido tem composição próxima aquela informada pela Gerdau em seu relatório técnico de fornecimento de material, e dentro dos limites estipulados pela norma ABNT NBR 6655 grau LN280.

Tabela 6 – Comparativo dos valores da composição química (em %wt.) real (medida) e nominal (norma e catálogo do fabricante) do aço ABNT NBR 6655 grau LN280.

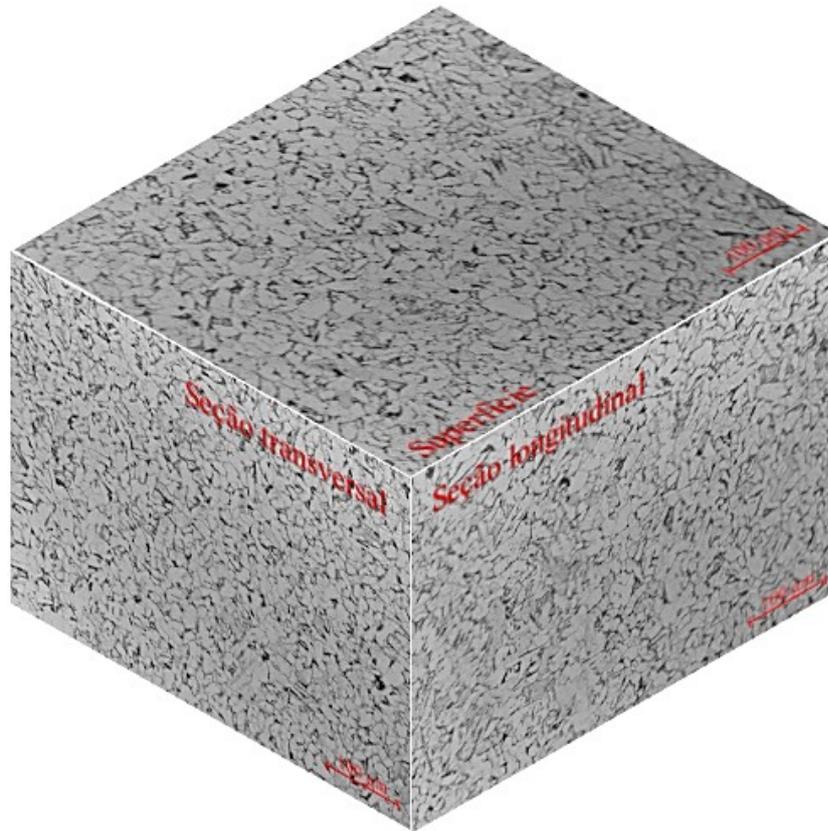
Fonte	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	V	Nb	Ti
Medido	0,202	1,206	0,019	0,005	0,180	0,011	0,015	0,002	0,001	0,001
Norma	0,20	1,20	0,025	0,025	0,3	0,03 _{máx}	0,60 _{máx}	0,15 _{máx}	0,05 _{máx}	0,05 _{máx}
Catálogo	0,22 _{máx}	0,6-1,5	0,03 _{máx}	0,025 _{máx}	0,4 _{máx}	0,03 _{máx}	0,60 _{máx}	0,15 _{máx}	0,05 _{máx}	0,05 _{máx}

Fonte: O autor.

Na Figura 29 é mostrada a micrografia das seções transversal, longitudinal e superficial de uma amostra extraída a partir de uma placa do lote empregado como matéria-prima para produção da peça conceito adotada neste trabalho. É possível identificar a ocorrência de uma estrutura de grãos equiaxiais típica de placas laminadas a quente, constituída por microestrutura hipoeutetóide característica dos aços de baixa ligada com baixo teor de carbono. Essa microestrutural é formada pelos microconstituintes ferrita poligonal (coloração clara) e perlita (coloração escura). O tamanho de grão médio da ferrita, determinado seguindo os

procedimentos estabelecidos pela norma ASTM E112, foi calculado em 16,08 μm . Cabe destacar que não são verificadas variações no padrão da microestrutura nas três seções observadas, o que se deve à recristalização catalisada pelo trabalho a quente, a qual elimina a orientação granular preferencial típica da deformação produzida pelas operações de laminação realizadas a frio e a morno.

Figura 29 – Microestruturas das seções transversal, longitudinal e superficial da placa de aço ABNT NBR 6655 grau LN280

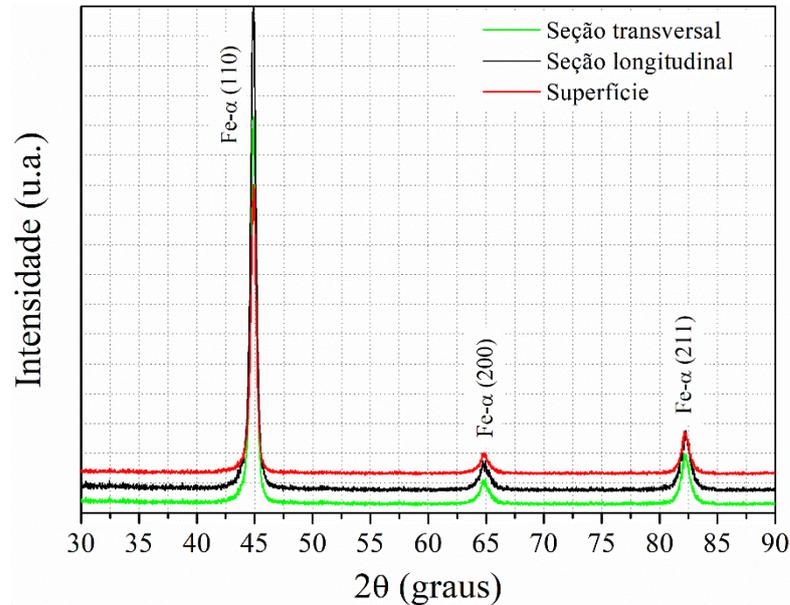


Fonte: O autor.

Na Figura 30 são apresentados os padrões de difração de Raios-X obtidos a partir de varreduras realizadas nas seções transversal, longitudinal e superficial do aço ABNT NBR 6655 grau LN280. Observa-se em todos os espectros a presença de picos com maior intensidade, referentes a fase α -Fe (110), α -Fe (200) e α -Fe (211), com reflexões nos ângulos 2θ de 44,68°; 64,90° e 82,20°, respectivamente. É possível verificar também que não ocorrem picos relacionados aos carbonetos de ferro (cementita) nos padrões de DRX da Figura 30, indicado que a fração deste microconstituente é tão baixa que o mesmo não foi identificado pela técnica. Essa observação corrobora os resultados apresentados na Figura 29, a partir dos quais é possível

visualizar uma baixa fração volumétrica do microconstituente perlita (que é rica em cementita) na microestrutura do aço ABNT NBR 6655 grau LN280.

Figura 30 – Padrões de DRX determinados a partir das seções transversal, longitudinal e superficial da placa de aço ABNT NBR 6655 grau LN280



Fonte: O autor.

Na Figura 31 são mostradas as curvas de tensão-deformação de engenharia corpos de prova extraídos nas seções transversal (a) e longitudinal (b) da placa de aço ABNT NBR 6655 grau LN280. A título de comparação, em (c) é mostrado um comparativo entre as curvas tensão-deformação obtidas em ambas as direções³. Para cada direção foram ensaiadas três amostras, cujas curvas estão sobrepostas na Figura 31 para cada condição.

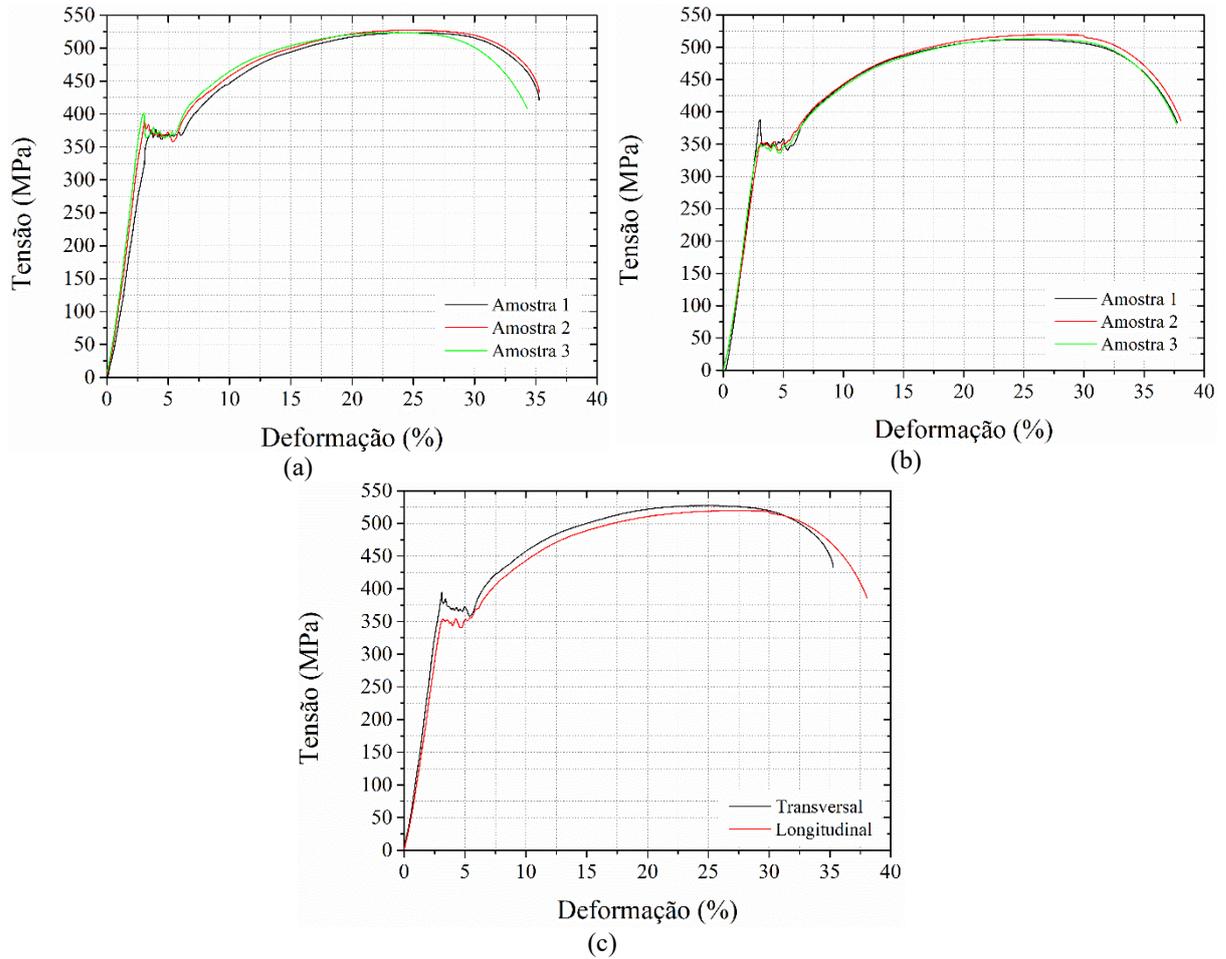
Analisando-se a Figura 31 é possível verificar primeiramente que todas as curvas evidenciam a ocorrência do fenômeno de ‘instabilidade na entrada do escoamento’, evento com ocorrência típica em aços com baixo teor de carbono. Outrossim, por meio da análise das Figura 31(a) e Figura 31(b) observa-se que a variação entre as curvas obtidas para cada direção é praticamente desprezível, situando-se abaixo da variabilidade de 15% aceitável para o valor das propriedades mecânicas (SOUZA, 1982).

Da mesma, a observação da Figura 31(c) evidencia que também não ocorrem variações significativa no comportamento mecânico em relação à direção de extração dos corpos de prova na placa de aço ABNT NBR 6655 grau LN280. Esse resultado é esperado, uma vez que, o

³ Na Figura 31(c) foram agrupadas as curvas que apresentaram maior percentual de alongamento, para cada direção considerada.

trabalho a quente gera um comportamento isotrópico das propriedades mecânicas dos metais processados sob tais condições.

Figura 31 – Curvas tensão-deformação de engenharia para corpos de prova extraídos nas seções (a) transversal e (b) longitudinal da placa de aço ABNT NBR 6655 grau LN280. Em (c) é mostrado o comparativo entre as curvas.



Fonte: O autor.

Na Tabela 7 são informadas as principais propriedades mecânicas determinadas a partir das curvas tensão-deformação de engenharia. Pode-se observar o comportamento isotrópico nos valores do módulo de elasticidade, das tensões limite de escoamento e limite de resistência à tração, e do alongamento. Igualmente, comparando-se estes valores àqueles indicados previamente nas Tabela 1 e Tabela 4, pode-se inferir que o material ensaiado exibe as características mecânicas especificadas à ele pela norma ABNT NBR 6655 e por seu fornecedor, respectivamente.

Tabela 7 – Propriedades mecânicas do aço ABNT NBR 6655 grau LN280 determinadas a partir das curvas tensão-deformação de engenharia apresentadas na Figura 31 (a) e (b).

Direção	Módulo de Young (GPa)	Limite de escoamento (MPa)	Limite de resistência à tração (MPa)	Alongamento (%)
Transversal	203±8	395,1±14,16	524,2±0,68	36,39±0,53
Longitudinal	206±3	382,9±16,07	523,3±1,15	37,75±0,96

Fonte: O autor.

4.1.2 Caracterização do material após corte térmico

Na Figura 32 são mostradas as micrografias da seção transversal da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280 junto à aresta de corte do seu diâmetro externo, evidenciando o efeito do aporte térmico produzido pelo processo de corte sobre a microestrutura do material. A micrografia da região nomeada por SÑACT (substrato não afetado pelo calor) revela uma estrutura de grãos com características similares àquelas apresentadas e discutidas anteriormente na Figura 29.

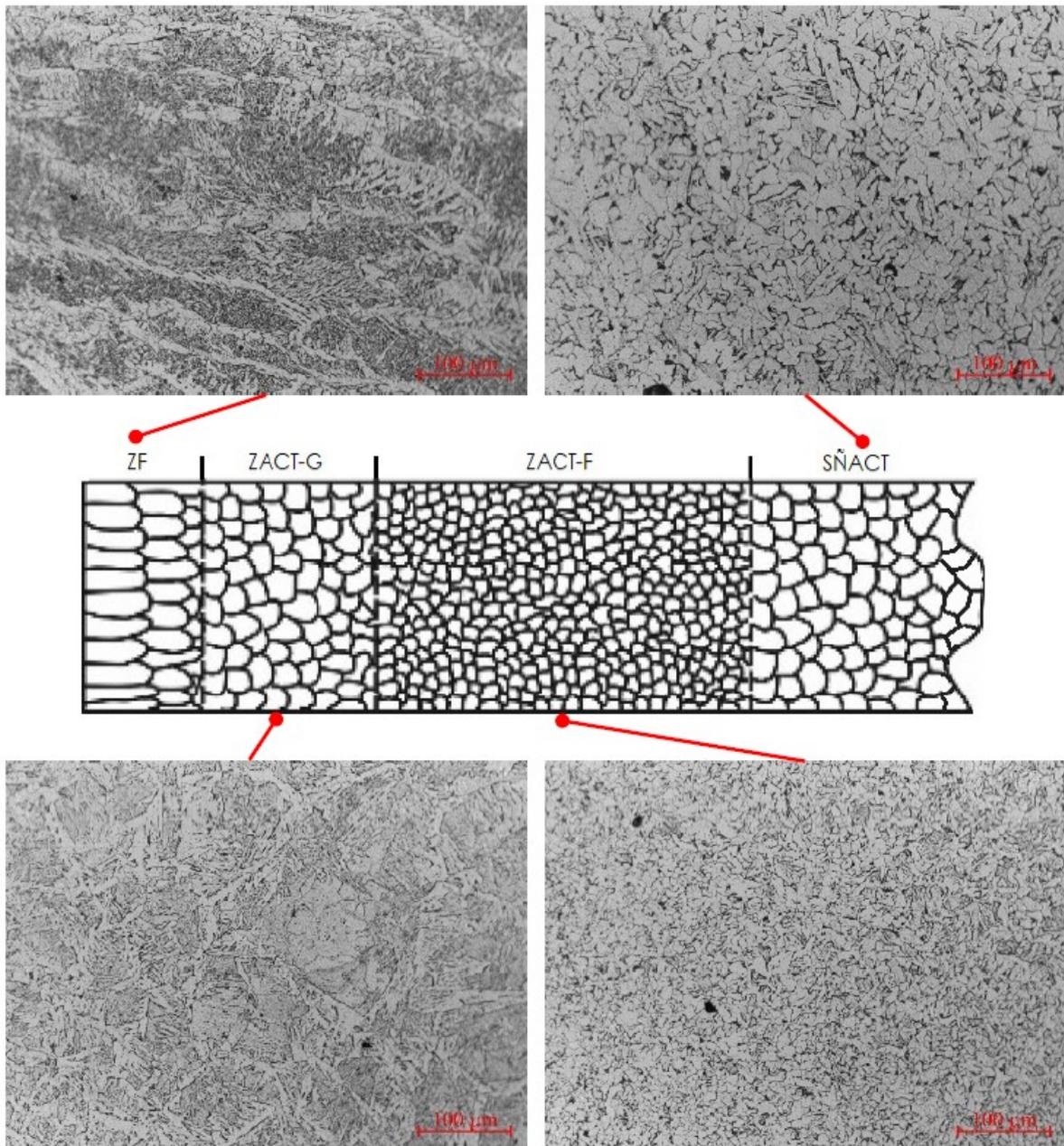
A microestrutura da zona afetada pelo corte térmico (ZACT) é tipicamente constituída por uma região de grãos grosseiros (ZACT-G) próxima a linha de fusão, e uma região de grãos refinados (ZACT-F) situada entre a ZACT-G e o SÑACT. Conforme sabido, o maior tamanho de grão da ZACT-G deve-se à sua proximidade em relação a poça de fusão, e a granulação mais fina da ZACT-F se dá em virtude do resfriamento produzido pelo volume do metal de base.

A região da ZACT-F é composta pelos microconstituintes ferrita poligonal, ferrita de contorno de grão e perlita, todos com granulação fina. Nesta região, durante o processo de corte térmico, a temperatura é suficiente para formar a austenita, no entanto o máximo valor alcançado não é suficiente para dissolver completamente a cementida que compõe a perlita, como ocorre na região da ZACT-G. Conseqüentemente, ao formar grãos ferríticos finos durante a recristalização, o crescimento de grão da austenita é suprimido e a ulterior transformação desta em uma estrutura hipoeutetóide grosseira não ocorre durante o seu resfriamento. Clarifica-se que a formação de ferrita poligonal ocorre a partir da decomposição da austenita a altas temperaturas, sendo caracterizada pela presença de contornos de grãos poligonais.

A região da ZACT-G também é constituída por ferrita poligonal, ferrita de contorno de grão e perlita, entretanto com granulação mais grosseira. Cabe destacar que a ZACT-G atinge valores de temperatura acima da crítica – Ac3, o que favorece o crescimento do grão austenítico. Durante o posterior resfriamento, a austenita de granulação grosseira formada irá se decompor em ferrita poligonal, ferrita de contorno de grão e perlita.

Por sua vez, a região da zona fundida (ZF) é composta por ferrita acicular, ferrita de Widmanstätten e, em menor proporção, por ferrita poligonal. De acordo com a literatura, a presença de ferrita acicular está associada a um alto volume de inclusões não metálicas na matriz, sendo esta constituída por agulhas ou placas finas de ferrita que crescem por nucleação intergranular junto as inclusões.

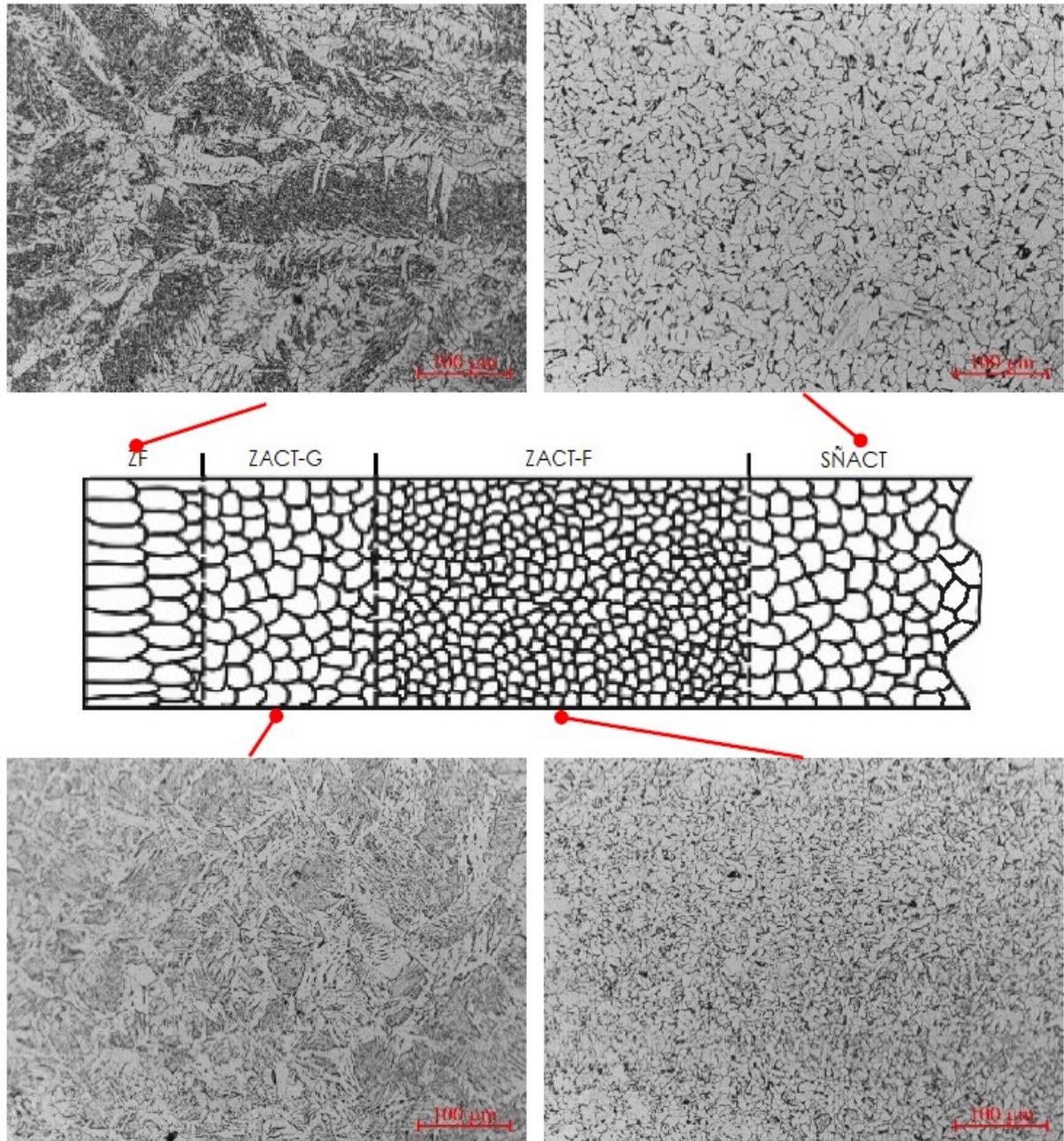
Figura 32 – Micrografia da seção transversal da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280 junto à aresta de corte do seu diâmetro externo.



Onde: ZF → zona fundida; ZACT-G e ZACT-F → zona afetada pelo corte térmico com granulação grosseira e refinada, respectivamente; e SÑACT → substrato não afetado pelo calor.

A Figura 33, por sua vez, exibe as micrografias da seção superficial da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280 na região do seu diâmetro externo. Comparando-se estas com aquelas apresentadas na Figura 32 é possível observar a manutenção do mesmo padrão no que se refere aos microconstituintes formados nas diferentes regiões consideradas.

Figura 33 – Micrografia da seção superficial da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280 junto à aresta de corte do seu diâmetro externo.

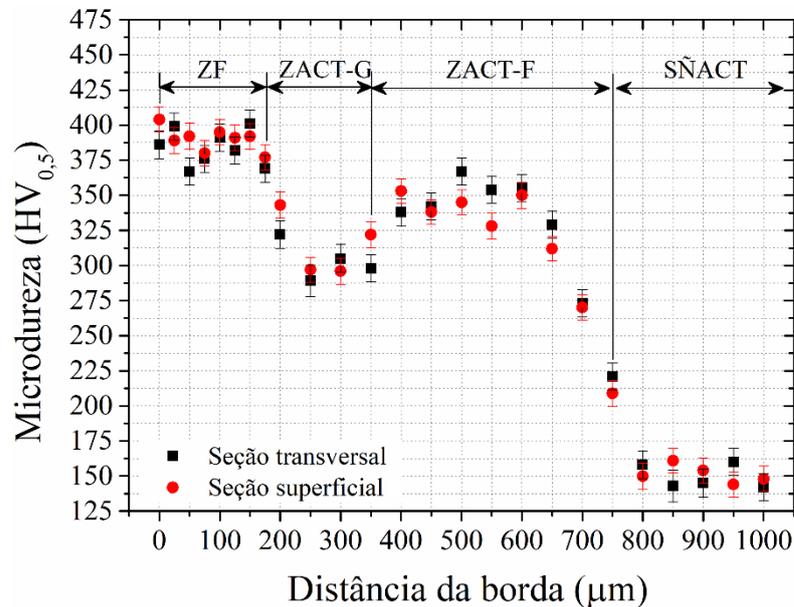


Onde: ZF → zona fundida; ZACT-G e ZACT-F → zona afetada pelo corte térmico com granulação grosseira e refinada, respectivamente; e SÑACT → substrato não afetado pelo calor.

Fonte: O autor.

Na Figura 34 é ilustrado o perfil de dureza medido nas seções transversal e superficial da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280, junto à aresta de corte do seu diâmetro externo. Nota-se claramente a distinção dos patamares de dureza segundo as diferentes regiões da borda de corte, mostradas e discutidas anteriormente nas Figura 32e Figura 33. Igualmente, é possível verificar com clareza que os valores de dureza em relação à distância da borda nas seções transversal e longitudinal exibem o mesmo comportamento e praticamente os mesmos valores. A variabilidade entre os valores para cada patamar é inferior a 15% e, por isso, possivelmente esteja relacionada unicamente à anisotropia da própria microestrutura do material (variação da densidade de defeitos cristalinos e/ou dissimilaridades entre as frações dos microconstituintes presentes em cada uma das seções). Por fim, pelos perfis de dureza é possível afirmar que a profundidade extensão da ZACT é da ordem de 750 μm em ambas as seções de corte avaliadas. Cabe destacar que valores similares foram reportados por outros autores (THOMAS, 2011; ALDAZABAL *et al.*, 2018) em operações de corte a plasma realizadas sob parâmetros similares em aços de baixo teor de carbono.

Figura 34 – Perfil de microdureza com medidas realizadas nas seções transversal e superficial da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280 junto à aresta de corte do seu diâmetro externo.



Onde: ZF → zona fundida; ZACT-G e ZACT-F → zona afetada pelo corte térmico com granulação grosseira e refinada, respectivamente; e SÑACT → substrato não afetado pelo calor.

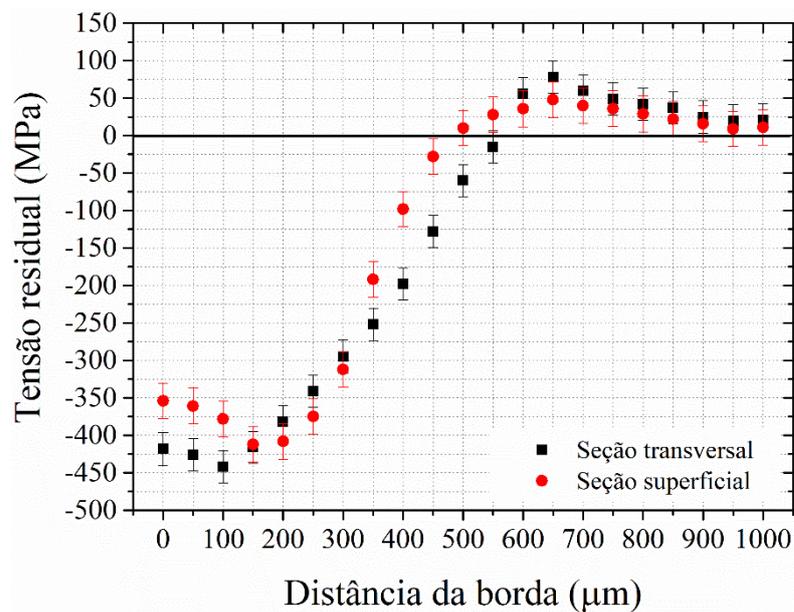
Fonte: O autor.

Na Figura 35 é ilustrado a evolução dos valores de tensão residual medidos ao longo das seções transversal e superficial da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280, junto à

aresta de corte do seu diâmetro externo. Observa-se que corte a plasma gera, na superfície subjacente à aresta de corte, tensões residuais de compressão em ambas as direções consideradas. Estas tensões residuais compressivas se estendem até uma distância de, aproximadamente, 550 μm da aresta de corte; reduzindo gradualmente até se tornarem trativas em profundidades maiores, comportamento este esperado quando se tem tensões em equilíbrio, sem ação de forças externas (GRABARSKI, 2019).

Esse campo superficial de tensões residuais compressivas é formado devido aos grandes gradientes de resfriamento que são produzidos na placa durante o processo de corte (ALDAZABAL *et al.*, 2018). O pico de máxima tensão compressiva abaixo da superfície, ocorre pois os grãos superficiais tem liberdade para deformar-se elasticamente, ao passo que os grãos subsuperficiais não tem espaço para sofrer essa recuperação, causando aumento da tensão residual (PETIT-RENAUD, 2003).

Figura 35 – Evolução da tensão residual ao longo das seções transversal e superficial da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280 junto à aresta de corte do seu diâmetro externo.

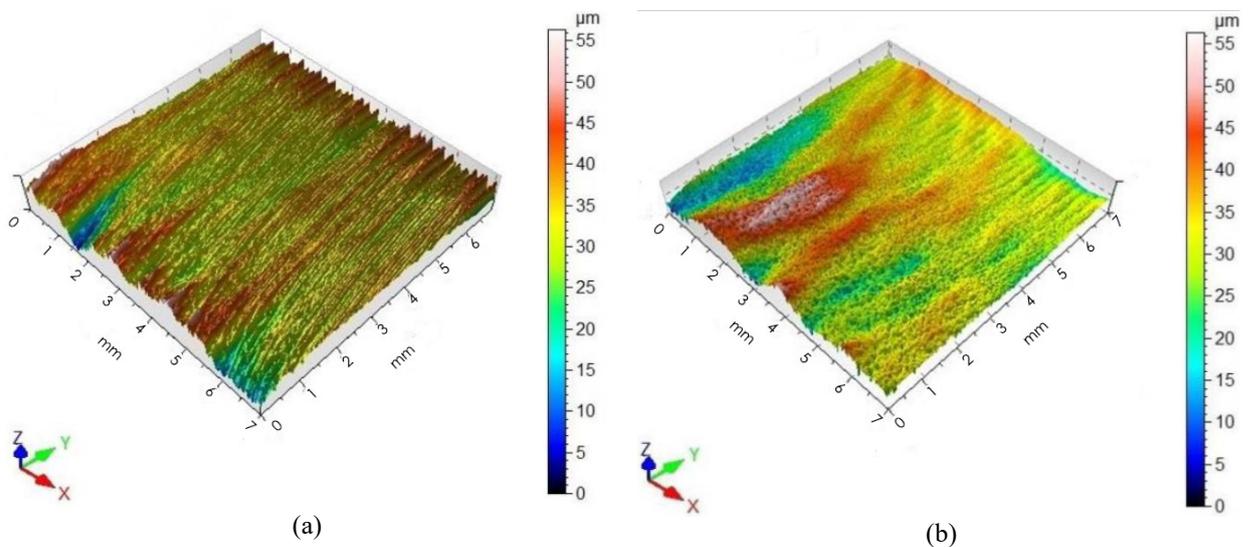


Fonte: O autor.

Na Figura 36 é mostrada a topografia da superfície resultante do corte a plasma nas regiões da borda superior(a) e inferior (b) de corte da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280, junto à aresta de corte do seu diâmetro externo. A superfície superior formada pelo corte é caracterizada por pequenas diferenças de altura (exibe um número maior de picos com menores alturas), na região onde o jato de plasma penetrou no material (Figura 36a). Nesta região, os parâmetros de rugosidade medidos foram: $R_a = 24,9 \pm 0,12 \mu\text{m}$ e

$R_z = 15,76 \pm 1,33 \mu\text{m}$. Na região inferior da borda de corte (Figura 36c), a superfície formada é caracterizada por diferenças maiores de altura (exibe um número menor de picos com maiores alturas). Os parâmetros de rugosidade medidos nesta região foram: $R_a = 50,4 \pm 3,5 \mu\text{m}$ e $R_z = 31,29 \pm 2,27 \mu\text{m}$. É possível observar que os valores de rugosidade medidos na borda de corte superior são cerca de 2 vezes menores aqueles medidos na borda de corte inferior. A mesma relação foi observada para os parâmetros da curva Abbott–Firestone: $R_{pk} = 2,43 \pm 0,3 \mu\text{m}$, $R_k = 8,14 \pm 0,38 \mu\text{m}$ e $R_{vk} = 3,72 \pm 0,93 \mu\text{m}$ na borda de entrada; e $R_{pk} = 4,98 \pm 0,58 \mu\text{m}$, $R_k = 16,54 \pm 1,17 \mu\text{m}$ e $R_{vk} = 7,31 \pm 0,56 \mu\text{m}$ na borda de saída. Esse comportamento se deve à um aumento na viscosidade do metal fundido na borda de corte inferior, devido à sua maior oxidação. Isso aumenta a espessura da camada de metal líquido, que, como resultado, adere à superfície que está sendo cortada, promovendo a formação de grandes irregularidades.

Figura 36 – Topografia da superfície resultante do corte a plasma nas regiões (a) da borda superior e (b) inferior de corte da bucha de aço ABNT NBR 6655 grau LN280, junto à aresta de corte do seu diâmetro externo.



Fonte: O autor.

4.1.3 Conclusões parciais da seção

Pelos resultados discutidos nesta seção, pode-se concluir preliminarmente, que:

- i) O material é constituído pelos microconstituintes ferrita ($\text{Fe-}\alpha$) e perlita;
- ii) A microestrutura das seções transversal, longitudinal e superficial é similar;
- iii) As propriedades mecânicas das seções transversal e longitudinal são equivalentes;

- iv) A região da ZF é composta por ferrita acicular, ferrita de Widmanstätten e, em menor proporção, por ferrita poligonal;
- v) As regiões da ZACT com granulação grosseira e fina são constituídas por ferrita poligonal, ferrita de contorno de grão e perlita;
- vi) O perfil de dureza evidencia um plato com valores na região da ZF superior em 276% ao valor do substrato, a ZTA-G superior em 200% e a ZTA-F superior em 233%;
- vii) Os perfis de tensão residual evidenciam a ocorrência de tensões de compressão em uma profundidade de até 550 μm a partir da aresta de corte. Para além desta profundidade, as tensões tornam-se trativas; e,
- viii) A topografia nas regiões da borda superior e inferior de corte da bucha são distintas, sendo que a primeira apresenta uma menor rugosidade e desvio de forma em relação à segunda.

4.2 ENSAIOS DE USINABILIDADE

A vida da ferramenta de corte é influenciada pelo material da peça, condições de usinagem e de lubrificação. Sua determinação é baseada em um critério de vida, o qual geralmente é vinculado aos danos superficiais predeterminados (RECH; MOISAN, 2003). De acordo com Benlahmidi *et al.* (2017), os desgastes de flanco e de cratera, além das avarias por lascamento e quebra da ferramenta, são critérios comumente empregados.

Neste trabalho, conforme esclarecido anteriormente (vide Tabela 5), o desgaste máximo de flanco foi tomado como critério de fim de vida da ferramenta, adotando-se o valor de 0,6 mm seguindo a orientação da norma ISO 3685. Uma vez fixado o critério de vida, esse foi expresso em função do número (N) de peças usinadas. Embora seja mais comum encontrar na literatura a evolução da vida da ferramenta de usinagem em função do tempo ou percurso de corte, por se tratar de um trabalho de pesquisa realizado em linha de produção, optou-se pelo controle através de N , por ser este o critério adotado no ciclo produtivo em questão.

Após definição dos valores para as variáveis de ensaio (Tabela 5), efetuou-se o levantamento das curvas de evolução do desgaste de flanco em função de N , empregando as configurações de ferramenta de corte convencional e de alto avanço. Nestes ensaios preliminares utilizou-se os menores valores do intervalo para cada variável avaliada, de modo a levantar o número mínimo de peças usinadas para alcançar o valor do desgaste de flanco estabelecido como critério de fim de vida dos insertos, para o tribosistema menos severo. Estes resultados preliminares são mostrados nas Figura 53 e Figura 54, apresentadas no Apêndice A.

Com base nestes resultados, e visando reduzir o número de intervenções no processo produtivo da empresa, fixou-se os intervalos de leitura do desgaste de flanco e rugosidade média da peça usinada, como sendo a cada 15, 25 e 35 peças usinadas.

Para uma melhor compreensão por parte do leitor, dado o grande volume de informações levantadas, a discussão dos resultados dos ensaios de usinabilidade foram segmentadas em três seções, com o intento de discutir preliminar e separadamente o desempenho de cada configuração de inserto avaliada e, posteriormente, comparar a performance das ferramentas para as condições de corte adotadas.

4.2.1 Ferramenta convencional

A Figura 37 apresenta a evolução do desgaste de flanco da ferramenta convencional em função do número (N) de peças usinadas, para as diferentes velocidades de corte adotadas e avanços de (a) 0,2 (b) 0,3 e (c) 0,4 mm/rev. O aumento gradativo do desgaste de flanco observado, ocorrido em todas as condições de corte avaliadas, indica uma usinagem estável sem qualquer falha prematura da ferramenta de corte por lascamento ou quebra, confirmando a escolha adequada dos parâmetros de corte.

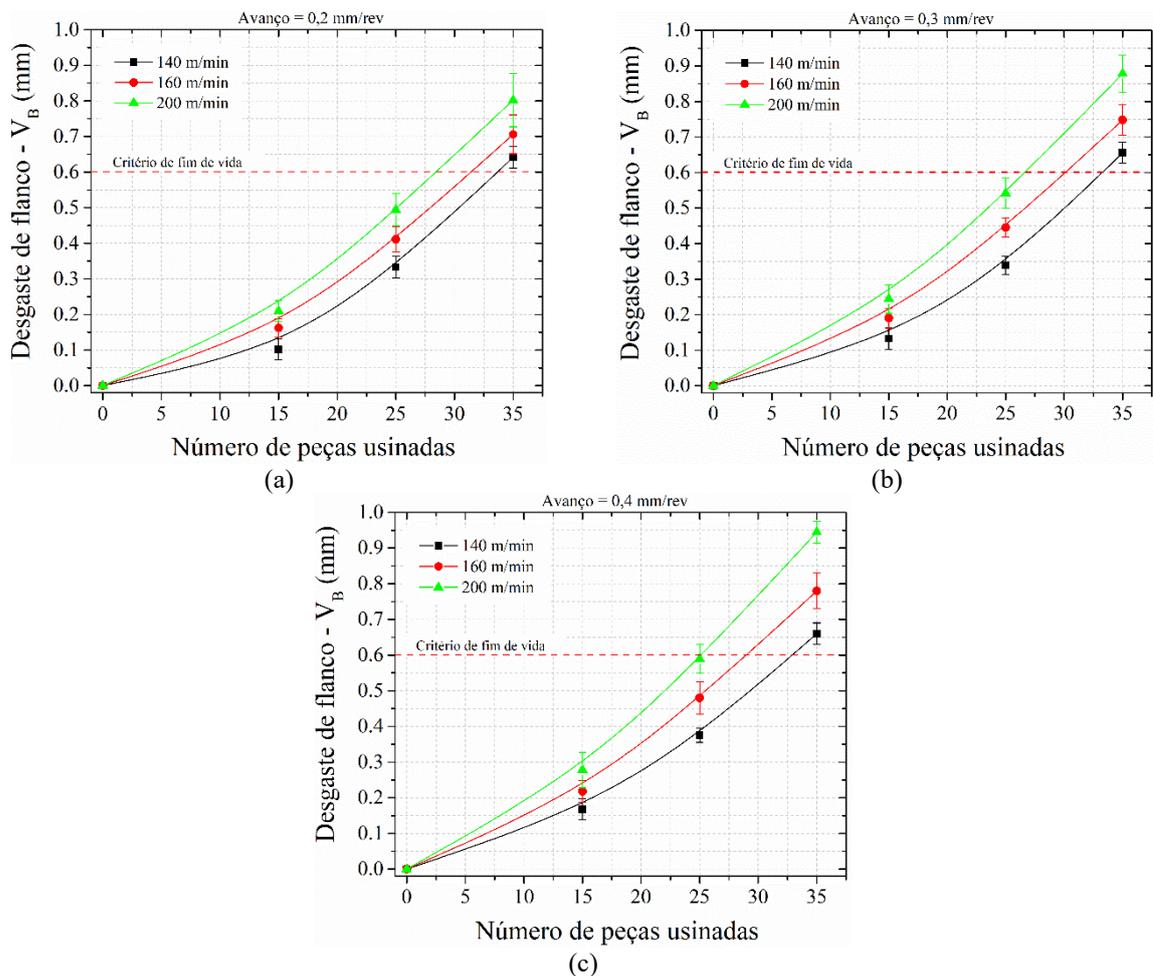
Analisando Figura 37 pode-se inferir que, conforme esperado, o aumento da velocidade de corte resultou em um desgaste mais rápido no flanco da ferramenta, para todas as condições de avanço de corte testadas. Efeito similar é observado tendo em vista o acréscimo do avanço. O incremento tanto do avanço quanto da velocidade de corte produz um acréscimo na temperatura da interface cavaco-ferramenta/ferramenta-peça. A elevação da temperatura, por sua vez, acelera os mecanismos de desgaste da ferramenta, e reduz a sua resistência mecânica (seu limite de escoamento, mais especificamente), fenômenos responsáveis pelo aumento da taxa de desgaste de flanco observada (WANG *et al.* 2021).

Nota-se que para velocidade de corte de 200 m/min (maior valor adotado), um aumento no avanço de 0,2 para 0,4 mm/rot promoveu uma diminuição no número de peças usinadas de, aproximadamente, 28 para 25; o que representa uma redução da ordem de 10%. Em contrapartida, tomando como referência o avanço de 0,4 mm/ver o aumento da velocidade de corte de 140 para 200 m/min produziu uma redução da ordem de 33 para 25, diminuindo em cerca de 24% o número de peças produzidas. Conforme esclarecido por Rosa *et al.* (2017), a progressão do desgaste da ferramenta de corte é influenciada fundamentalmente pela velocidade de corte, já que o aumento desta produz um acréscimo à energia imputada ao processo de usinagem, sem acrescer a área de troca de calor com a ferramenta. O incremento

do avanço também produz um aumento da energia transferida à peça, entretanto, aumenta a área de troca de calor na ferramenta.

Cabe destacar que para todas as condições de velocidade de corte e avanço avaliadas, o critério de fim de vida da ferramenta foi atingido antes de serem usinadas as 35 peças tomadas como referência, evidenciando que a troca da ferramenta deverá ser efetuada prematuramente, de modo a não causar prejuízo ao acabamento da peça.

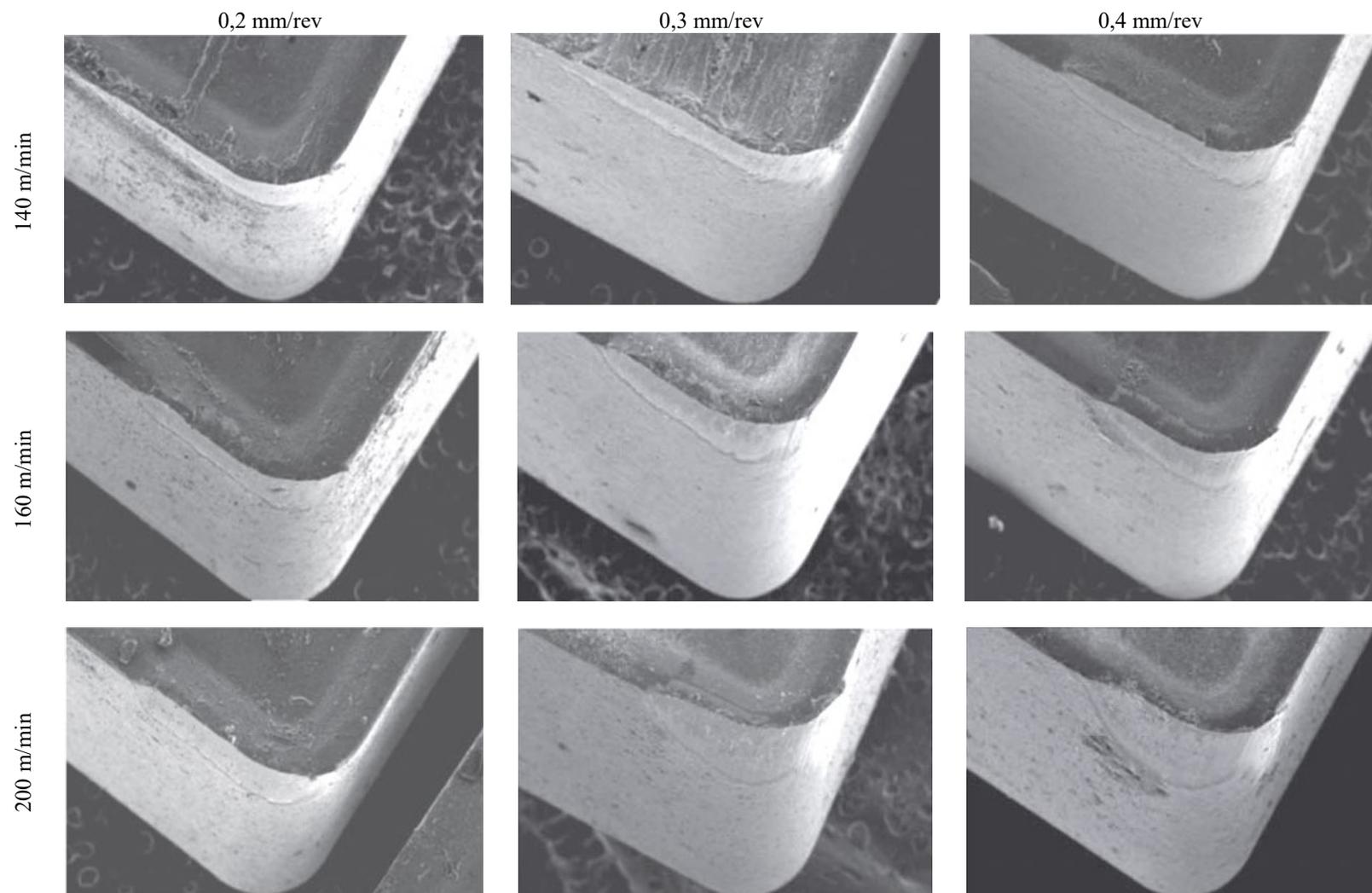
Figura 37 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta convencional em função do número de buchas usinadas, para as diferentes velocidades de corte e avanços de (a) 0,2; (b) 0,3 e (c) 0,4 mm/rev.



Fonte: O autor.

Na Figura 38 são apresentadas imagens da cunha de corte das ferramentas convencionais, após estas atingirem o critério de fim de vida, sob as diferentes condições de usinagem avaliadas. A imagem comprova a magnitude crescente do dano com o incremento de ambos os parâmetros de influência. Nota-se claramente a inexistência da forma de desgaste por entalhe, prevalecendo o desgaste de flanco ao longo da aresta principal e ponta de corte.

Figura 38 – Fotomicrografias ilustrando o desgaste de flanco sofrido pela ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, para cada conjunto de parâmetros de corte avaliados. Aplicação de 35×.



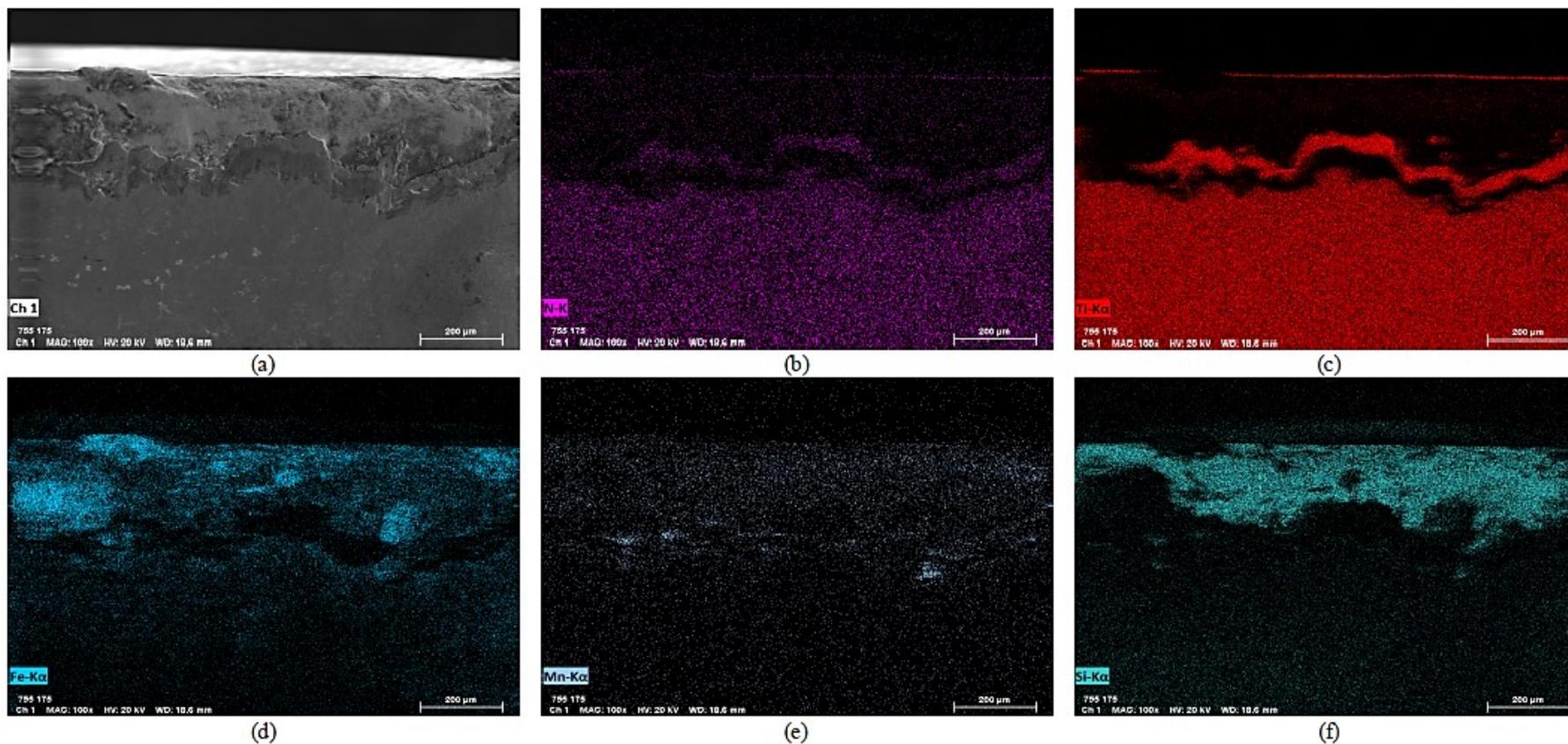
Fonte: O autor.

Na Figura 39 (a) é mostrada a fotomicrografia da superfície principal de folga da ferramenta convencional, evidenciando o desgaste de flanco sofrido após o ensaio de usinabilidade exceder o critério de final de vida, empregando uma v_c de 200 m/min e f_n de 0,4 mm/rev. O dano da aresta de corte ocorrido pela forma de desgaste de flanco é claramente visível na Figura 39 (a), a qual exhibe algumas marcas de abrasão, mecanismo este de ocorrência comum no flanco da ferramenta. Além disso, pela análise dos mapas de composição mostrados nas Figura 39 (d-f), é possível verificar a ocorrência de adesão de material da peça usinada, a qual é caracterizada pela presença de traços de Fe, Mn e Si sobre o flanco da ferramenta de corte. Verifica-se também que o material adere de forma seletiva sobre a superfície desgastada do flanco, o que constitui um indicativo da ocorrência de intertravamento por adesão, como resultado da interação difusiva entre os elementos químicos que compõem a peça e o revestimento da ferramenta (MARUDA *et al.*, 2017).

Neste ponto, é importante lembrar que a adesão do material da peça à ferramenta durante a usinagem é usualmente classificada em duas categorias, a saber: aresta construída e camada construída. A aresta construída se refere à ocorrência de adesão de material da peça sobre a aresta de corte. Já a camada construída se refere à adesão deste sobre a superfície do flanco ou superfície de saída da ferramenta (MACHADO; WALLBANK, 1990). Tanto aresta quanto a camada construída constituem estruturas instáveis e, geralmente, quebram periodicamente causando danos severos à superfície da ferramenta sobre a qual se formam o que, por sua vez, leva à deterioração prematura da aresta de corte (FOX-RABINOVICH; KOVALEV, 2006).

Da análise das Figura 39 ainda pode-se inferir que a severidade do desgaste promove a remoção (ou mesmo deslocamento) da cobertura mais externa do revestimento aplicado sobre o flanco da ferramenta. Conforme esclarecido no tópico 3.4, o flanco da ferramenta é revestimento por uma cobertura tríplice de TiCN, Al₂O₃ e TiN, depositado nesta ordem sobre as superfícies de folga da ferramenta de metal duro. Os mapas composicionais mostrados na Figura 39 (b-c) mostram que o revestimento externo a base de nitreto de titânio foi removido da região onde ocorreu o desgaste de flanco. Cabe destacar que os revestimentos multicamadas depositados por CVD são “engenheirados” para que qualquer deslocamento ou fissuramento da camada externa ocorra na interface desta com a camada subjacente, preservando as coberturas internas (CSELLE, 1997). Tal fenômeno ocorre devido à concentração de tensões residuais de tração na interface entre os revestimentos multicamada, as quais catalisam a formação de fissuras que produzem o deslocamento destes, quando sofrem relaxação (SANTOS; SALES, 2007).

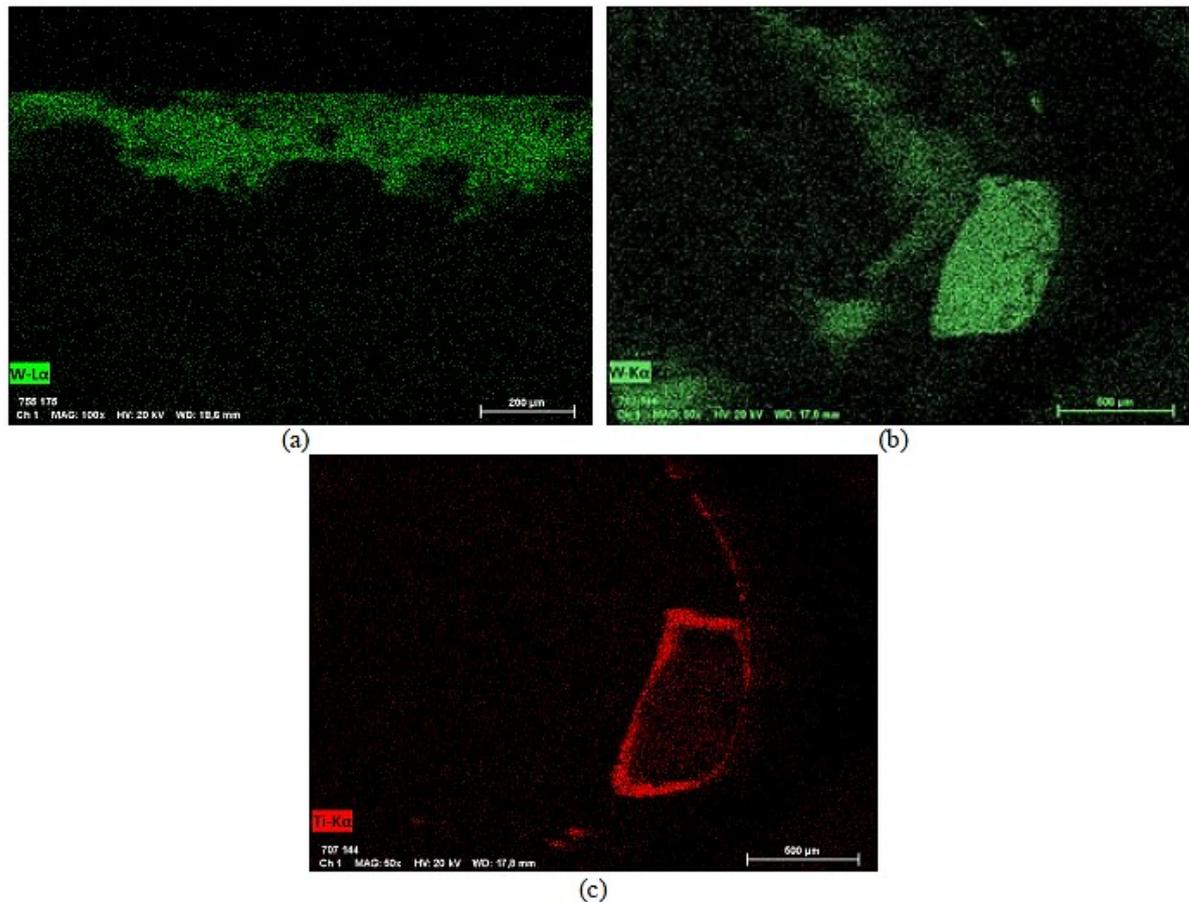
Figura 39 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,4 mm/rev. Aplicação de 100 \times .



Fonte: O autor.

A afirmação de que o revestimento do flanco da ferramenta foi removido é corroborada pelo mapa de composição química ilustrado na Figura 40(a), o qual evidencia a presença de tungstênio na região do flanco que sofreu o desgaste. Esse resultado mostra que as três camadas de cobertura foram removidas localmente, remasendo somente o substrato de metal duro.

Figura 40 – Mapas de composição química complementares indicando a presença de tungstênio junto a marca de desgaste na superfície (a) de folga, (b) e (c) de saída da ferramenta da Figura 41. Aplicação de 100 \times .

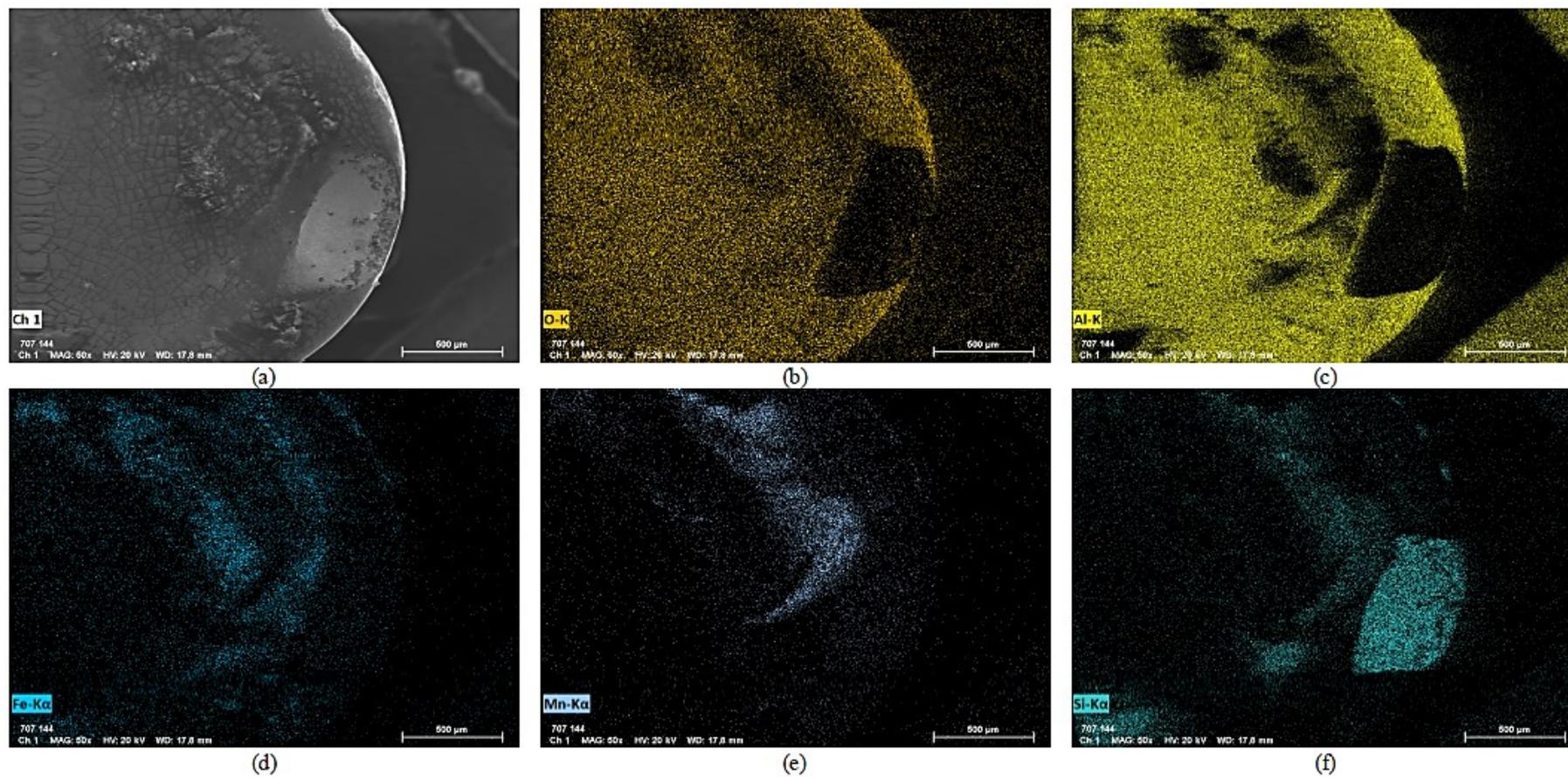


Fonte: O autor.

Na Figura 41 (a) é apresentada a fotomicrografia da superfície de saída da ferramenta convencional, evidenciando o desgaste de cratera sofrido após o ensaio de usinabilidade exceder o critério de final de vida, empregando uma v_c de 200 m/min e f_n de 0,4 mm/rev. Nota-se um comportamento similar ao anteriormente reportado para o flanco da ferramenta: o desgaste produzindo pelo escoamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta, promoveu localmente a remoção do revestimento externo de Al_2O_3 (observe os mapas de composição apresentados nas Figura 41 (a-b)). A superfície com aspecto polido junto ao dano evidenciado na Figura 41 (a), indica a ocorrência do desgaste pelo mecanismo de difusão, que constitui o mecanismo dominante nestes casos.

Os mapas de composição química apresentados na Figura 41(d-f) mostram a presença de traços do material usinado sobre a superfície de saída da ferramenta, confirmando a ocorrência de adesão sobre esta. Outrossim, os mapas de composição química apresentados na Figura 40(b-c) confirmam que a camada inferior de TiCN também foi removida (observe o alto teor de W e baixo de Ti junto à marca de desgaste, nas (b) e (c), respectivamente).

Figura 41 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pela superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,4 mm/rev. Aplicação de 100×.

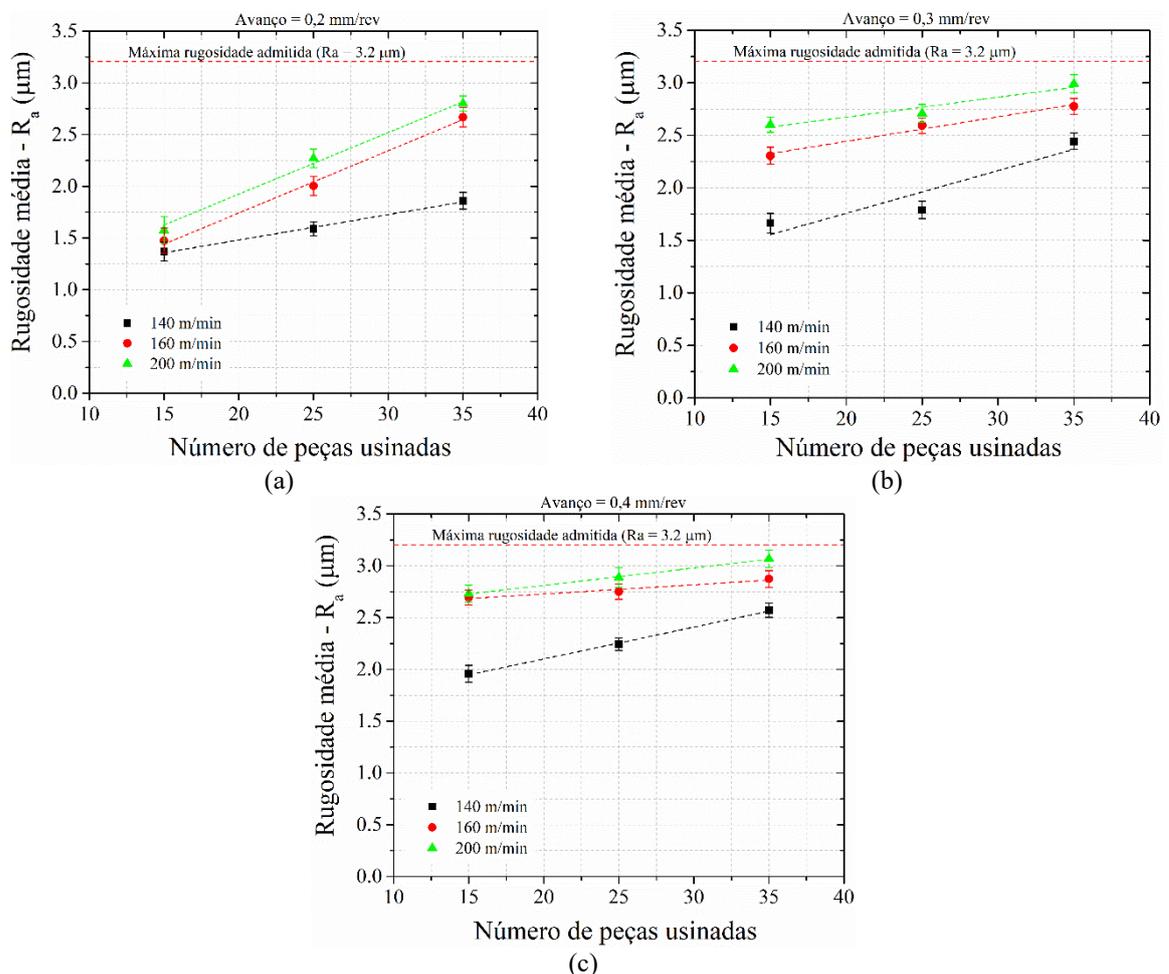


Fonte: O autor.

Cabe destacar que as fotomicrografias e mapas composicionais evidenciando o desgaste nas superfícies de folga e saída da ferramenta convencional, para as demais condições de usinagem avaliadas, são apresentados no Apêndice B, junto as seções B.1 e B.2, respectivamente.

A Figura 42 retrata a progressão da rugosidade média (R_a) da superfície usinada utilizando as ferramentas convencionais, com o acréscimo da velocidade de corte para os valores de avanço de (a) 0,2 (b) 0,3 e (c) 0,4 mm/rev. Nota-se um aumento gradual da rugosidade com o acréscimo nos valores de ambos os parâmetros. Esse comportamento ocorre devido à ampliação do desgaste de flanco, conforme mostrado na Figura 37. É importante destacar que o acabamento superficial da peça usinada é influenciado pela relação entre o avanço de corte e o raio de ponta da ferramenta, de modo que quanto menor for o avanço e maior o raio de ponta da ferramenta, menor é a sua rugosidade e melhor o seu acabamento superficial (SHAHABI; RATNAM, 2009; GRZESIK, 2008; DAS *et al.* 2015). Tendo em vista que o raio da ponta da ferramenta é reduzido devido ao aumento da dimensão do desgaste de flanco, a rugosidade média da peça usinada sofre prejuízo. Destaca-se que todas as condições de corte avaliadas produziram uma rugosidade média inferior ao valor máximo estabelecido no projeto da peça de referência.

Figura 42 – Evolução da rugosidade média (R_a) em função do número de buchas usinadas, para as diferentes velocidades de corte e avanços de (a) 0,2; (b) 0,3 e (c) 0,4 mm/rev, no torneamento convencional.



Fonte: O autor.

4.2.2 Ferramenta de alto avanço

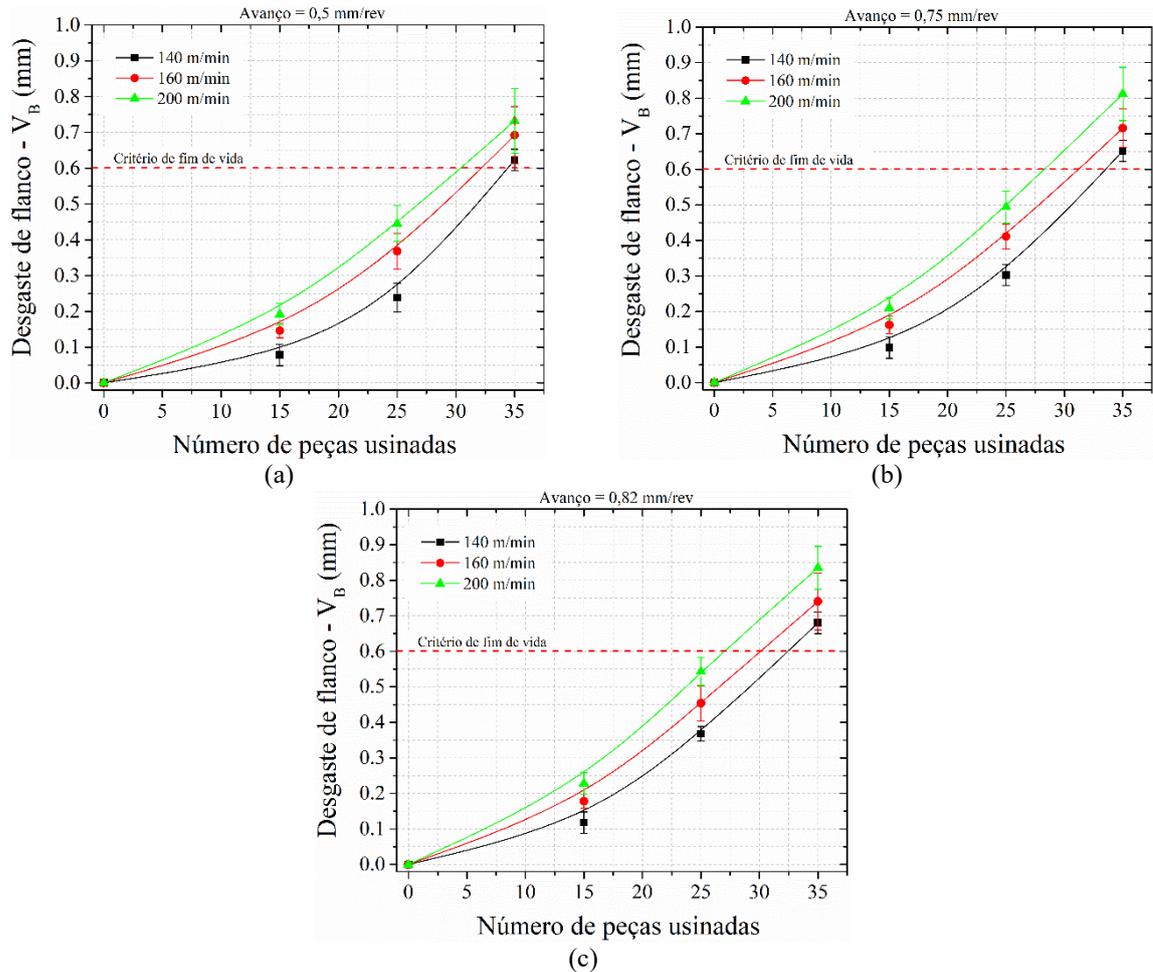
A evolução do desgaste de flanco na ferramenta de alto avanço com o incremento da velocidade de corte, no mesmo intervalo de valores empregados nas análises realizadas com a ferramenta convencional, é mostrado na Figura 43 para os avanços de (a) 0,50 mm/rev (b) 0,75 mm/rev e (c) 0,82 mm/rev. Observa-se a manutenção do mesmo comportamento evidenciado na Figura 37, para a ferramenta convencional. Neste caso, entretanto, o acréscimo do desgaste de flanco com o incremento da velocidade de corte e do avanço é menos pronunciado. Essa afirmação é corroborada reproduzindo-se o comparativo previamente realizado, avaliando o acréscimo do desgaste com o aumento do avanço para uma velocidade de corte fixa, e para um avanço fixo com incremento da velocidade de corte. Neste sentido, tem-se:

- i) Para a velocidade de corte fixada em 200 m/min, um aumento no avanço de 0,5 mm/rot para 0,82 mm/rot promoveu uma diminuição no número (N) de peças usinadas da ordem de 30 para 27; o que representa uma redução de 10%; e
- ii) para um avanço de 0,82 mm/rev o aumento da velocidade de corte de 140 para 200 m/min produziu uma redução da ordem de 32.5 para 27, diminuindo em cerca de 17% o número (N) de peças produzidas.

Comparativamente, o incremento do avanço para a velocidade de 200 m/min produziu no torneamento de alto avanço um desgaste de flanco praticamente da mesma ordem que aquele promovido no torneamento convencional, entretanto utilizando um avanço de corte 2× superior. Fixando-se o avanço em 0,82 mm/rev, o aumento do desgaste de flanco produzido na ferramenta de alto avanço com o incremento da velocidade de corte entre 140 a 200 m/min foi 7% inferior quando comparado à ferramenta convencional, mesmo empregando um avanço superior a 2×. Esse resultado confirma a constatação previamente realizada, de que o incremento da velocidade de corte tem um maior impacto sobre o desgaste da ferramenta quando comparado àquele demonstrado pelo avanço.

Na Figura 44 é mostrado, por meio de fotomicrografias, a magnitude do desgaste de flanco em função da velocidade de corte e do avanço para a ferramenta de alto avanço, após este atingir o critério de fim de vida. Estas imagens endossam os resultados apresentados na Figura 43, e mantém o mesmo padrão daquele evidenciado na Figura 38, no que concerne a incoerência da forma de desgaste por entalhe.

Figura 43 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta de alto avanço em função do número de buchas usinadas, para as diferentes velocidades de corte e avanços de (a) 0,5; (b) 0,75 e (c) 0,82 mm/rev.

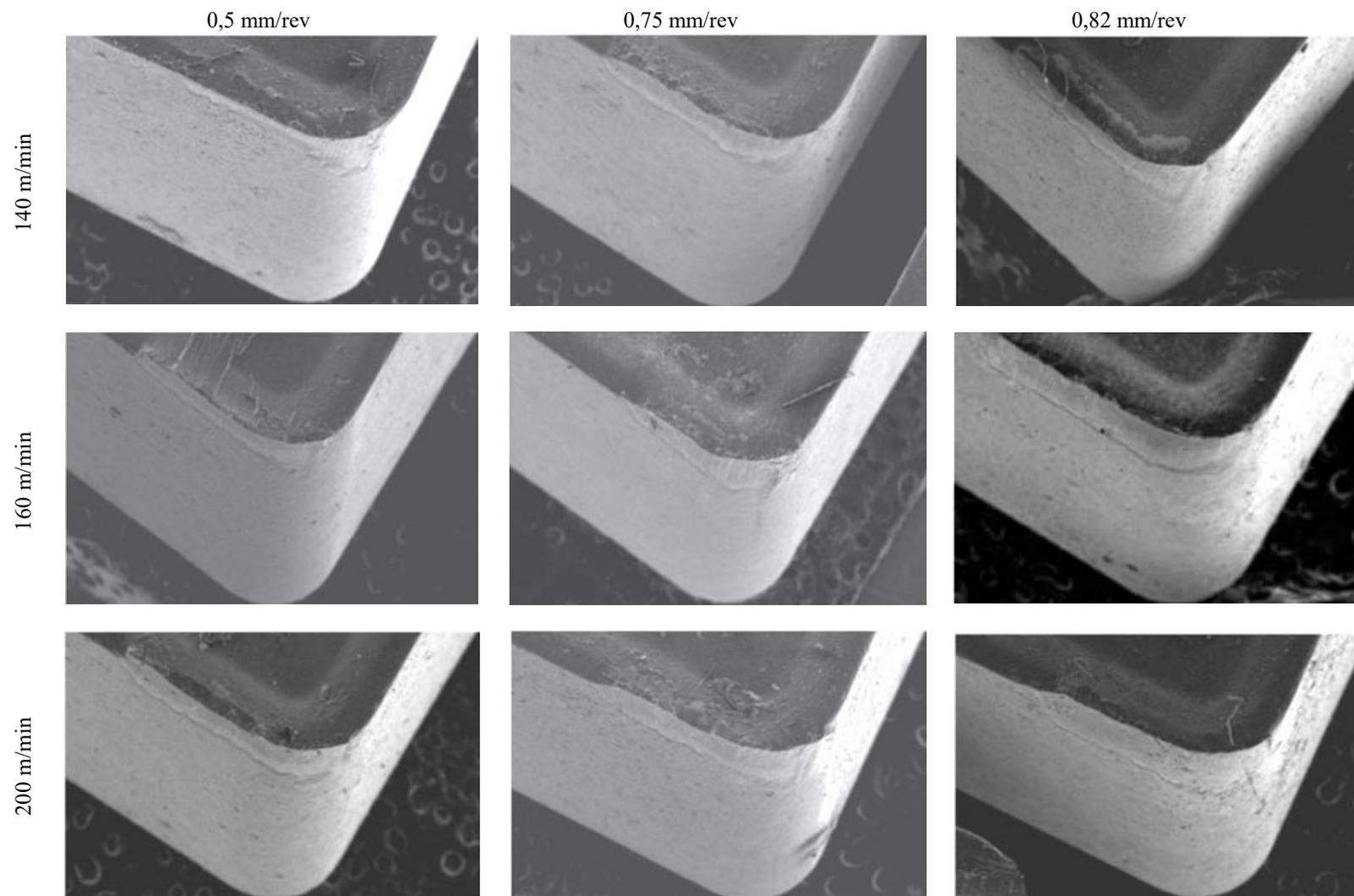


Fonte: O autor.

As Figura 45 e Figura 46 mostram as fotomicrografias e mapas de composição química das regiões desgastadas da superfície principal de folga e superfície de saída, respectivamente, da ferramenta de alto avanço. Em ambos os casos verifica-se a ocorrência dos mesmos mecanismos de falha observados na ferramenta convencional, a saber:

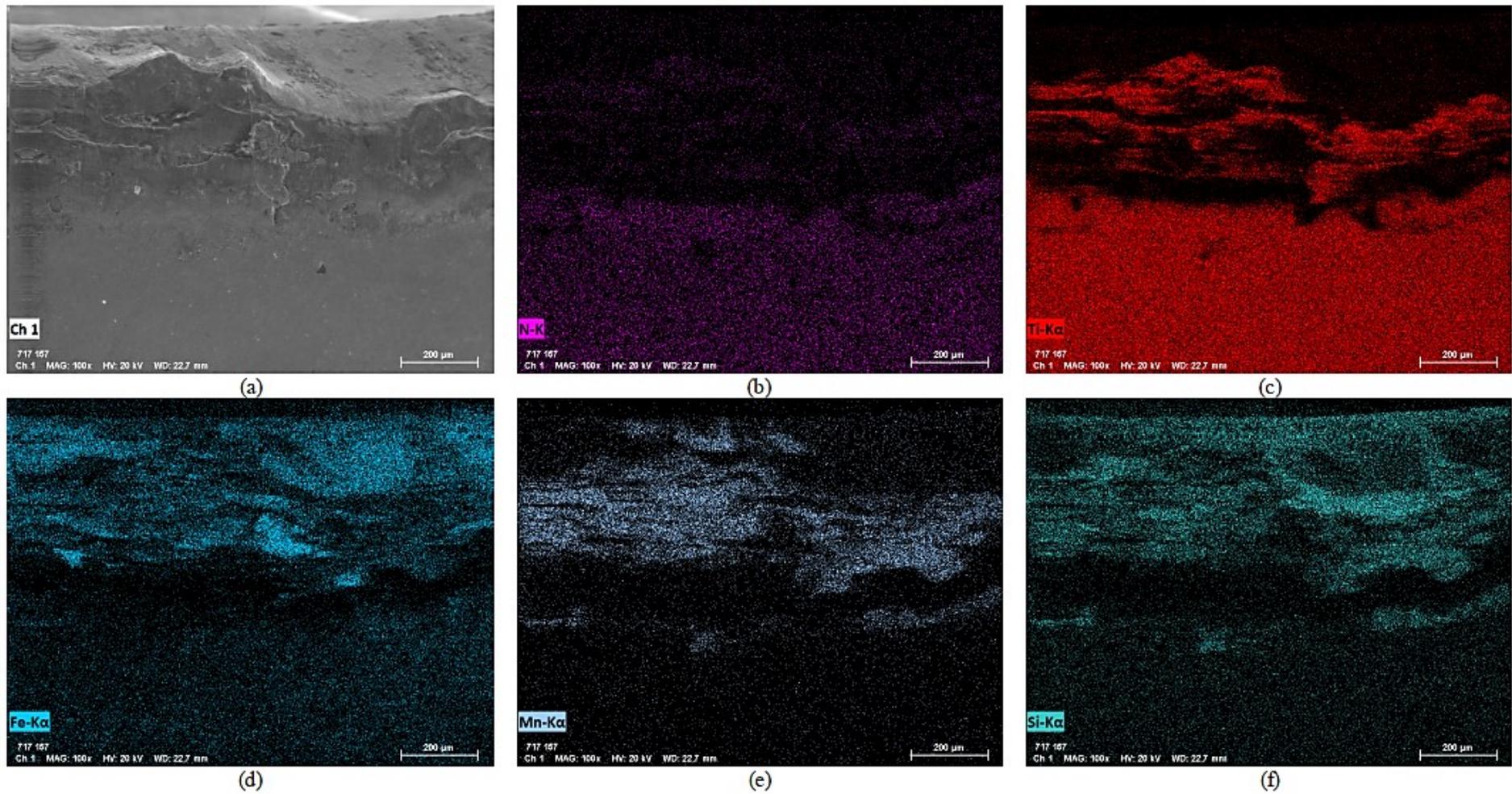
- i) No flanco, a cobertura do revestimento é consumida pelo desgaste abrasivo produzido pelo material da peça sobre a ferramenta, durante a execução do corte;
- ii) Na superfície de saída, a cobertura do revestimento é consumida pelo desgaste adesivo produzido pelo atrito do cavaco com a superfície de saída da ferramenta; e,
- iii) Os mecanismos de desgaste produzem a completa remoção das coberturas de revestimento tanto na superfície principal de folga, quanto na superfície de saída.

Figura 44 – Fotomicrografias ilustrando o desgaste de flanco sofrido pela ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, para cada conjunto de parâmetros de corte avaliados. Aplicação de 35 \times .



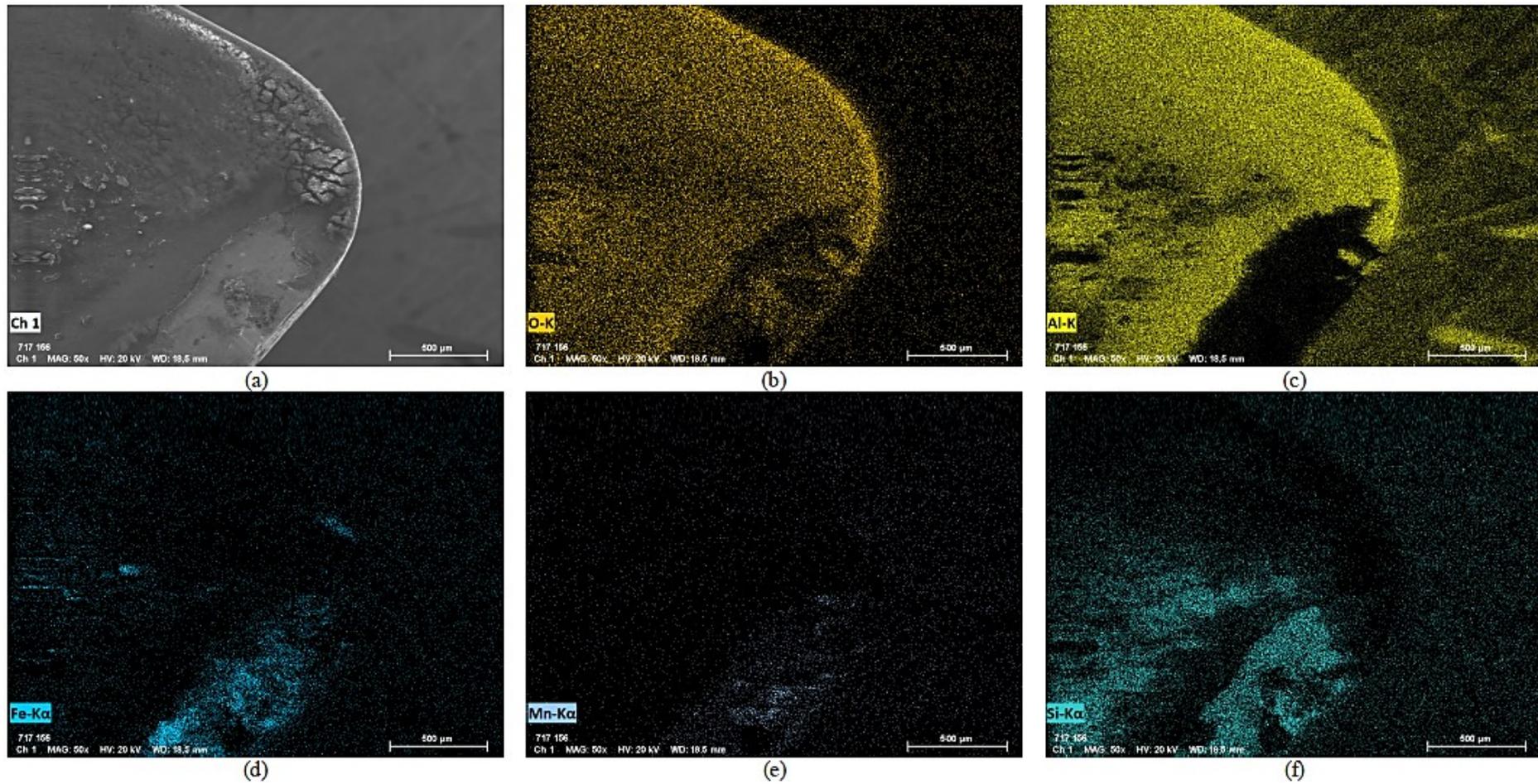
Fonte: O autor.

Figura 45 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,82 mm/rev. Aplicação de 100 \times .



Fonte: O autor.

Figura 46 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,82 mm/rev. Aplicação de 100×.

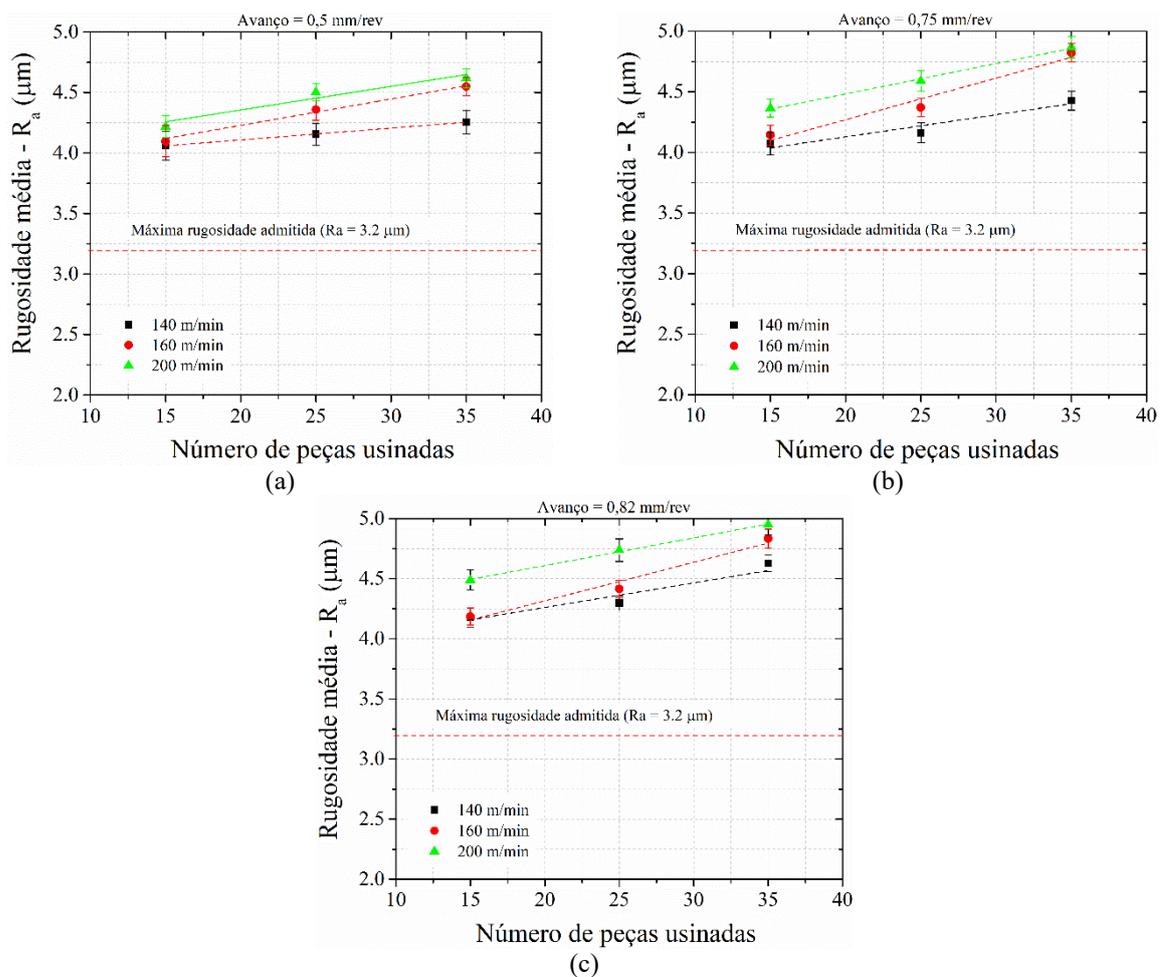


Fonte: O autor.

Cabe destacar que as fotomicrografias e mapas composicionais evidenciando o desgaste nas superfícies de folga e saída da ferramenta de alto avanço, para as demais condições de usinagem avaliadas, são apresentados no Apêndice B, junto as seções B.3 e B.4, respectivamente.

Na Figura 47 é retratada a evolução a rugosidade média com o incremento do número (N) de peças usinadas no torneamento de alto avanço, adotando-se diferentes condições de velocidade de corte e avanço. Mantendo o padrão de comportamento esperado, a rugosidade média sofre acréscimo com o aumento do avanço e da velocidade de corte, confirmando que o incremento desenfreado dos valores destes dois parâmetros pode trazer prejuízo à qualidade superficial da peça usinada. Assim, a rugosidade máxima especificada em projeto para o componente a ser usinado, constitui uma restrição à máxima taxa de remoção de material, governada principalmente pela velocidade de corte e pelo avanço de corte. Cabe destacar que especificamente no caso da ferramenta de alto avanço, todas as condições de corte avaliadas levam à uma rugosidade média superior à máxima estabelecida no projeto da peça de referência.

Figura 47 – Evolução da rugosidade média (R_a) em função do número de buchas usinadas, para as diferentes velocidades de corte e avanços de (a) 0,5; (b) 0,75 e (c) 0,82 mm/rev no torneamento de alto avanço.



Fonte: O autor.

Conforme amplamente sabido, a rugosidade média (R_a) no processo de torneamento é dependente do avanço (f) e do raio de ponta da ferramenta (r_ϵ) segundo a Eq. (4). Com base na Eq. (4) e considerando os valores mais elevados de avanço empregados no torneamento de alto avanço e o menor raio de ponta da ferramenta utilizada neste caso, pode-se concluir que a maior rugosidade observada na estratégia de torneamento de alto avanço era esperada.

$$R_a = \frac{f^2}{31,2 \cdot r_\epsilon} \quad (4)$$

4.2.3 Comparativo do desempenho da ferramenta convencional e de alto avanço

De acordo com Hutchings *et al.* (2006), a fração de desgaste que um determinado corpo sofre pode ser medida pela perda de massa, perda de volume ou mudança dimensional linear. A taxa de desgaste pode então ser calculada pela razão entre a unidade de medida da fração de desgaste adotada, e uma variável cinética (tempo, velocidade, distância, etc). Neste sentido, pode-se estimar a taxa de desgaste das ferramentas de corte pela razão entre o desgaste de flanco (fração de desgaste) e o número de peças usinadas (variável cinética).

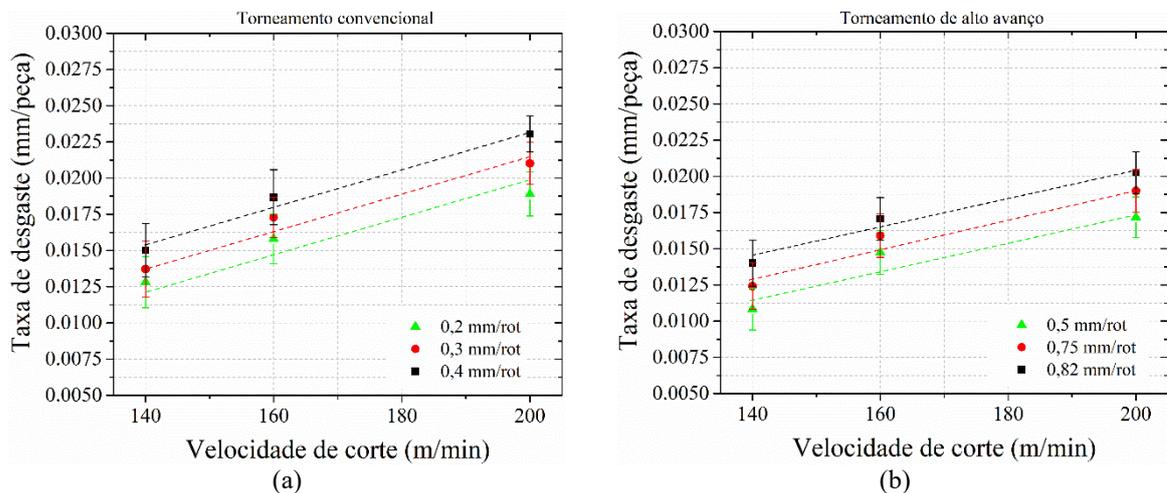
Dessa forma, a Figura 48 retrata a evolução da taxa de desgaste com a velocidade de corte para os três diferentes valores de avanço estudados, para a ferramenta de torneamento (a) convencional e (b) de alto avanço. É possível verificar o melhor desempenho ao desgaste das ferramentas de alto avanço, indicado pela menor taxa de desgaste sofrida para as mesmas velocidades de corte adotadas. Tendo em vista que ambos os insertos são feitos a partir da mesma classe de metal duro e revestidos com a mesma cobertura, a diferença no desempenho está diretamente relacionada à estratégia de torneamento para cada caso (vide Figura 26 e Figura 27), e a geometria da ferramenta (vide Figura 21 e Figura 22).

Conforme explicado previamente no tópico 2.1.7, a diferença entre ambas as estratégias de torneamento dá-se pelo movimento principal de corte: no torneamento convencional este ocorre no sentido ponto \rightarrow placa, e no alto avanço, no sentido placa \rightarrow ponto. Essa inversão na direção do movimento da ferramenta, inverte o sentido da componente da força de avanço. Essa alteração reduz a vibração do sistema de corte, mitigando o desgaste. Cabe esclarecer que a vibração em sistemas de usinagem pode ser dividida em três categorias: vibração livre, vibração forçada e vibração auto-excitada (LEE *et al.*, 2001). Segundo Özbek e Saruh (2020), a vibração forçada é vinculada à força de usinagem que atua sobre a ferramenta de corte (da qual a força de avanço é uma das componentes), influenciando sobre a vida útil da ferramenta de corte,

conforme mostrado por Siddhpura e Paurobally (2012). A redução da vida da ferramenta de corte devido ao aumento da temperatura devido à vibração do sistema, catalisar os mecanismos de desgaste e reduzir a resistência da ferramenta (PRASAD; BABU, 2017).

De modo análogo, a mudança na geometria do corte também influencia sobre a vida da ferramenta de usinagem. Conforme reportado na literatura, o aumento no ângulo de entrada da ferramenta em relação a peça, produz um desgaste mais pronunciado na pastilha de corte (Kühn *et al.* 2020; Duc *et al.* 2020). Tal efeito, segundo os autores citados, deve-se ao aumento da força de usinagem com o incremento do ângulo de entrada, e à influência desta sobre os fatores que produzem o desgaste (calor, vibração, etc.).

Figura 48 – Taxa de desgaste da ferramenta (desgaste de flanco pelo número de peças usinadas) em função da velocidade de corte para os diferentes avanços adotados no torneamento (a) convencional e (b) de alto avanço.



Fonte: O autor.

A partir dos dados da Figura 48, pode-se ajustar equações para prever a taxa de desgaste (Q) em função da velocidade de corte (v_c), para o torneamento convencional e de alto avanço (Tabela 8). É importante esclarecer que tais equações são válidas somente para o tribosistema aqui avaliado (par ferramenta/peça, fluido de corte, condições de contorno). Cabe salientar que o ajuste linear dos pontos na Figura 48, evidencia que existe uma proporcionalidade entre a taxa de desgaste e a velocidade de corte, que é pouco influenciada pelo avanço adotado. Tal fato é justificado pela similaridade entre as inclinações das retas fitadas, e a conseqüente equivalência entre as equações.

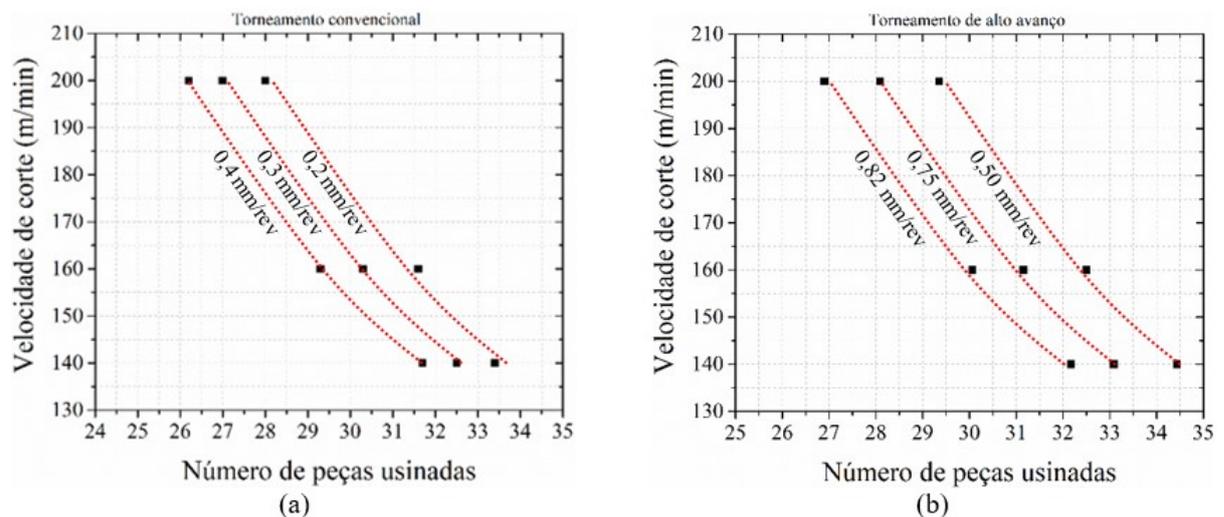
Tabela 8 – Equações da taxa de desgaste para as diferentes condições de corte e estratégias de torneamento.

Torneamento convencional			Torneamento de alto avanço		
Avanço	Equação	R ²	Avanço	Equação	R ²
0.2	$Q = 0,96585E^{-4} \cdot v_c - 2,65E^{-4}$	94,09	0.5	$Q = 0,99191E^{-4} \cdot v_c - 23,2E^{-4}$	81,13
0.3	$Q = 1,12647E^{-4} \cdot v_c - 13,0E^{-4}$	92,83	0.75	$Q = 1,03410E^{-4} \cdot v_c - 14,4E^{-4}$	89,86
0.4	$Q = 1,28509E^{-4} \cdot v_c - 25,6E^{-4}$	97,36	0.82	$Q = 0,99809E^{-4} \cdot v_c - 4,9E^{-4}$	93,76

Fonte: O autor.

Na Figura 49 é mostrado a curva de vida da ferramenta para o torneamento (a) convencional e (b) de alto avanço. Neste caso, a curva de vida da ferramenta representa a correlação entre a velocidade de corte e o número (N) de peças usinadas sob os diferentes valores de avanços. Estas curvas foram geradas a partir dos dados previamente apresentados nas Figura 37 e Figura 43 para o torneamento convencional e de alto avanço, respetivamente; aplicando-se o critério de fim de vida e determinando o número de peças usinadas para cada velocidade de corte, até o desgaste de flanco atingir o máximo valor estabelecido. Verifica-se que em ambos os casos o número de peças usinadas até atingir-se o critério de fim de vida da ferramenta, diminui exponencialmente com o incremento da velocidade de corte, para todos os valores de avanço de corte avaliados.

Figura 49 – Curva de vida da ferramenta para o torneamento convencional e de alto avanço.

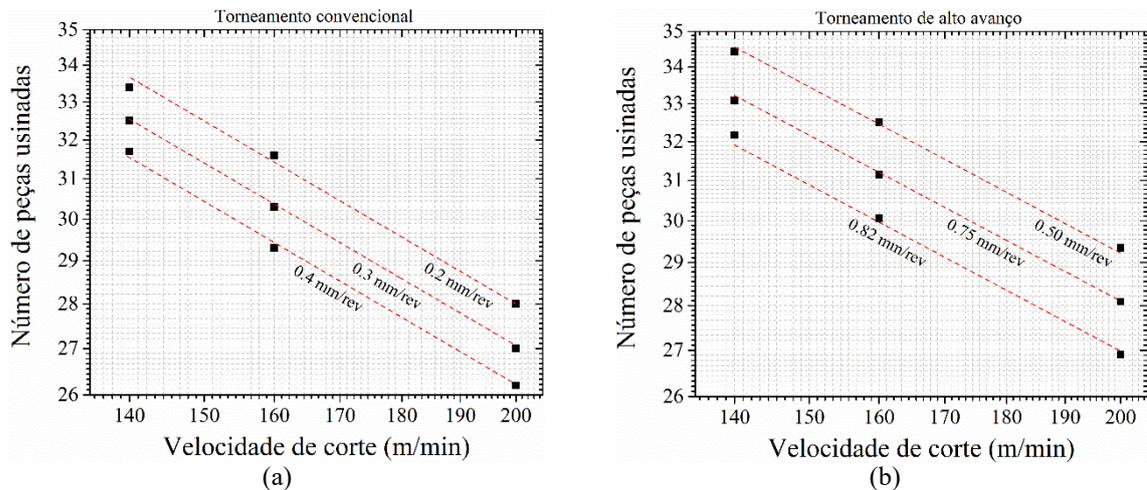


Fonte: O autor.

Aplicando escala bilogarítmica e invertendo-se os eixos do gráfico apresentado na Figura 49, obtém-se a Figura 50 a qual apresenta as curvas de Taylor para o torneamento (a) convencional e (b) de alto avanço. A aplicação da escala bilogarítmico dá-se com o intento de linearizar os dados apresentados, de modo a apresentá-los na equação proposta por Taylor

(Eq. 3). Nesta equação, os coeficientes C e n representam, nesta ordem, os coeficientes lineares e angulares da reta. No caso deste trabalho, a equação e Taylor foi modificada, de modo a obter-se a partir dela o número (N) de peças usinadas em função da velocidade de corte (v_c), para as diferentes condições de avanço consideradas. O detalhamento do procedimento adotado para determinação dos coeficientes C e n é detalhado no Apêndice C.

Figura 50 – Comparação das curvas de Taylor obtidas para o torneamento convencional e de alto avanço.



Fonte: O autor.

As equações obtidas tanto para o torneamento convencional quanto para o de alto avanço estão contidas na Tabela 9.

Tabela 9 – Equações de Taylor para as diferentes condições de corte e estratégias de torneamento avaliadas.

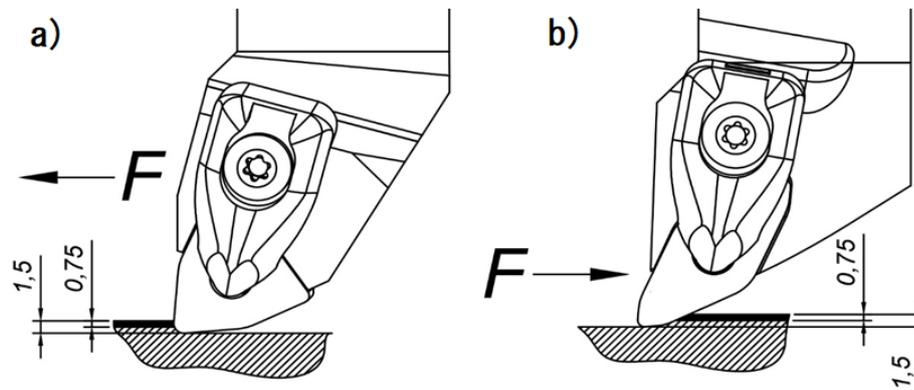
Torneamento convencional			Torneamento de alto avanço		
Avanço	Equação	R ²	Avanço	Equação	R ²
0.2	$v_c \cdot N^{2.027} = 171976,6$	98,35	0.5	$v_c \cdot N^{2.234} = 320289,6$	98,85
0.3	$v_c \cdot N^{1.926} = 114286,3$	98,87	0.75	$v_c \cdot N^{2.167} = 275800,4$	99,27
0.4	$v_c \cdot N^{1.874} = 90970,07$	75,16	0.82	$v_c \cdot N^{1.994} = 142137,0$	99,45

Fonte: O autor.

Na Figura 51 é ilustrado um esboço das ferramentas de usinagem convencional e de alto avanço, demonstrando a profundidade de imersão desta na peça, e comparando esta com a dimensão da ZACT formada. Conforme demonstrado anteriormente por meio dos perfis de microdureza apresentados na Figura 34, a ZACT formada apresenta uma espessura da ordem de 750 μm . Assim, no caso da ferramenta convencional, o maior ângulo de ataque da mesma (95°) gera um menor comprimento de contato entre a peça e a aresta de corte, produzindo uma

maior pressão de contato sobre esta última, produzindo um desgaste mais acelerado da ferramenta de corte. Por outro lado, o menor ângulo de ataque da ferramenta de alto avanço (25°) gera um maior comprimento de contato, o que reduz a pressão de contato atuando sobre a aresta de corte, mitigando o seu desgaste. Esse maior comprimento de contato permite também uma melhor distribuição do calor gerado pelo atrito entre peça/cavaco/ferramenta, mantendo a resistência mecânica do gume de corte. Percebe-se também pela análise da Figura 51 que após a ferramenta penetrar na peça, o raio do inserto ultrapassa a ZACT, produzindo o corte em uma região com uma menor densidade de defeitos cristalinos, sendo por esta razão que não foi identificado a ocorrência de desgaste considerável na ponta da ferramenta.

Figura 51 – Profundidade de corte da ferramenta de usinagem convencional (a) e ferramenta de alto avanço (b).



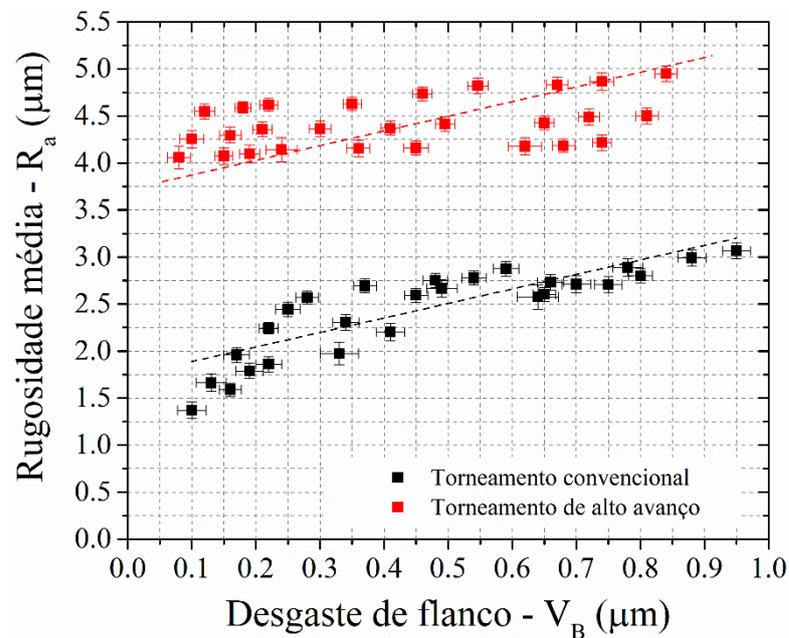
Fonte: O autor.

Por fim, na Figura 52 é mostrada a evolução da rugosidade média (R_a) com o desgaste de flanco das ferramentas convencionais e de alto avanço. O gráfico foi elaborado correlacionando os dados previamente apresentados nas Figura 37 e Figura 42 para o torneamento convencional, e nas Figura 43 e Figura 47 para o torneamento de alto avanço. Verifica-se claramente que a rugosidade média da superfície usinada cresce com o aumento de desgaste de flanco da ferramenta, conforme esperado. Nota-se, também, que esse acréscimo se dá de forma linearmente proporcional. É amplamente sabido que o desgaste de flanco modifica a geometria do corte, alterando a posição e forma da aresta de corte. Tal modificação é responsável pelo crescimento das irregularidades da superfície usinada com a evolução do desgaste de flanco da ferramenta.

Nota-se igualmente pela análise da Figura 52 que o emprego da ferramenta de torneamento convencional produz valores de rugosidade média cerca de duas vezes menor que

aquela gerada pelo uso da ferramenta de torneamento de alto avanço. Conforme discutido anteriormente, a maior rugosidade das peças usinadas pela estratégia de alto avanço está relacionada ao emprego de valor superior de avanço, e ao menor raio de ponta da ferramenta de alto avanço. Nota-se também que a inclinação da reta de evolução da rugosidade com o desgaste de flanco das ferramentas convencionais e de alto avanço apresentam praticamente a mesma inclinação. Com base nesta observação pode-se inferir que, isolando o efeito do raio de ponta e avanço usados em cada estratégia de torneamento, o incremento da rugosidade média devido ao desgaste da ferramenta dá-se a uma mesma taxa em ambas as operações.

Figura 52 – Rugosidade média em função do desgaste de flanco da ferramenta no torneamento convencional e de alto avanço



Fonte: O autor.

A evolução da rugosidade média (R_a) com o desgaste de flanco (V_B) da ferramenta, no torneamento convencional e de alto avanço, pode ser expressa matematicamente pelas equações apresentadas na Tabela 10. Ainda da análise da Figura 52 e agora considerando as equações da Tabela 10 pode-se inferir que existe uma relação linear entre a rugosidade média e o desgaste de flanco da ferramenta, a qual independe da estratégia de torneamento adotada. Tal fato é justificado pela similaridade entre as inclinações das retas na Figura 52, e a consequente equivalência entre as equações.

Tabela 10 – Equações que governam o aumento da rugosidade média com o incremento do desgaste de flanco das ferramentas convencional e de alto avanço.

Torneamento convencional		Torneamento de alto avanço	
Equação	R ²	Equação	R ²
$R_a = 1,54375(\pm 0,2) \cdot V_B + 1,73516$	68,911	$R_a = 1,30279(\pm 0,2) \cdot V_B + 4,31329$	66,935

Fonte: O autor.

4.2.4 Conclusões parciais da seção

Pelos resultados discutidos nesta seção, pode-se concluir preliminarmente, que:

- i) O desgaste de flanco da ferramenta de corte cresce com o aumento da velocidade de corte e avanço em ambos os casos avaliados, sendo maior no torneamento convencional;
- ii) O critério de fim de vida da ferramenta adotado é alcançado antes de serem usinadas as 35 peças tomadas como referência, sob todas as condições de corte avaliadas;
- iii) O mecanismo de desgaste predominante na superfície de folga das ferramentas convencionais e de alto avanço corresponde à abrasão;
- iv) O mecanismo de desgaste predominante na superfície de saída das ferramentas convencionais e de alto avanço corresponde à adesão;
- v) Os mecanismos de desgaste produzem o completo consumo das camadas de revestimento existentes na superfície de folga e de saída, em ambas as ferramentas;
- vi) A rugosidade média da peça usinada cresce com o aumento da velocidade de corte e avanço em ambos os casos avaliados, sendo maior no torneamento de alto avanço;
- vii) Isolando o efeito da geometria do inserto e avanço adotado, o incremento da rugosidade média com o desgaste da ferramenta se dá em uma mesma taxa para ambas ferramentas;
- viii) A taxa de desgaste cresce proporcionalmente a velocidade de corte em ambos os casos (sendo maior no torneamento convencional), e é sensível ao incremento do avanço;
- ix) O número de peças usinadas até atingir o critério de fim de vida da ferramenta pode ser estimado por meio da equação simplificada de Taylor modificada;
- x) O incremento da rugosidade média da superfície é proporcional ao aumento do desgaste de flanco da ferramenta.

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

5.1 CONCLUSÕES

Baseando-se na apuração das análises realizadas e na discussão dos resultados obtidos, as seguintes conclusões podem ser listadas:

- O corte térmico prévio produz alterações de ordem microestruturais e micromecânicas junto a aresta de corte, em uma profundidade de aproximadamente 750 μm . Embora os microconstituintes presentes na zona afetada pelo corte térmico sejam os mesmos do núcleo do material, a microestrutura formada por estes difere. Tal variação produz um acréscimo nos valores da microdureza junto a aresta de corte, e geram um perfil de tensão residual de compressão ao longo da extensão da zona afetada;
- A taxa de desgaste das ferramentas convencional e de alto avanço cresce proporcionalmente a velocidade de corte, e é pouco sensível ao incremento do avanço. O desgaste da ferramenta convencional é mais acelerado, produzindo um número menor de peças antes de atingir o critério de fim de vida. A geometria da ferramenta e o avanço adotados em cada estratégia de torneamento têm um papel mais proeminente sobre o acabamento das peças usinadas quando comparado aquele do desgaste da ferramenta;
- O desgaste de ambas as ferramentas se processa sob os mesmos mecanismos. Na superfície de saída da ferramenta, as camadas do revestimento duplex são removidas pelo mecanismo de desgaste por adesão na região de contato entre o cavaco e ferramenta. Na superfície principal de folga da ferramenta (flanco), as camadas do revestimento tríplex são consumidas pela abrasão produzida pela peça em usinagem, na região de contato desta com a aresta de corte; e,
- As equações propostas para estimar a taxa de desgaste e vida da ferramenta de corte em função das variáveis de processo, e o acabamento da peça usinada em função do desgaste da ferramenta; produzem uma boa aproximação dos valores calculados em relação aos valores efetivos.

5.2 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

A realização deste trabalho abriu algumas possibilidades dentro do tema de pesquisa, as quais poderão ser seguidas a fim de ampliar o entendimento sobre o assunto, o otimizar o ciclo produtivo em questão, sendo estas sugeridas abaixo:

- Realizar uma análise financeira de modo a identificar a viabilidade econômica da substituição da ferramenta de corte convencional pela de alto avanço, para produção do componente analisado;
- Determinar a equação de Taylor expandida para o sistema produtivo em questão, de modo a avaliar o efeito dos parâmetros globais de torneamento sobre a vida da ferramenta de corte;
- Repetir o estudo avaliando a usinabilidade de buchas com diferentes dimensões daquela aqui empregada, com o intuito de construir um perfil de relações entre as variáveis do corte térmico prévio e o desempenho da ferramenta na usinagem ulterior;
- Repetir o presente estudo considerando uma célula de produção diferente, de modo a verificar se a ferramenta de alto avanço repete o melhor desempenho na produção de componentes com geometria diferente daquela aqui empregada;
- Determinar o IME (Intervalo de Máxima Eficiência) para o sistema produtivo avaliado, de modo a identificar as velocidades de máxima produção e mínimo custo para produção do componente analisado;
- Avaliar o efeito da configuração de ferramentas sobre as componentes da força de usinagem, e correlaciona-la com a vida da ferramenta, de modo a identificar condições operacionais que reduzam a potência necessária ao corte e maximizem a sua vida útil;
- Avaliar a efetividade do emprego de ferramentas de corte com revestimentos do tipo multicamadas com gradiente funcional no sistema produtivo em questão;
- Avaliar o emprego de sistemas de monitoramento acústico do desgaste da ferramenta, e analisar a sua efetividade na determinação do final da vida útil desta, e seu efeito sobre o acabamento da peça usinada; e,
- Avaliar a viabilidade técnica e econômica do emprego dos conceitos de usinagem limpa no sistema produtivo em questão, empregando meios alternativos de lubrificrefrigeração; e otimizando o consumo energético da máquina ferramenta.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALDAZABAL, J.; MARTÍN-MEIZOSO, A.; KLIMPEL, A.; BANNISTER, A.; CICERO, S. Mechanical and Microstructural Features of Plasma Cut Edges in a 15 mm Thick S460M Steel Plate. *Metals*, v. 8, p. 447, 2018. Doi: 10.3390/met8060447.

ALLOCK, A. Turning productivity boosted by up to 50% with sandvik coromant primeturning, 2017. Disponível em: <https://www.machinery.co.uk/machinery-products/sandvik-coromant-prime-turning>. Acessado em 15 de maio de 2022.

ANDRÉS, D.; GARCÍA, T.; CICERO, S.; LACALLE, R.; ÁLVAREZ, J.A.; MARTÍN-MEIZOSO, A.; ALDAZABAL, J.; BANNISTER, A.; KLIMPE, A. Characterization of heat affected zones produced by thermal cutting processes by means of Small Punch tests. *Materials Characterization*, v. 119, p. 55-64, 2016. Doi: 10.1016/j.matchar.2016.07.017.

BALASUNDARAM, H.R.R.; KARTHIKEYAN, N.G.N. Experimental investigation of cut quality characteristics on SS321 using plasma arc cutting. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, vol. 40(2). pp. 3-11/60, 2018. Doi: <https://doi.org/10.1007/s40430-018-0997-8>.

BENLAHMIDI, S.; AOUCI, H.; BOUTAGHANE, F.; KHELLAF, A.; FNIDES, B.; YALLESE, M.A. Design optimization of cutting parameters when turning hardened AISI H11 steel (50 HRC) with CBN7020 tools. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 89, p. 803–820, 2017. Doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9121-3>

BINI, R., COLOSIMO, B. M., KUTLU, A. E., MONNO, M. Experimental study of the features of the kerf generated by a 200A high tolerance plasma arc cutting system, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 196, No. 1-3, p. 345-355, 2008. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.05.061>.

CALLISTER, W.D.; RETHWISCH, D.G. *Ciência e engenharia de materiais: uma introdução*. 8ªed. SãoPaulo: Editora LTC, 2012.

CICA, D.; SREDANOVIC, B.; LAKIC-GLOBOCKI, G.; KRAMAR, D. Modeling of the Cutting Forces in Turning Process Using Various Methods of Cooling and Lubricating: An Artificial Intelligence Approach, *Advances in Mechanical Engineering*, Vol. 2013, p. 8, 2013. Doi: 10.1155/2013/798597.

CHAMARTHI, S.; REDDY, N.S.; ELIPEY, M.K.; REDDY, D.V.R. Investigation analysis of plasma arc cutting parameters on the unevenness surface of Hardox-400 material. *Procedia Engineering*, Vol. 64, p. 855, 2013. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.09.161>.

CHILDS, T.H.C.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T.; YAMANE, Y. *Metal machining theory and applications*. Butterworth-Heinemann, Boston, 2000.

CSELLE, T. *Hartstoffbohrer: Schon voll augereizt*, Gühring, Sigmaringen, 1997.

DAS, S.R.; DHUPAL, D.; KUMAR, A. Study of surface roughness and flank wear in hard turning of AISI 4140 steel with coated ceramic inserts. *Journal of Mechanical Science and Technology*, v. 29, p. 4329–4340, 2015. Doi: <https://doi.org/10.1007/s12206-015-0931-2>.

DINIZ, A.E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L. *Tecnologia da usinagem dos materiais*. 8ª ed. São Paulo: Editora Artliber, 2013.

DUC, P.M.; GIANG, L.H.; DAI, M.D.; SY, D.T. An experimental study on the effect of tool geometry on tool wear and surface roughness in hard turning. *Advances in Mechanical Engineering*. v. 12(9) p. 1-11, 2020. Doi:10.1177/1687814020959885.

FERRARESI, D. *Fundamentos da Usinagem dos Metais*. 11ª reimpressão. São Paulo: Edgar Blücher, 2003.

FITZPATRICK, M. *Introdução aos processos de usinagem*. Nova York, EUA: Editora McGrawHill, 2013.

GERDAU. Aços Planos Gerdau – Chapas Grossas, 2022. Disponível em: <https://www2.gerdau.com.br/downloadable-resource/catalogo-chapa-grossa>. Acessado em 27 de junho de 2022.

FOX-RABINOVICH, G.S.; KOVALEV, A.I. Self-organization and structural adaptation during cutting and stamping operations. *Self-Organization Dur. Frict. Adv. Surface-Engineered Mater. Syst. Des.*, CRC Press, Taylor and Francis Group, Boca Raton, NW, USA (2006).

GOSTIMIROVIC, M., KOVAC, P., SEKULIC, M. An inverse optimal control problem in the electrical discharge machining. *Sadhana*, Vol. 43, No. 5, p. 70, 2018. Doi: 10.1007/s12046-018-0844-8.

GOSTIMIROVIC, M., PUCOVSKY, V., SEKULIC, M., RODIC, D., PEJIC, V. Evolutionary optimization of jet lag in the abrasive water jet machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 101, No. 9–12, p. 3131-3141, 2019. Doi: 10.1007/s00170-018-3181-5.

GOSTIMIROVIĆ, M.; RODIĆ, D.; SEKULIĆ, M.; ALEKSIĆ, A. An Experimental Analysis of Cutting Quality in Plasma Arc Machining. *Advanced Technologies and Materials*, Vol. 45, No. 1, p. 1-8, 2020. Doi: 10.24867/ATM-2020-1-001.

GOSTIMIROVIC, M., SEKULIC, M., KOPAC, J., KOVAC, P. Optimal control of workpiece thermal state in creep-feed grinding using inverse heat conduction analysis, *Journal of Mechanical Engineering*, Vol. 57, No. 10, p. 730-738, 2011. Doi: 10.5545/svjme.2010.075.

GRABARSKI, M.I. Efeito de tensões residuais compressivas na fadiga de contato por rolamento de um ferro fundido nodular com matriz de dureza elevada. *Dissertação. Mestrado em Engenharia Mecânica e de Materiais*, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, PR, 2019.

GRZESIK, W. Influence of tool wear on surface roughness in hard turning using differently shaped ceramic tools. *Wear*, v. 265, p.327-335, 2008. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2007.11.001>.

GROOVER, M.P. Introdução aos processos de fabricação. 5ª ed. Vol. 1, Rio de Janeiro: Editora LTC, 2014.

HERNÁNDEZ GONZÁLEZ, L.W.; SEID AHMED, Y.; PÉREZ RODRÍGUEZ, R.; ZAMBRANO ROBLEDO, P.D.C.; GUERRERO MATA, M.P. Selection of Machining Parameters Using a Correlative Study of Cutting Tool Wear in High-Speed Turning of AISI 1045 Steel. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, vol. 2, p. 66, 2018. Doi: <https://doi.org/10.3390/jmmp2040066>

HUTCHINGS, I.; GEE, M.; SANTNER, E. Friction and Wear. In: Czichos, H.; Saito, T.; Smith L (eds). *Springer Handbook of Materials Measurement Methods*, Springer, Berlin, Heidelberg, pp 685-710, 2006. Doi: https://doi.org/10.1007/978-3-540-30300-8_13.

INSPEKTOR A.; SALVADOR P.A. Architecture of PVD coatings for metalcutting applications: A review. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 257, p. 138-153, 2014. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2014.08.068>.

KRAJČOVIECH, S.; HOLUBJAK, J.; RICHTARIK, M.; CZÁNOVÁ, T. Identification of process Prime A turning when machining steel C56E2 and monitoring of cutting forces. *Transportation Research Procedia*, v. 55, p. 605-612, 2021. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.trpro.2021.07.027>.

KIM, J-H.; KIM, E-J.; LEE, C-M. A study on the heat affected zone and machining characteristics of difficult-to-cut materials in laser and induction assisted machining. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 57, p. 499-508, 2020. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.07.013>.

KIMINAMI, C.S.; CASTRO, W.B.; OLIVEIRA, M.F. Introdução aos processos de fabricação de produtos metálicos. 1ª ed. Ed., São Paulo: Editora Blucher, 2013.

KIRKPATRICK, I. Variety of cutting processes spoil fabricators for choice. *Welding and Metal Fabrication*, v. 62, p. 11-12, 1994.

KONIG, W. Tecnologia de fabricação - remoção. vol. 3. 2ª ed. Alemanha: VDI. 1997. Tradução de Walter Lindolfo Weingaertner.

KURNIAWAN, D.; NOORDIN, M. Y.; SHARIF, S. Hard machining of stainless steel using wiper coated carbide: tool life and surface integrity. *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 25, p. 370–377, 2010. Doi: <https://doi.org/10.1080/10426910903179930>.

KÜHN, F.; LÖPENHAUS, C.; BRIMMERS, J.; KLOCKE F.; BERGS T. Analysis of the influence of the effective angles on the tool wear in gear hobbing. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.108, p. 2621–2632, 2020. Doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05499-0>.

LEE, E.C.; NIAN, C.Y.; TARNG Y.S. Design of a dynamic vibration absorber against vibrations in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 108(3), p. 278-285, 2001. Doi: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(00\)00836-0](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(00)00836-0).

MACHADO, Á.R.; ABRÃO, A.M.; COELHO, R.T.; da SILVA, M.B. Teoria da Usinagem dos Materiais. 2ª. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2011.

MACHADO, A.R.; WALLBANK, J. Machining of Titanium and its Alloys: a Review. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. v. 204(1), p. 53-60, 1990. Doi:10.1243/PIME_PROC_1990_204_047_02

MADIC, M., RADOVANOVIC, M., GOSTIMIROVIC, M. ANN modeling of kerf taper angle in CO₂ laser cutting and optimization of cutting parameters using Monte Carlo method. International Journal of Industrial Engineering Computations, Vol. 6 No. 1, p. 33-42, 2015. DOI: 10.5267/j.ijiec.2014.9.003.

MARQUES, P.V.; MODENESI, P.J.; BRACARENSE A.Q. Soldagem: Fundamentos e tecnologia. 4ª ed. Rio de Janeiro: Elsevier Editora Ltda, 2017.

MARTÍN-MEIZOSO, A.; ALDAZABAL, J.; PEDREJÓN, J.L; MORENO, S. Resilience and ductility of Oxy-fuel HAZ cut. Frattura ed Integrità Strutturale, v. 30, p. 14-22, 2014; Doi: 10.3221/IGF-ESIS.30.03.

MARUDA, R.W.; KROLCZYK, G.M.; FELDSHTEIN, E.; NIESLONY, P.; TYLISZCZAK, B.; PUSAVEC, F. Tool wear characterizations in finish turning of AISI 1045 carbon steel for MQCL conditions. Wear, v. 372–373, p. 54–67, 2017. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2016.12.006>.

MEURLING, F.; MELANDER, A.; LINDER, J.; LARSSON M. The influence of mechanical and laser cutting on the fatigue strengths of carbon and stainless sheet steels. Scandinavian Journal of Metallurgy. V. 30. p. 309-319, 2001. Doi: 10.1034/j.1600-0692.2001.300506.x.

NEDIC, B.; JANKOVIC, M.; RADOVANOVIC, M.; LAKIC, GG.; NEDIC, B.; LAKIC, G.G. Quality of plasma cutting. In: 13th International Conference on Tribology – Serbiatrib'13, 2013. p. 314.

OSAWA, N.; SAWAMURA, J.; IKEGAMI Y.; OKAMOTO, N. Study of heat transfer during piercing process of oxyfuel gas cutting. Welding in the World, v. 56(3-4), p. 2-10, 2013. Doi: 10.1007/BF03321330.

ÖZBEK, O.; SARUHAN, H. The effect of vibration and cutting zone temperature on surface roughness and tool wear in eco-friendly MQL turning of AISI D2. Journal of Materials Research and Technology, v. 9(3), p. 2762-2772, 2020. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2020.01.010>.

PRASAD, B.S.; BABU, M.P. Correlation between vibration amplitude and tool wear in turning: Numerical and experimental analysis. Engineering Science and Technology, an International Journal, v. 20 (1), p. 197-211, 2017. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.jestch.2016.06.011>.

PETIT-RENAUD, F. Optimization of the Shot Peening Parameters. In: WAGNER, L. (Ed.). Shot Peening. Garmisch-Partenkirchen: Wiley-VCH, 2003.

RAO, C.J.; RAO, D.N.; SRIHARI, P. Influence of cutting parameters on cutting force and surface finish in turning operation. *Procedia Engineering*, v. 64, p. 1405-1415, 2013. Doi: 10.1016/j.proeng.2013.09.222.

RECH, J.; MOISAN, A. Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 43, p. 543-550, 2003. Doi: [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(02\)00141-4](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(02)00141-4).

ROSA, GC.; SOUZA, A.J.; POSSAMAI, E.V.; AMORIM, H.J.; NEIS, P.D. Wear analysis of ultra-fine grain coated carbide tools in hard turning of AISI 420C stainless steel. *Wear*, v. 376-377, p. 172-177, 2017. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2017.01.088>.

SANTOS S.C.; SALES W.F. Aspectos tribológicos da usinagem dos materiais. 1ª ed. 2007.

SARMAD, A.K.; MUHAMMAD, A.A.; MUHAMMAD, Q.S.; GHULAM, Z.; QURESHI, M.A.M. High-feed turning of AISI D2 tool steel using multi-radii tool inserts: Tool life, material removed, and workpiece surface integrity evaluation, *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 32:6, p. 670-677, 2017. Doi: 10.1080/10426914.2016.1232815.

SANDVIK COROMANT. Primeturning User Guide, 2022. Disponível em: <https://www.sandvik.coromant.com/en-us/products/coroplus-toolpath/pages/primeturning.aspx>. Acessado em 23 de abril de 2022.

SANDVIK COROMANT. Tecnologia da usinagem dos metais, 2010. Manual técnico Sandviken, Suécia.

SHAHABI, H.H.; RATNAM, M.M. In-cycle monitoring of tool nose wear and surface roughness of turned parts using machine vision. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 40, p. 1148-1157, 2009. Doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-008-1430-8>.

SIDDHPURA, M.; PAUROBALLY, R. A review of chatter vibration research in turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 61, p. 27-47, 2012. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.05.007>.

SOARES, P. Aços: características e tratamentos. 4ª ed. Porto, Portugal: Publindústria, 1987.

SOUZA, S.A. Composição química dos aços. 1ª ed. São Paulo: Blucher, 1989.

STEUER, P.; REBSCHLÄGER, A.; WEBER, O.; BÄHRE, D. The Heat-affected Zone in EDM and its Influence on a Following PECM Process. *Procedia CIRP*, v. 13, p. 276-281, 2014. Doi: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.04.047>.

STEPHENSON, D.A.; AGAPIOU, J.S. Metal Cutting Theory and Practice. 4th edition. CRC Press, Boca Raton, Flórida, EUA, 2018.

TRENT, E.M.; WRIGHT, P.K. Metal cutting. 4th edition, Butterworth-Heinemann, Boston, 2000.

THOMAS, D.J. Characterisation of Steel Cut Edges for Improved Fatigue Property Data Estimations and Enhanced CAE Durability. Ph.D. Thesis, Swansea University UK, Swansea, UK, 2011.

USIMINAS. Chapas Grossas, 2022. Disponível em: https://www.usiminas.com/wp-content/uploads/2020/01/CAT.-CHAPAS-GROSSAS-PORT_v3-1.pdf. Acessado em 04 de julho de 2022.

WANG, J.; ZHANG, G.; CHEN, N. A review of tool wear mechanism and suppression method in diamond turning of ferrous materials. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v.113, p. 3027–3055, 2021. Doi: <https://doi.org/10.1007/s00170-021-06700-8>

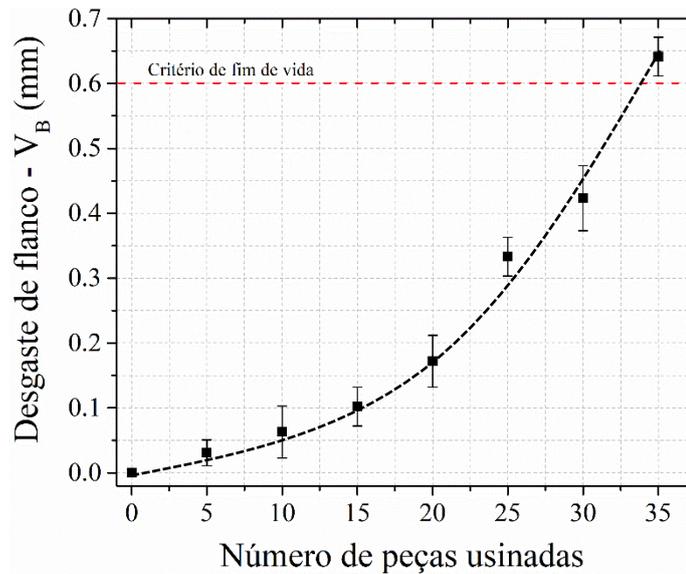
WOLLMANN, D.; SOARES, G.P.P.P.; GRABARSKI, M.I.; WEIGERT, N.B.; ESCOBAR, J.A.; PINTAUDE, G.; NEVES, J.C.K. Rolling Contact Fatigue Failure Mechanisms of Plasma-Nitrided Ductile Cast Iron. *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 26, p. 2859–2868, 2017. Doi: <https://doi.org/10.1007/s11665-017-2717-4>

WOOD, W.E. Heat-Affected Zone Studies of Thermally cut Structural Steels (Report FHWA-RD-93-O 15); US Department of Transportation Federal Highway Administration: Washington, DC, USA, 1994.

APÊNDICE A: Resultados preliminares das medições DE V_B

A.1 V_B no torneamento convencional

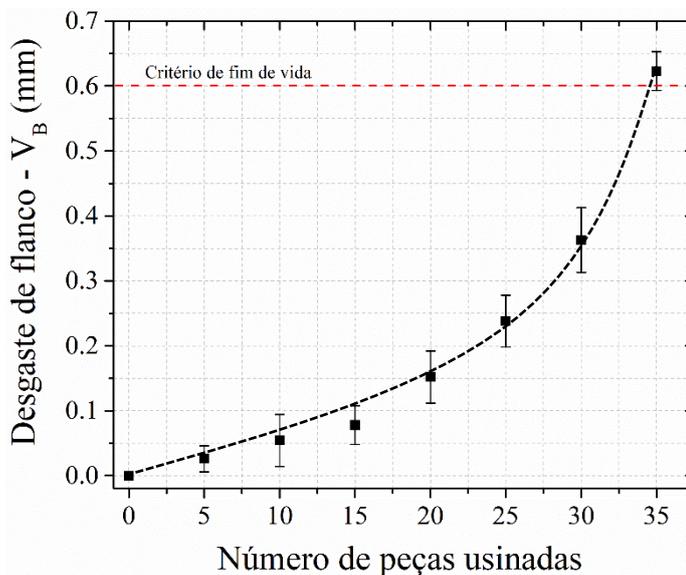
Figura 53 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta convencional em função do número de buchas usinadas, empregando a velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,2 mm/rev.



Fonte: O autor.

A.2 V_B no torneamento de alto avanço

Figura 54 – Evolução do desgaste de flanco da ferramenta convencional em função do número de buchas usinadas, empregando a velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,5 mm/rev.

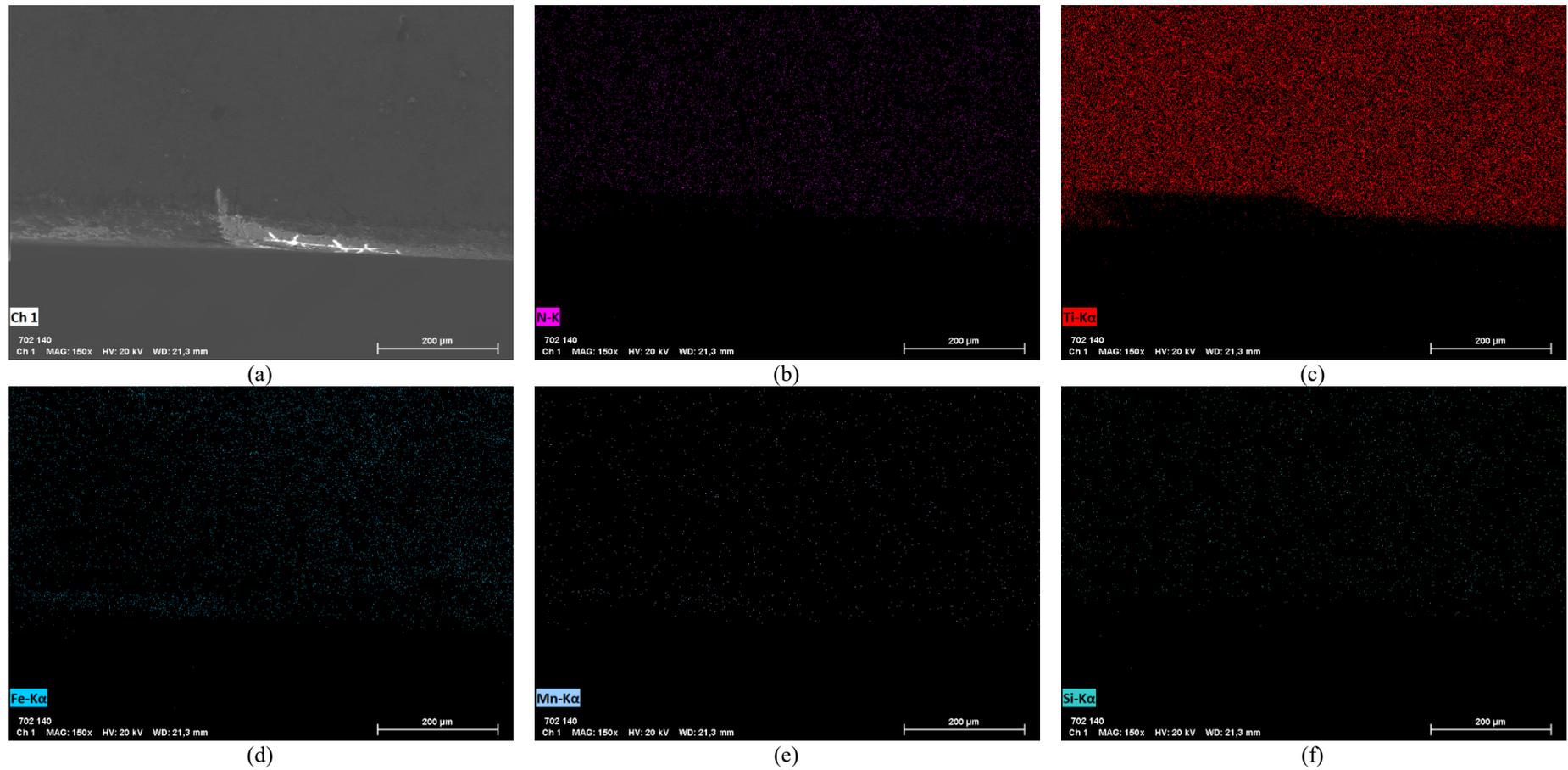


Fonte: O autor.

APÊNDICE B: Mecanismos de desgaste na ferramenta de corte

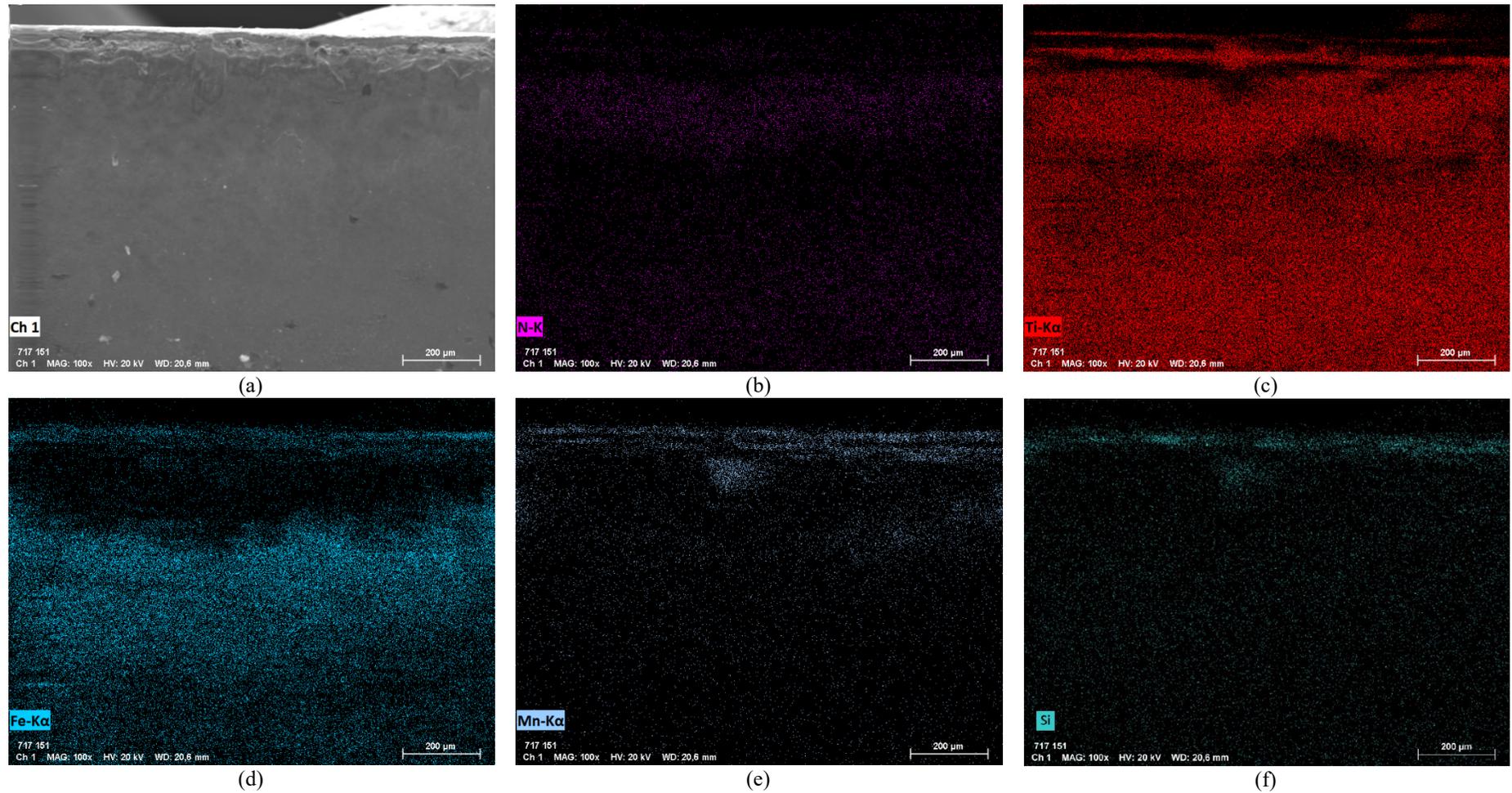
B.1 Desgaste de flanco da ferramenta de torneamento convencional

Figura 55 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,2 mm/rev. Aplicação de 100×.



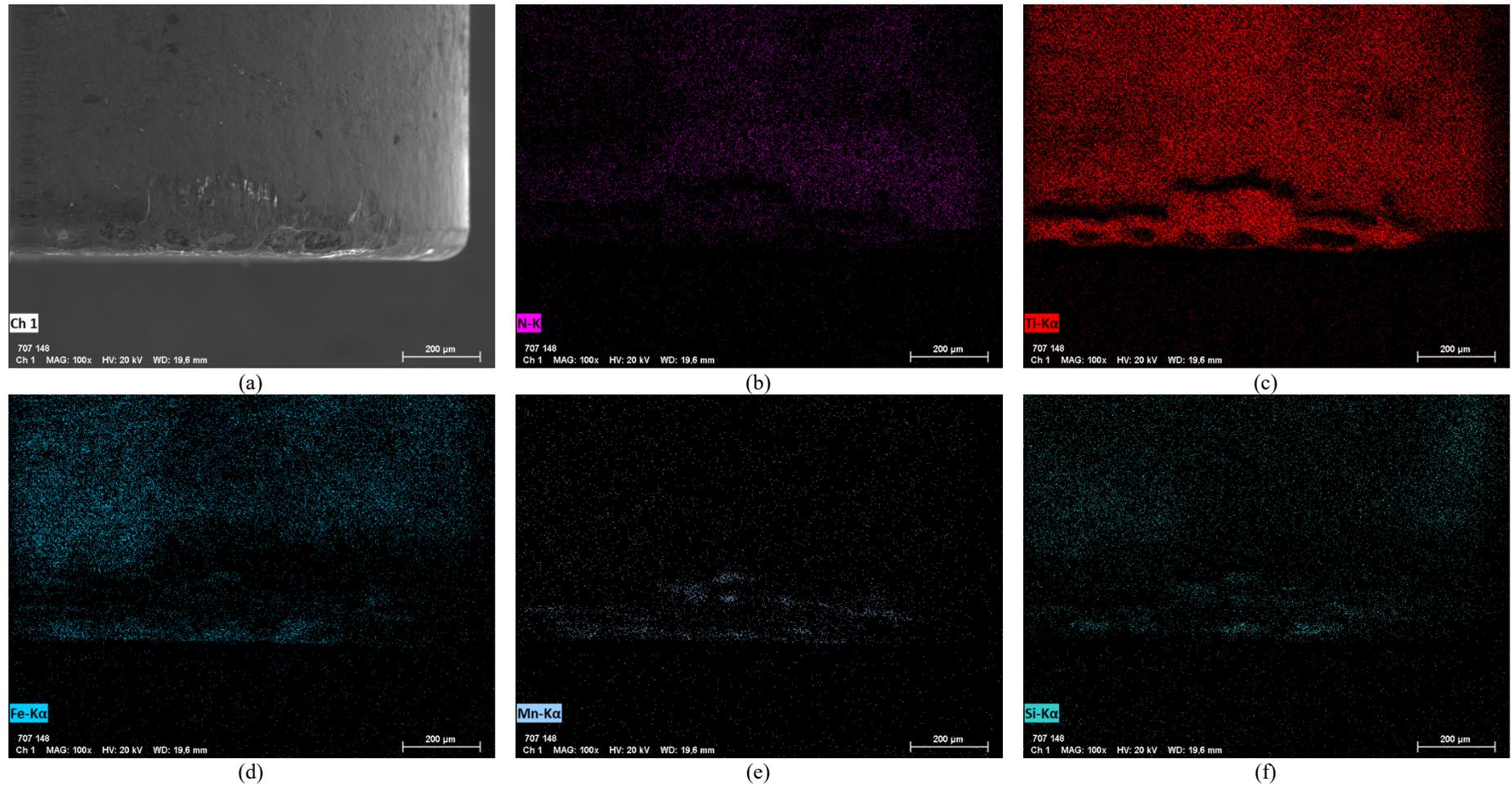
Fonte: O autor.

Figura 56 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,3 mm/rev. Aplicação de 100×.



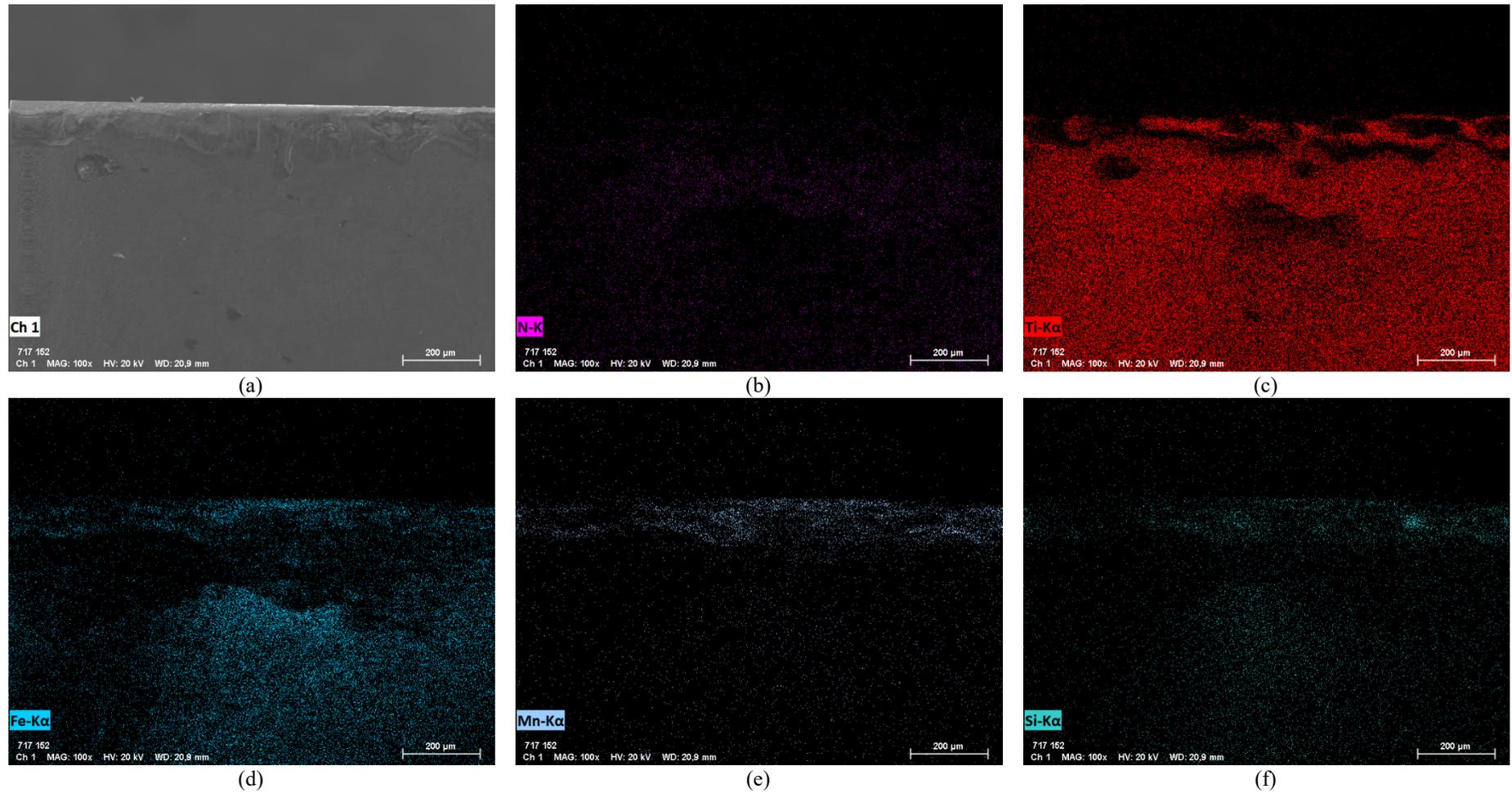
Fonte: O autor.

Figura 57 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,4 mm/rev. Aplicação de 100×.



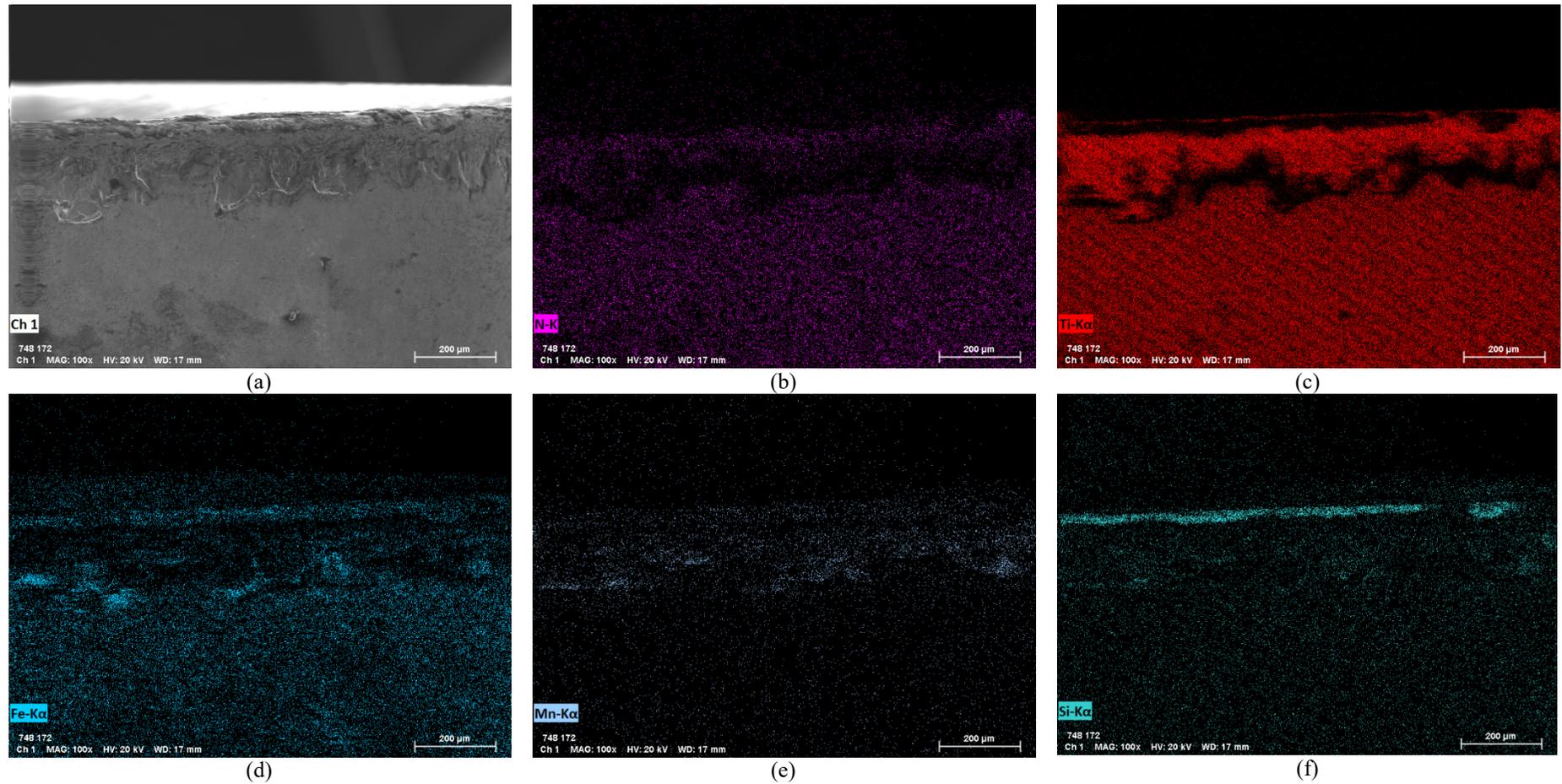
Fonte: O autor.

Figura 58 – Fotomicrografias e mapas compositionais os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,2 mm/rev. Aplicação de 100×.



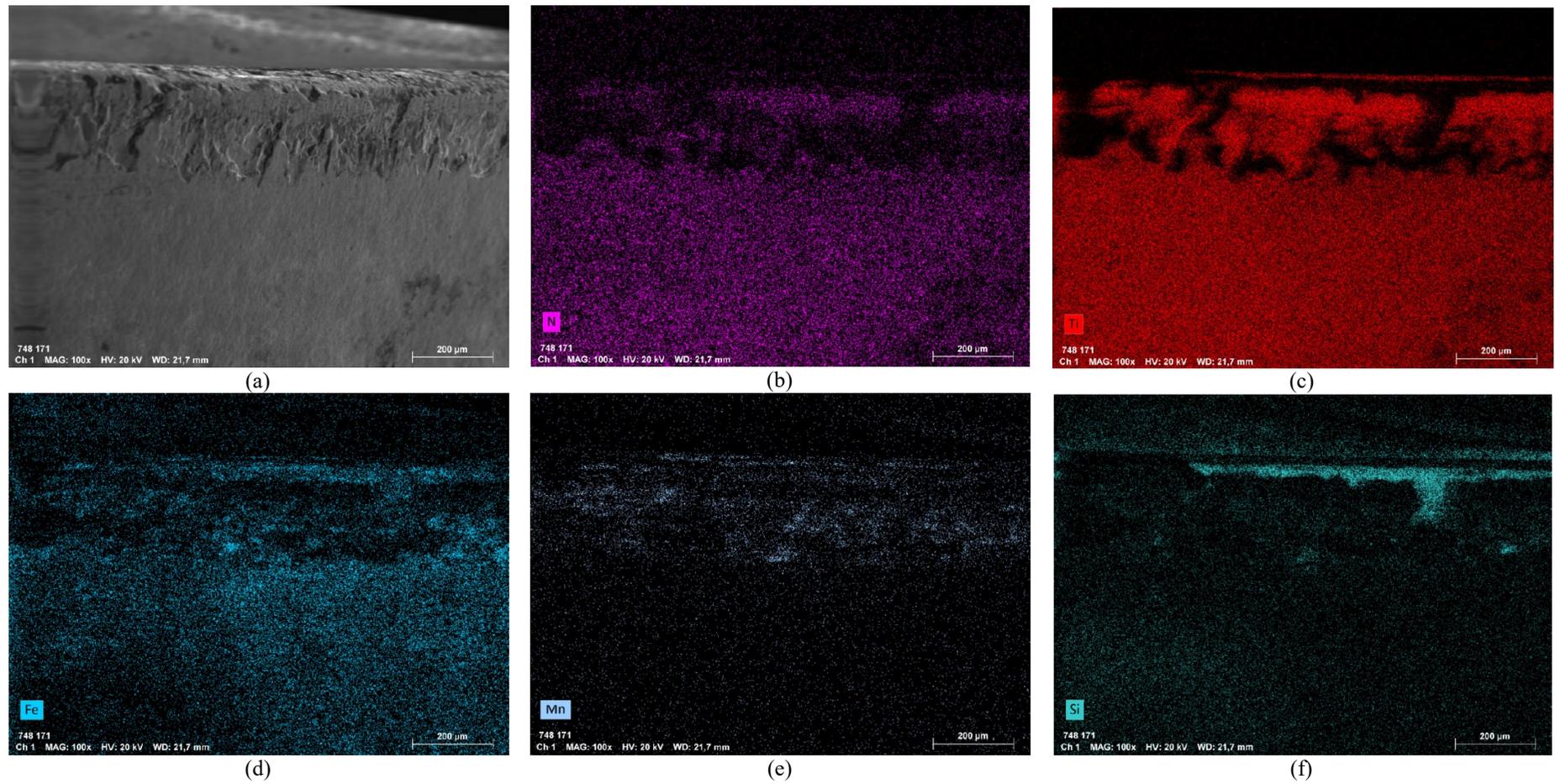
Fonte: O autor.

Figura 59 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,3 mm/rev. Aplicação de 100×.



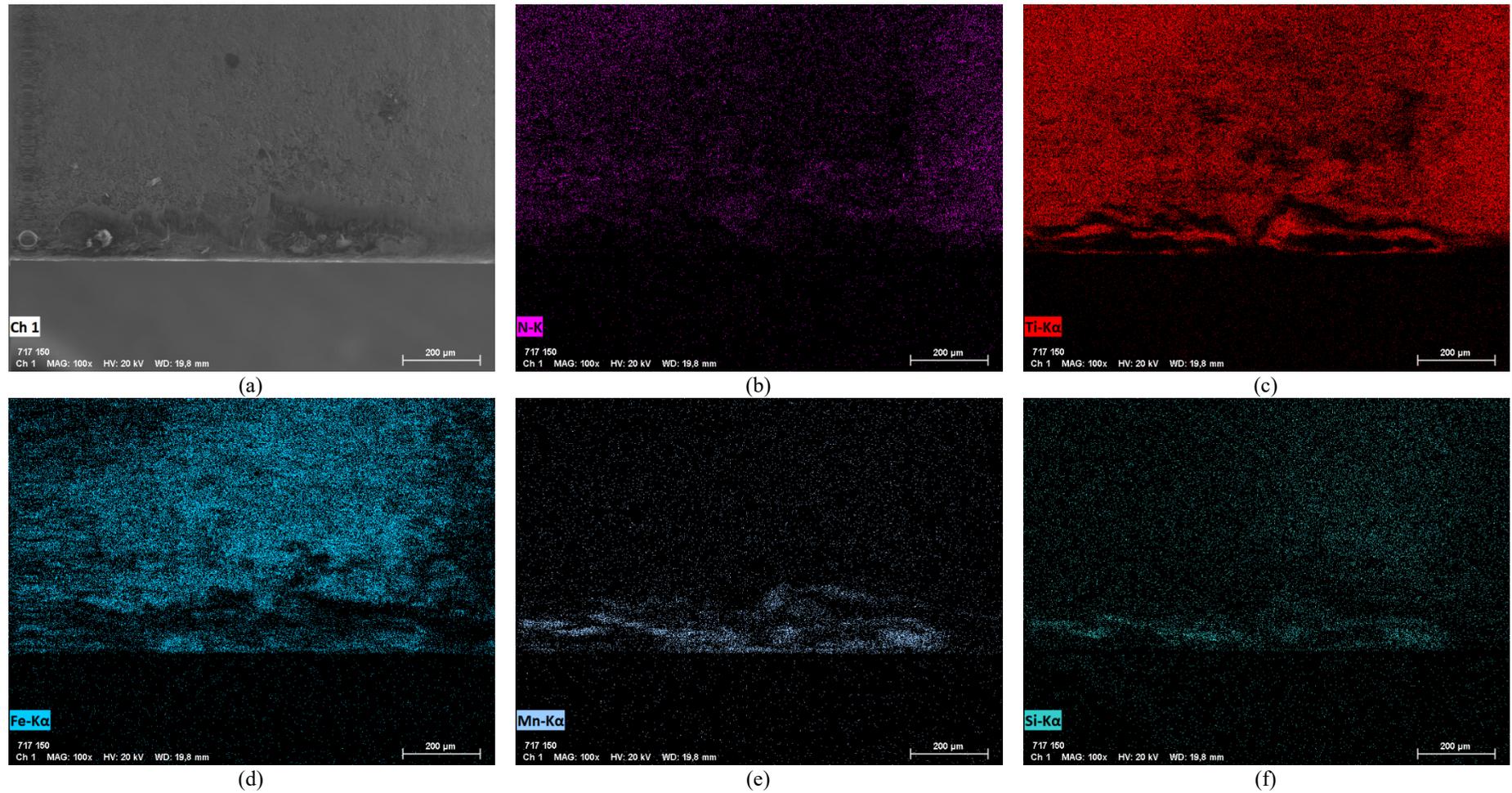
Fonte: O autor.

Figura 60 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,4 mm/rev. Aplicação de 100×.



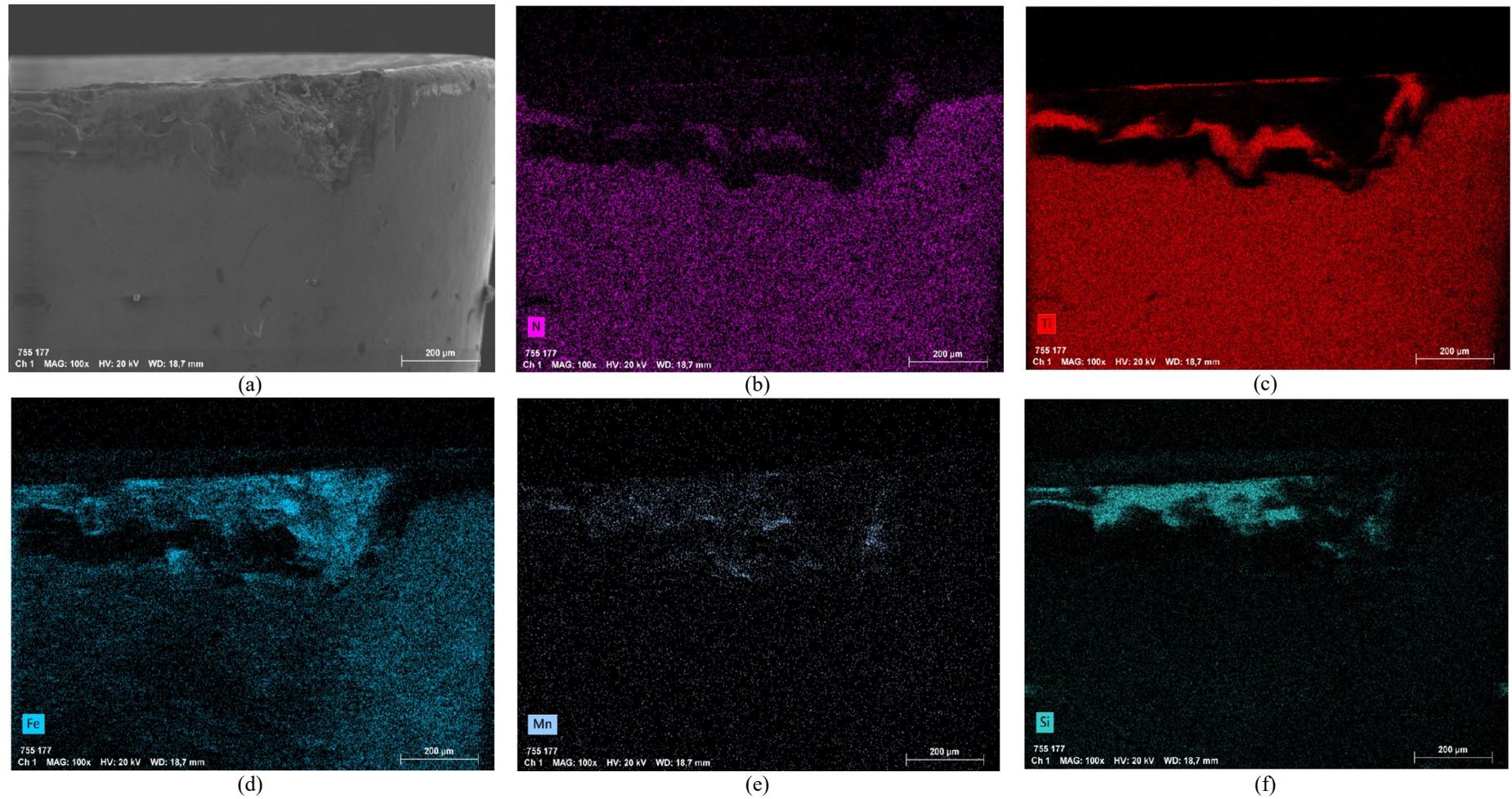
Fonte: O autor.

Figura 61 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,2 mm/rev. Aplicação de 100×.



Fonte: O autor.

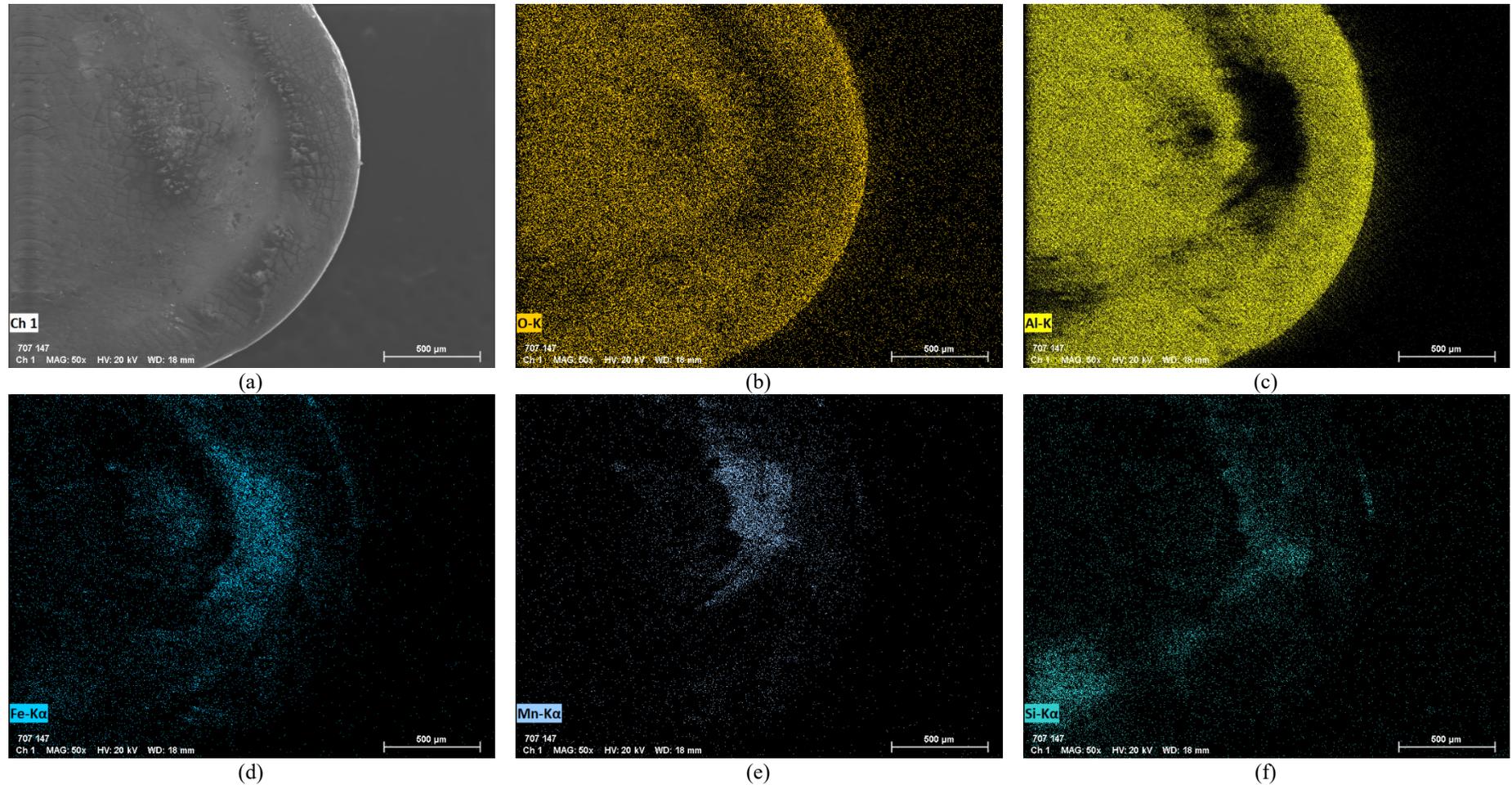
Figura 62 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,3 mm/rev. Aplicação de 100×.



Fonte: O autor.

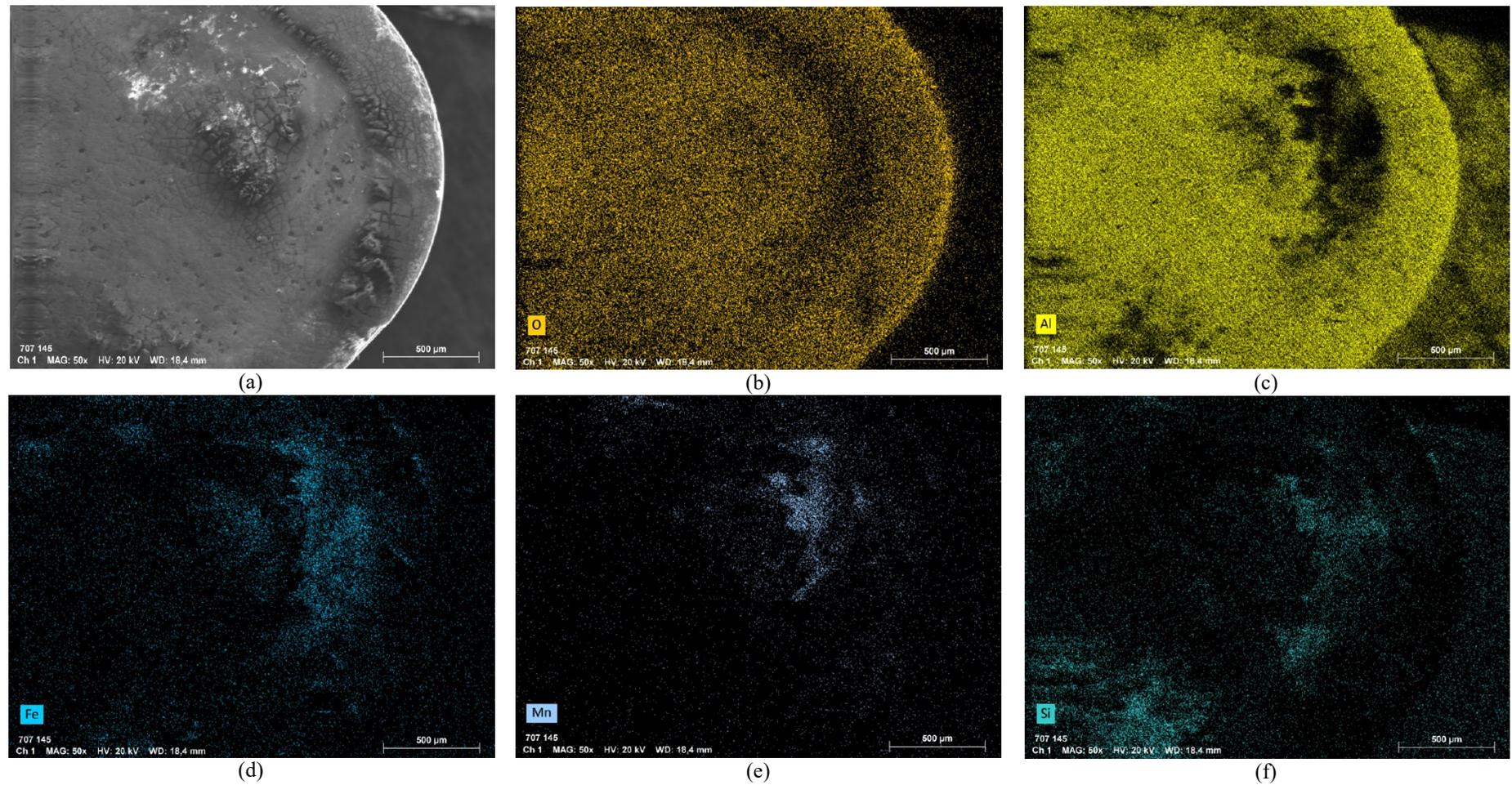
B.2 Desgaste na superfície de saída da ferramenta de torneamento convencional

Figura 63 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,2 mm/rev. Aplicação de 100×.



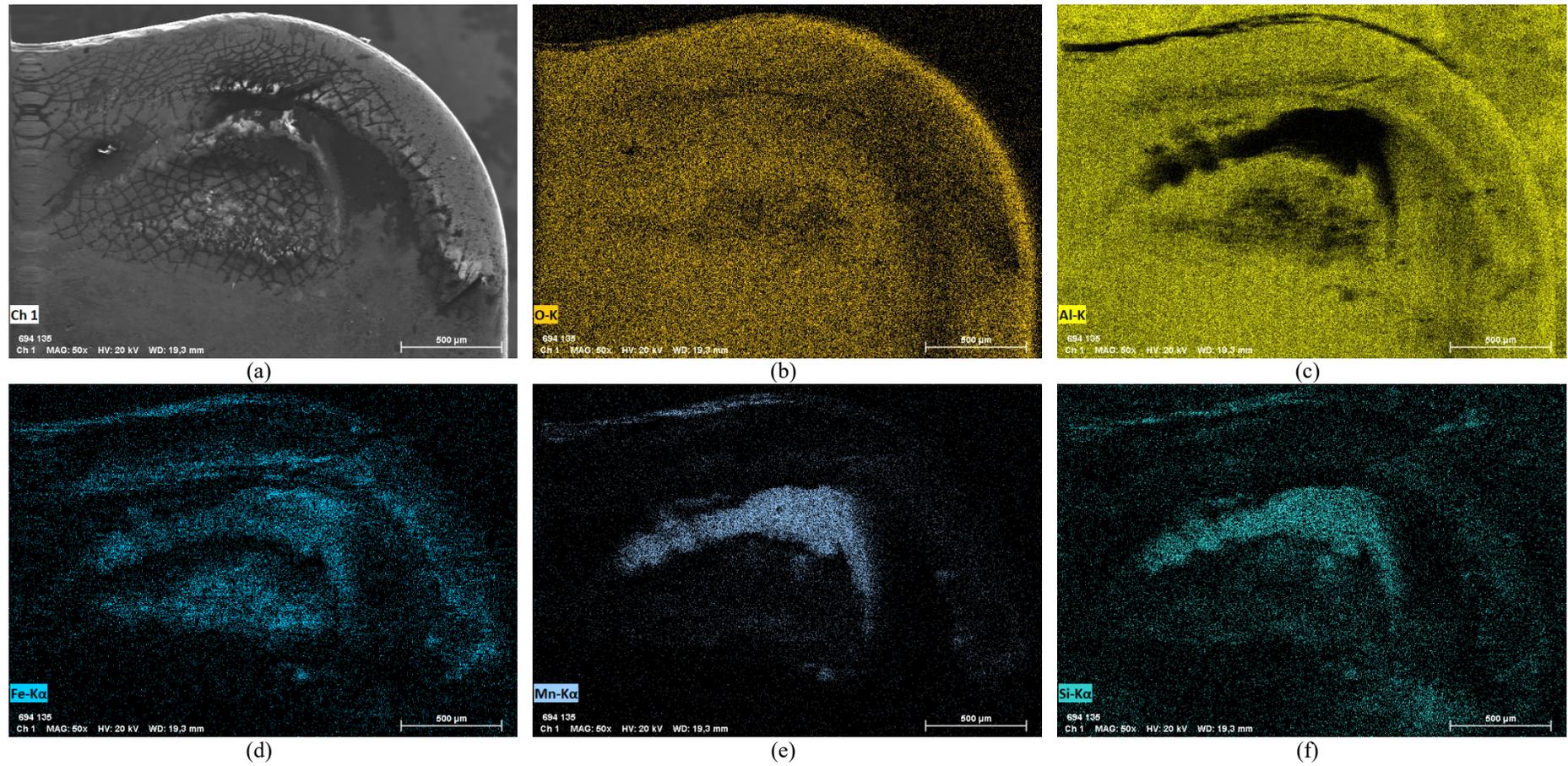
Fonte: O autor.

Figura 64 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,3 mm/rev. Aplicação de 100×.



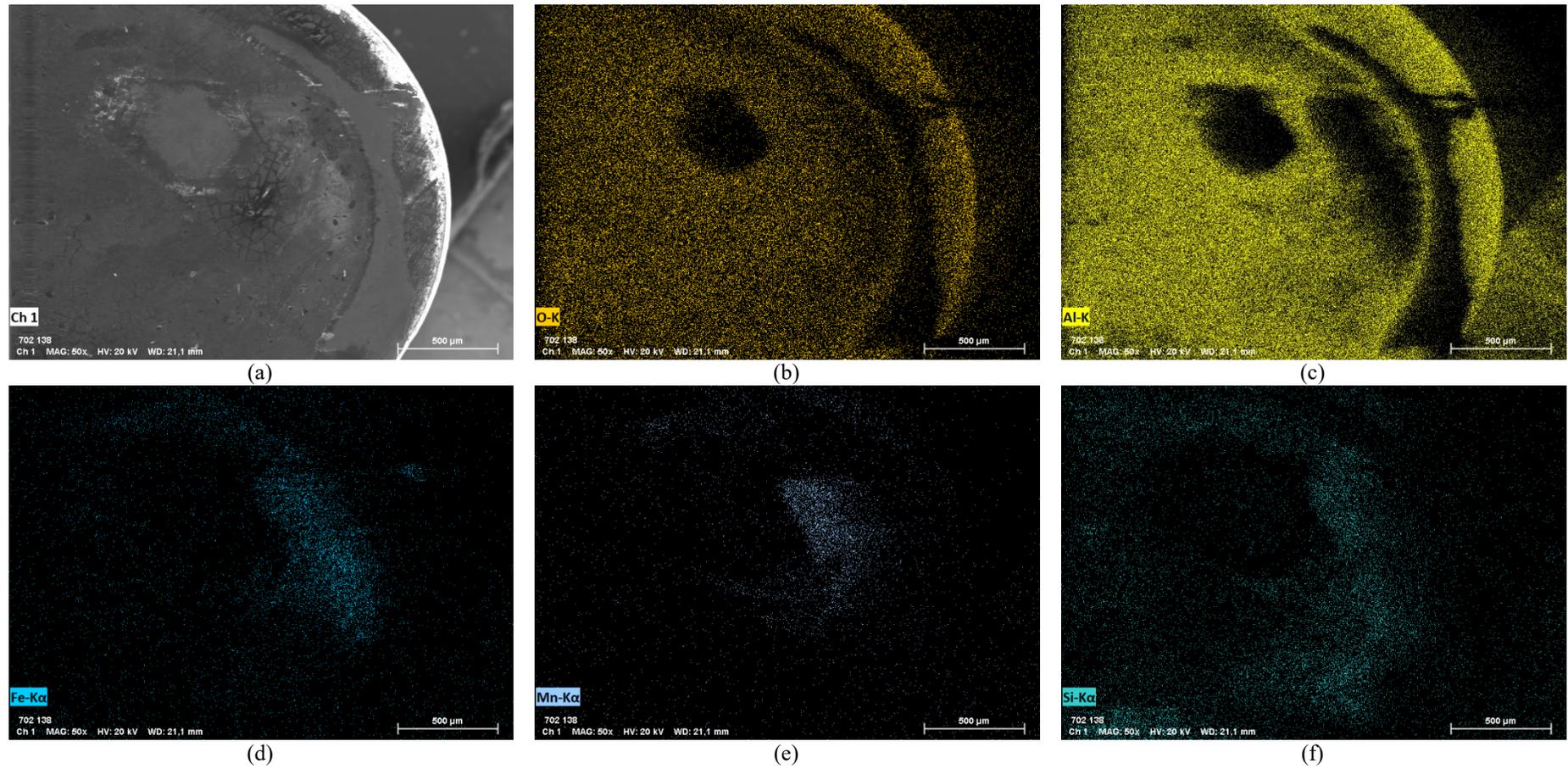
Fonte: O autor.

Figura 65 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,4 mm/rev. Aplicação de 100×.



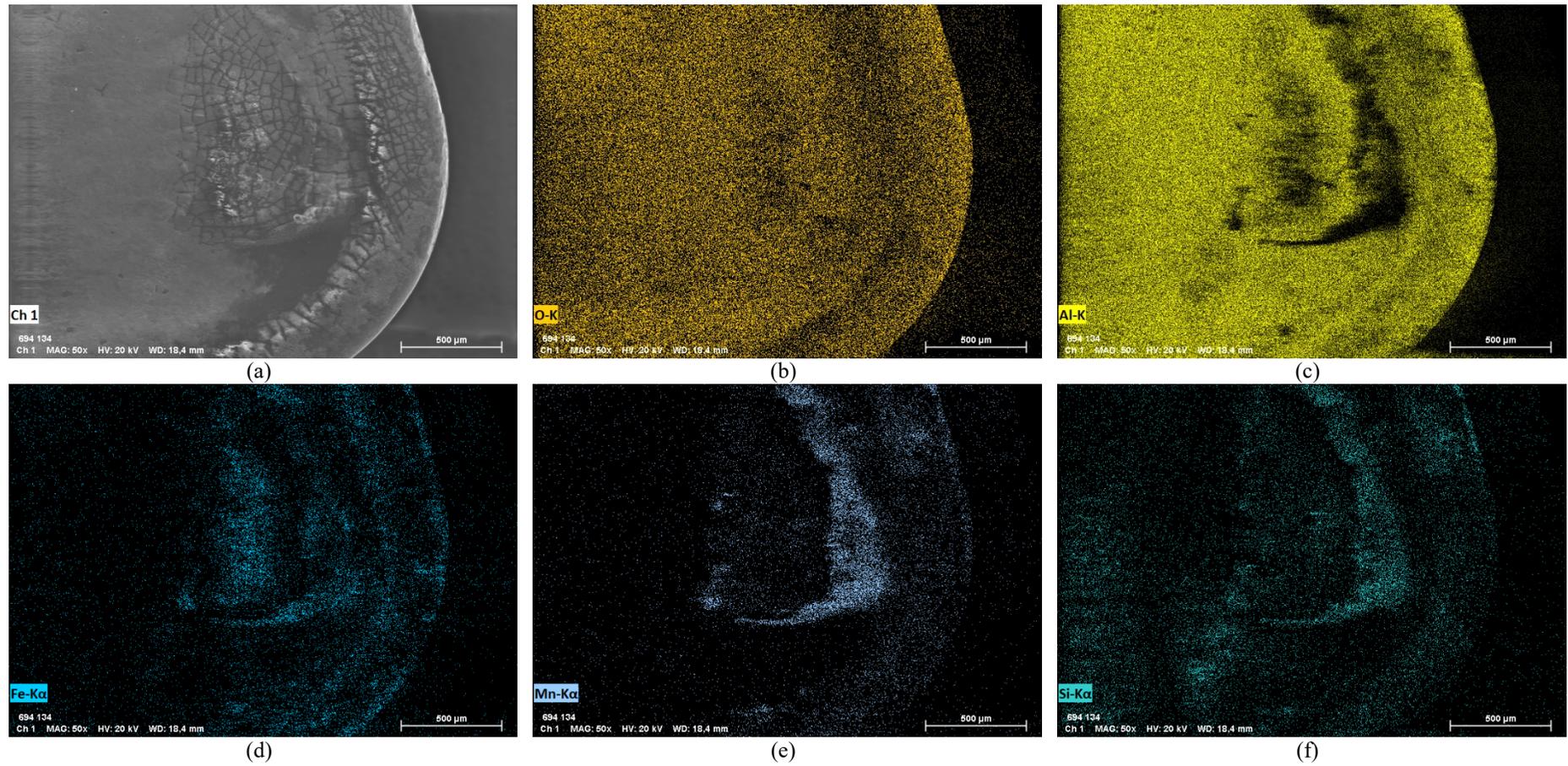
Fonte: O autor.

Figura 66 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,2 mm/rev. Aplicação de 100×.



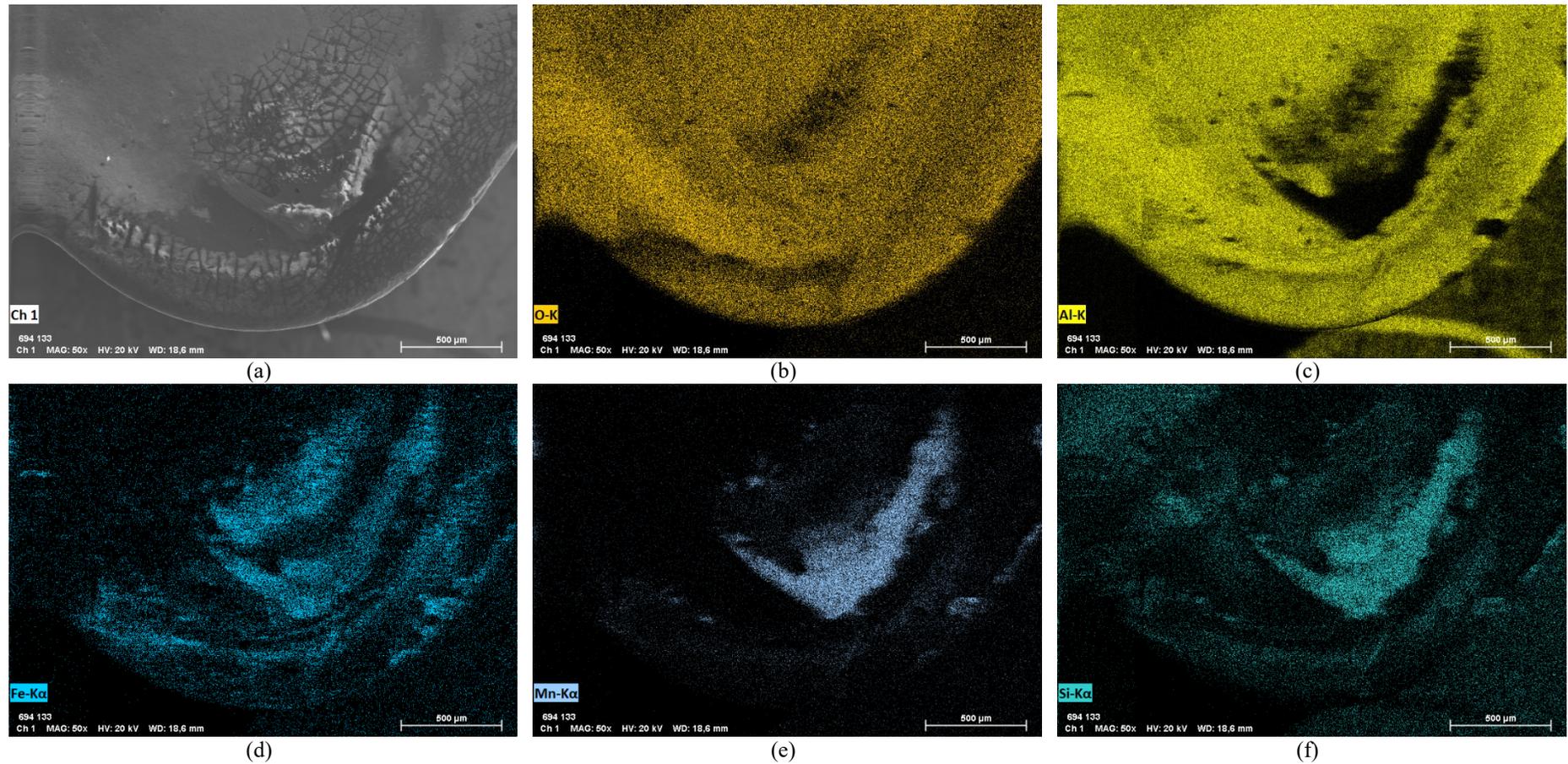
Fonte: O autor.

Figura 67 – Fotomicrografias e mapas compositionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,3 mm/rev. Aplicação de 100 \times .



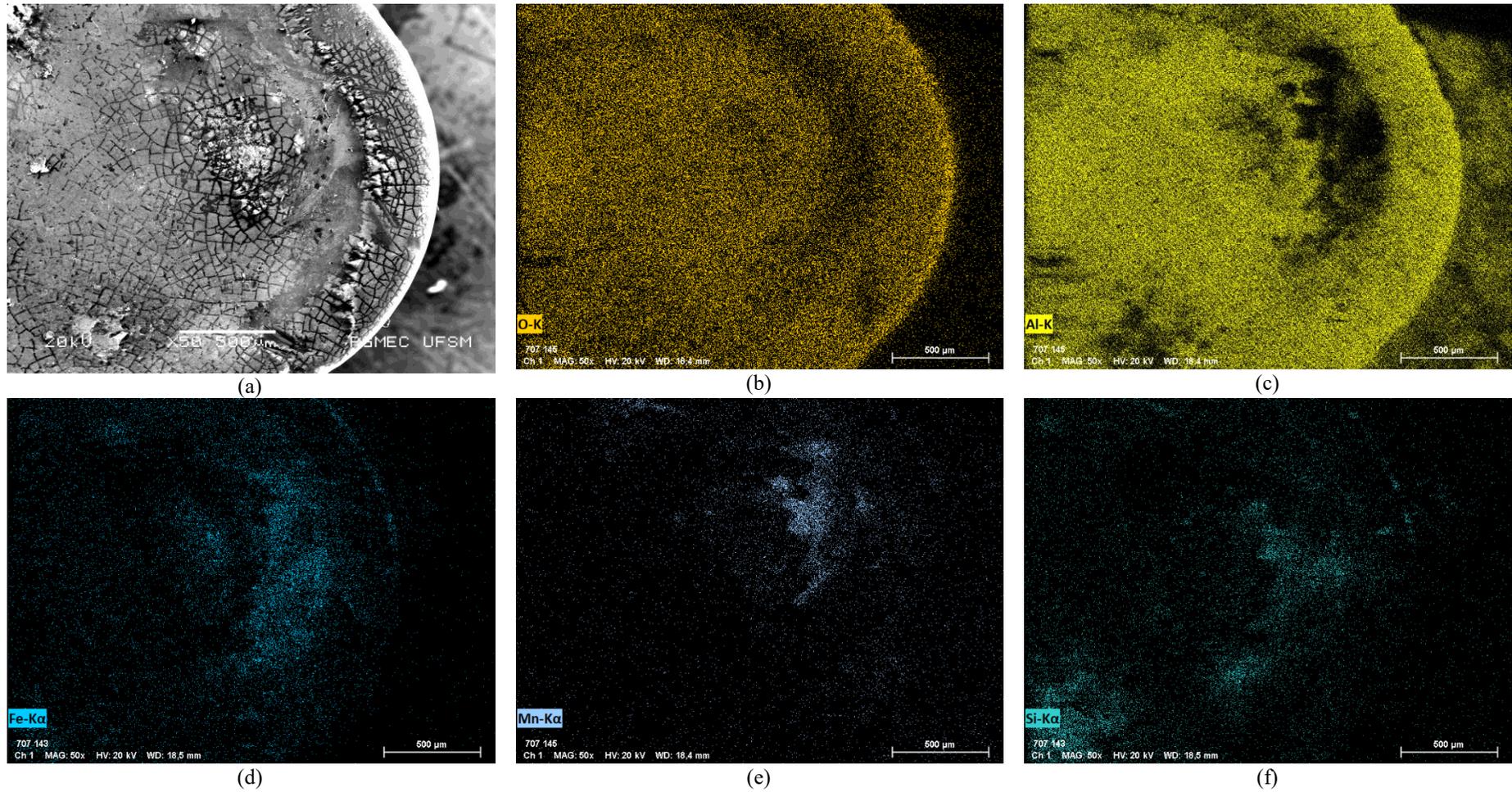
Fonte: O autor.

Figura 68 – Fotomicrografias e mapas compositionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 160 m/min e avanço de 0,4 mm/rev. Aplicação de 100×.



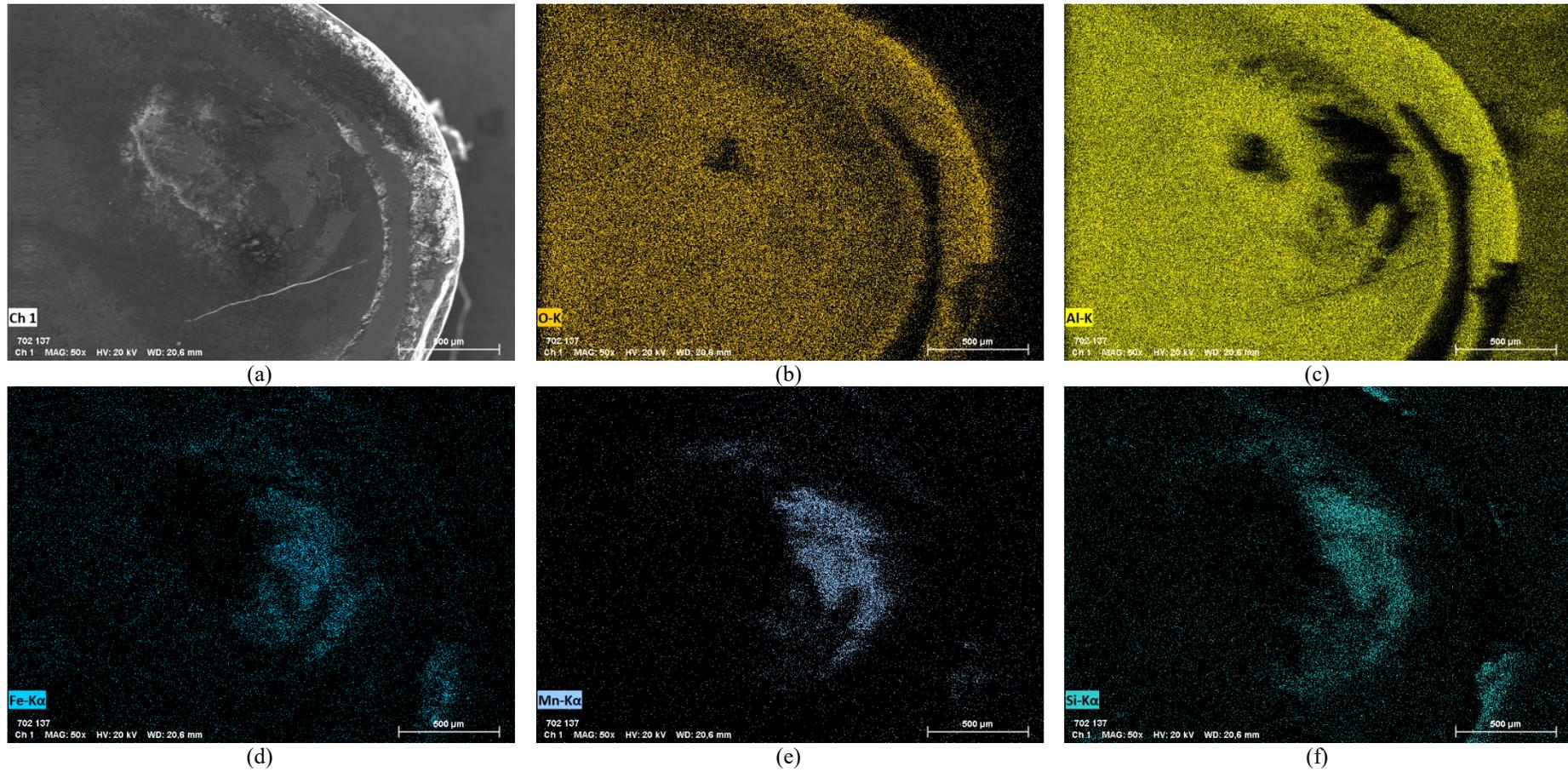
Fonte: O autor.

Figura 69 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,2 mm/rev. Aplicação de 100×.



Fonte: O autor.

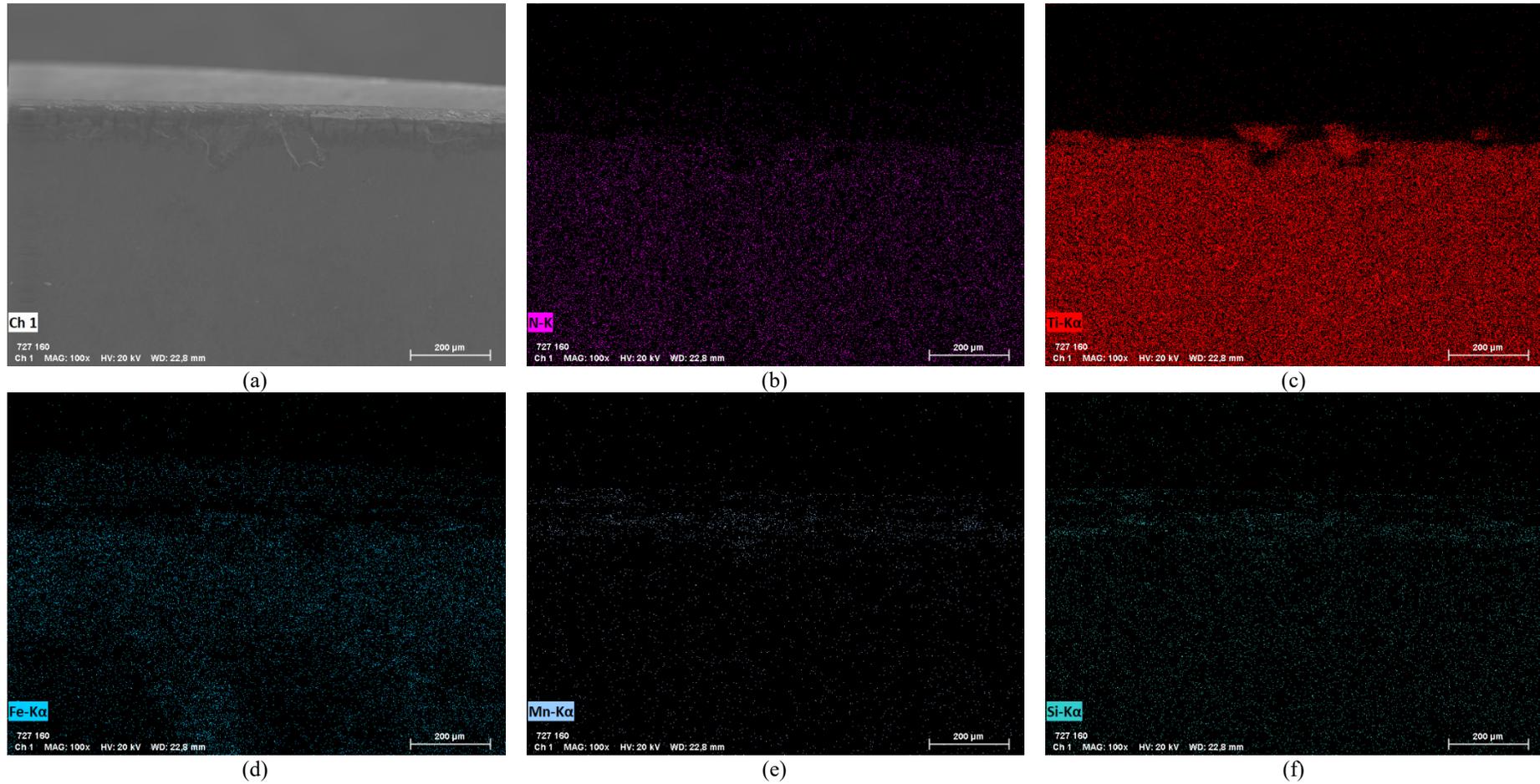
Figura 70 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta convencional após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 200 m/min e avanço de 0,3 mm/rev. Aplicação de 100×.



Fonte: O autor.

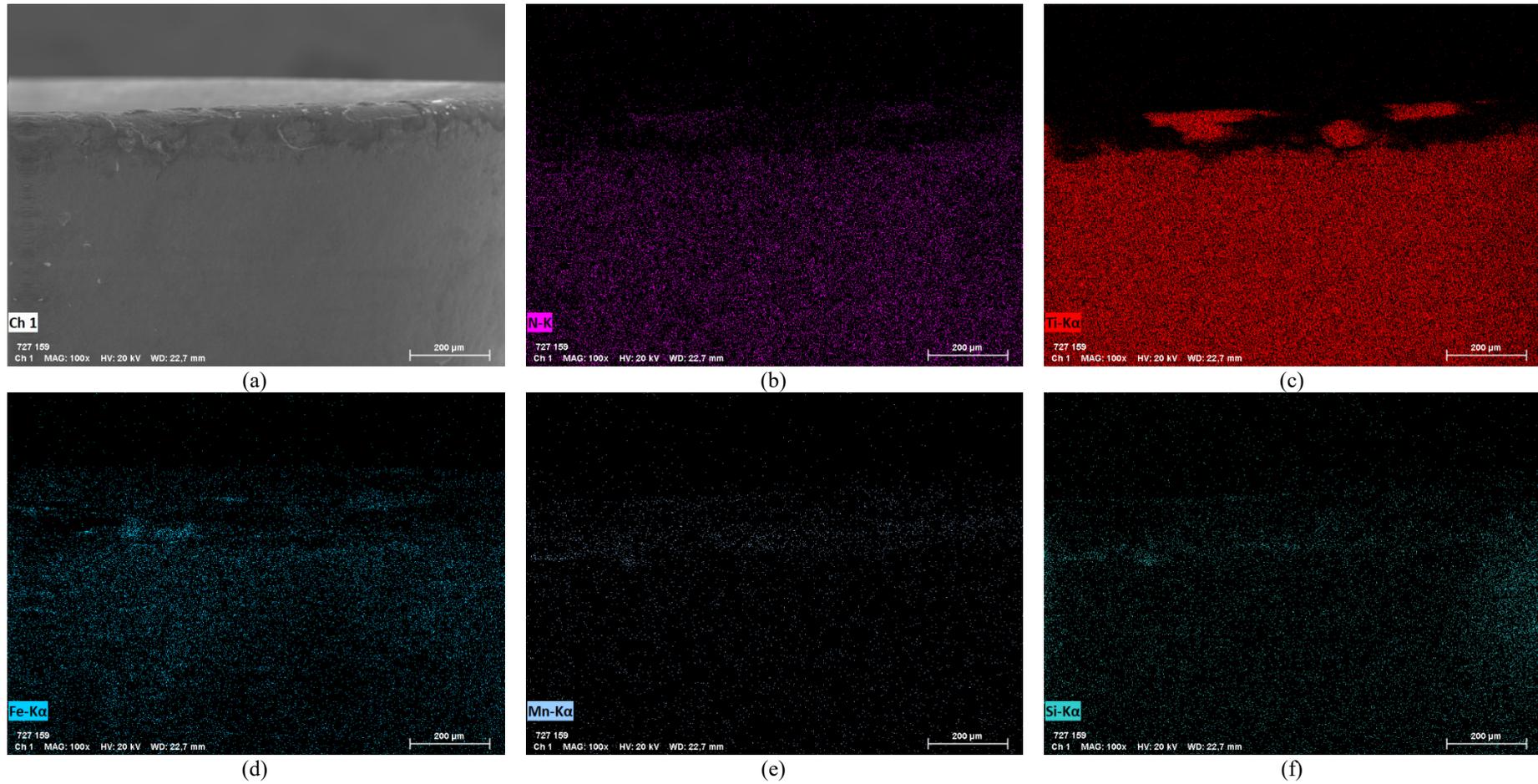
B.3 Desgaste de flanco da ferramenta de torneamento de alto avanço

Figura 71 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,5 mm/rev. Aplicação de 100×.



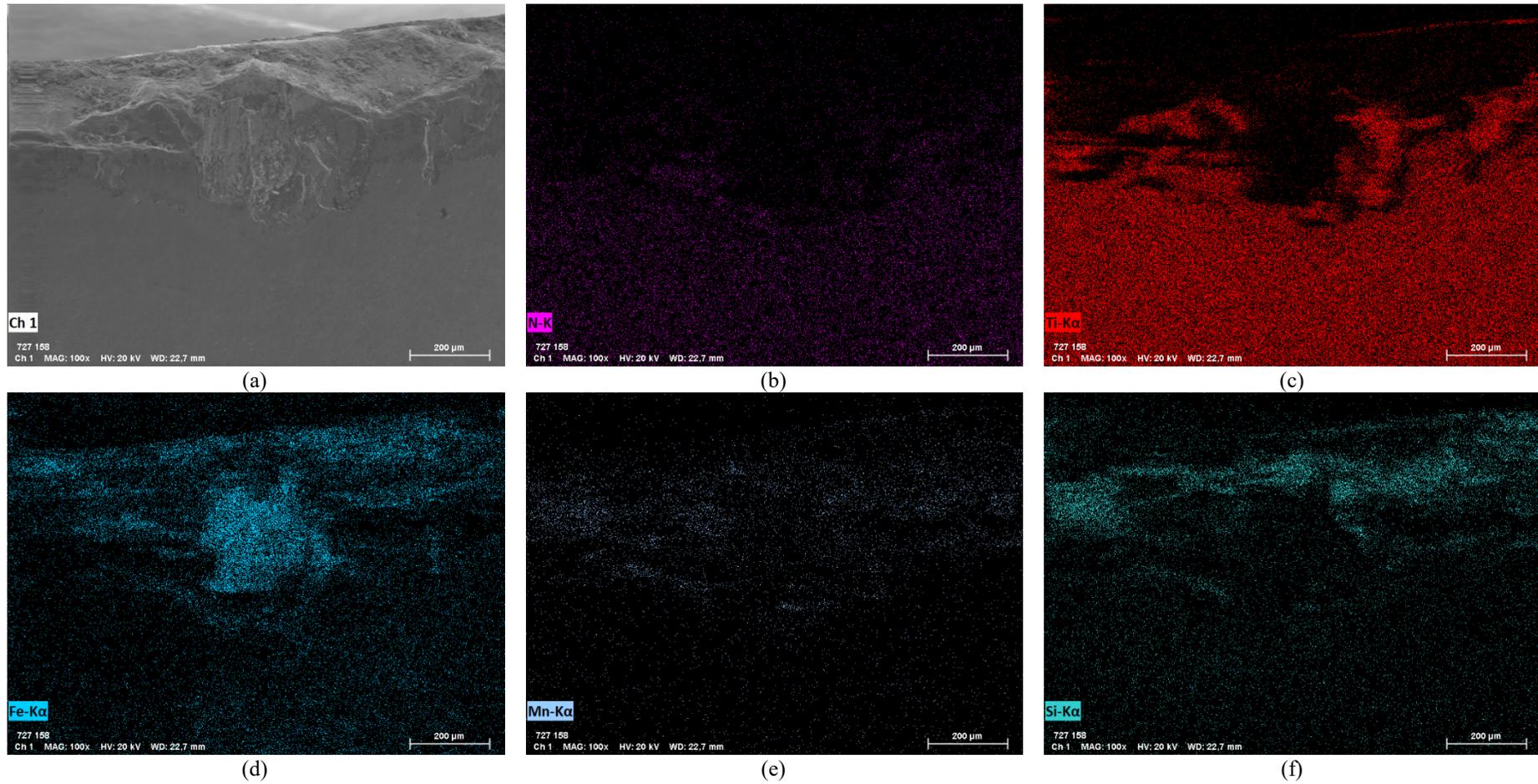
Fonte: O autor.

Figura 72 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,75 mm/rev. Aplicação de 100×.



Fonte: O autor.

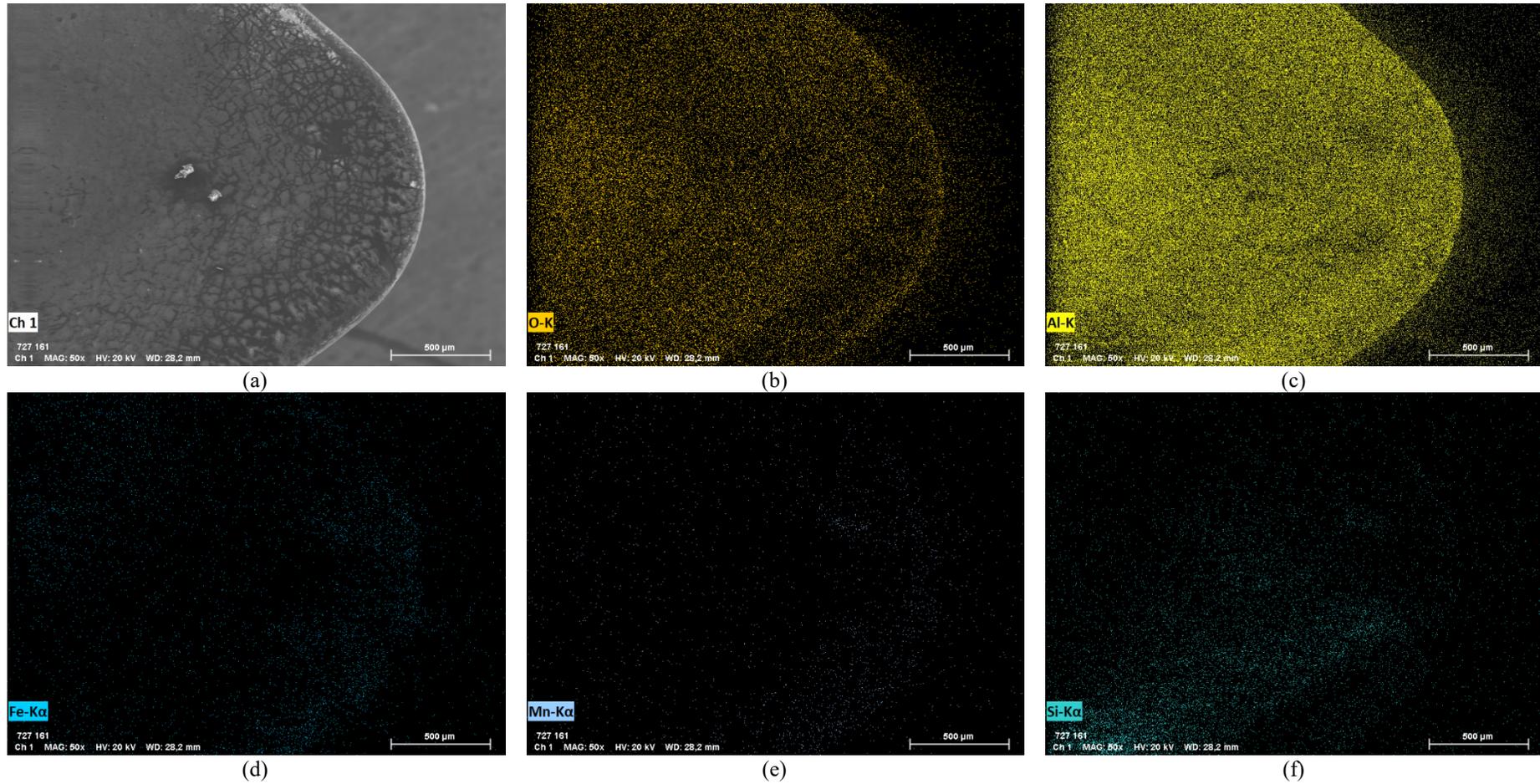
Figura 73 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos pelo flanco da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,82 mm/rev. Aplicação de 100×.



Fonte: O autor.

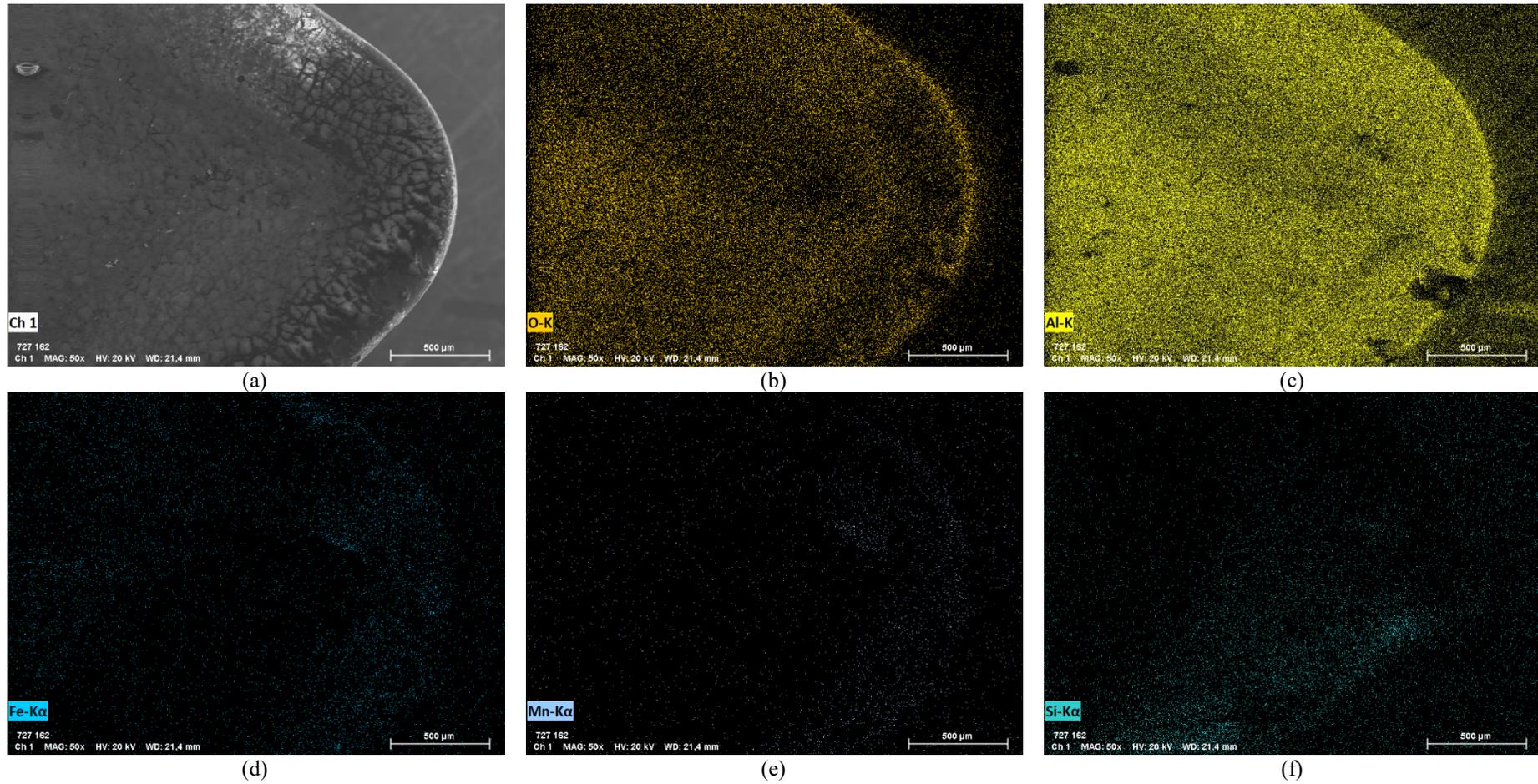
B.4 Desgaste na superfície de saída da ferramenta de torneamento de alto avanço

Figura 74 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,5 mm/rev. Aplicação de 100×.



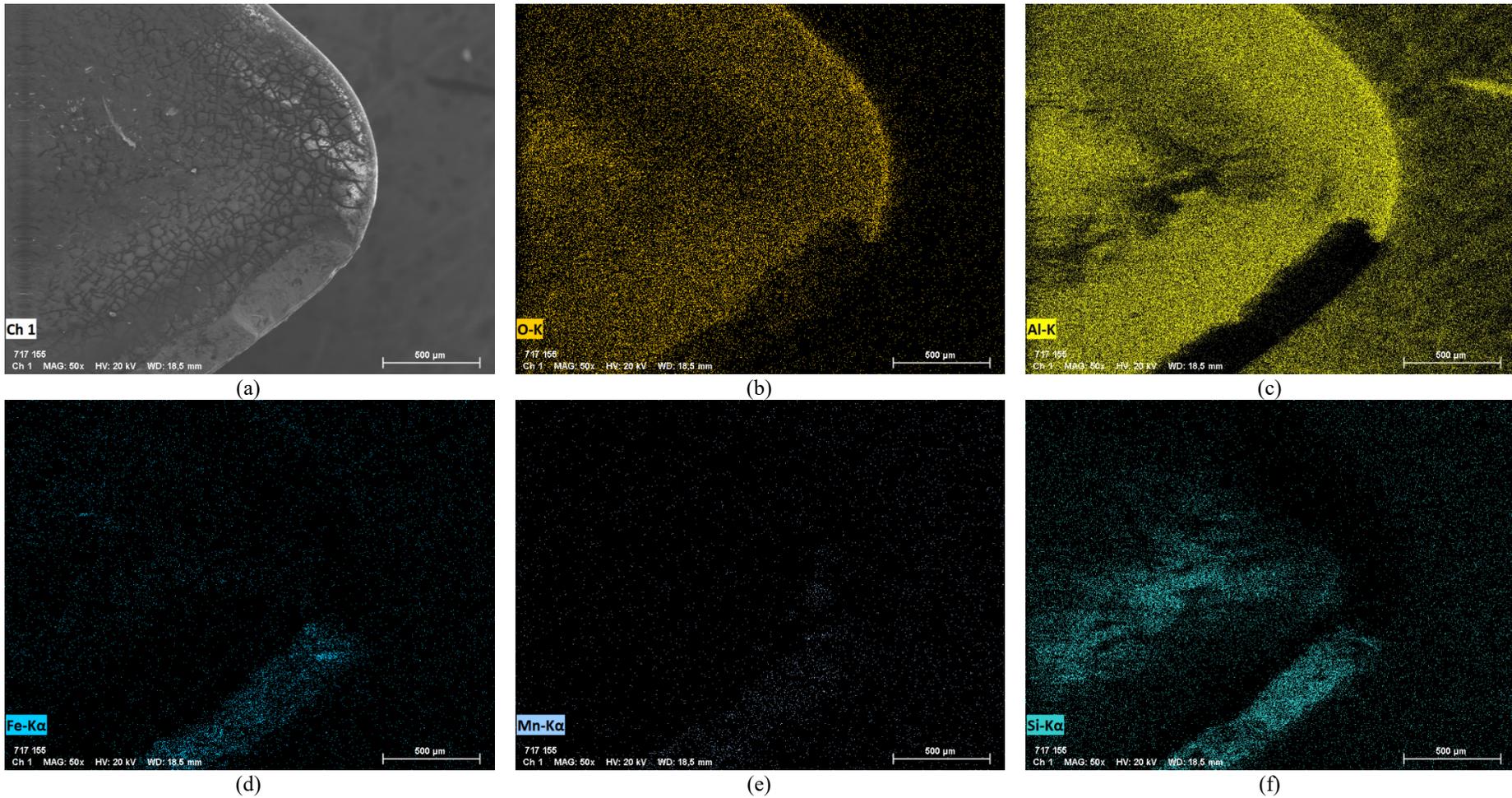
Fonte: O autor.

Figura 75 – Fotomicrografias e mapas composicionais s ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,75 mm/rev. Aplicação de 100×.



Fonte: O autor.

Figura 76 – Fotomicrografias e mapas composicionais ilustrando os mecanismos de desgaste sofridos na superfície de saída da ferramenta de alto avanço após atingir o critério de fim de vida especificado, adotando uma velocidade de corte de 140 m/min e avanço de 0,82 mm/rev. Aplicação de 100×.



Fonte: O autor.

APÊNDICE C: Determinação dos coeficientes da equação de Taylor

Para determinar a equação Taylor para as condições aqui avaliadas, modificou-se a mesma para a forma como apresentada na Eq. (5):

$$v_c \cdot N^n = C \quad (5)$$

Onde: N : corresponde ao número de peças torneadas até atingir-se o critério de vida da ferramenta, v_c a velocidade de corte adotada, e C são os coeficientes da equação de Taylor.

Para exemplificar o procedimento utilizado para a determinação destes coeficientes, aqui serão determinados os valores de C e n para a operação de usinagem convencional realizada empregando-se um avanço de 0,2 mm/rev. Para essa condição de usinagem, com o emprego de uma v_c de 140 m/min atingiu-se o critério de fim de vida da ferramenta de corte ($V_B = 0,6$ mm) após usinar um número (N) de 33,41 peças (vide Figura 50). Já com a adoção de v_c igual a 200 m/min, atingiu-se o final de vida da ferramenta após usinar um número (N) de 28,02 peças. Assim, aplicando estes valores na Eq. (5), obtém-se as Eq. (5.1) e (5.2) para as velocidades de corte de 140 e 200 m/min:

$$140 \cdot 33,41^n = C \quad (5.1)$$

$$200 \cdot 28,02^n = C \quad (5.1)$$

Igualando as duas expressões e resolvendo para n , tem-se:

$$140 \cdot 33,41^n = 200 \cdot 28,02^n \rightarrow \ln 140 + n \cdot \ln 33,41 = \ln 200 + n \cdot \ln 28,02 \rightarrow \\ n \cdot \ln 33,41 - n \cdot \ln 28,02 = \ln 200 - \ln 140 \rightarrow n = \ln 60 / \ln 5,39 \approx 2,027$$

Agora substituindo o valor de n determinado nas Eq. (5.1) ou (5.2), determina-se o valor de C :

$$C = 140 \cdot 33,41^n \rightarrow 140 \cdot 33,41^{2,027} \approx 171976,6$$

$$C = 200 \cdot 28,02^n \rightarrow 200 \cdot 28,02^{2,027} \approx 171976,6$$

Os valores dos coeficientes n e C para todas as demais condições, determinados através deste procedimento, são informados na Tabela 11.

Tabela 11 – Valores dos coeficientes da equação de Taylor determinados para todas as condições avaliadas.

Torneamento convencional			Torneamento de alto avanço		
<i>Avanço</i>	<i>n</i>	<i>C</i>	<i>v_c</i>	<i>n</i>	<i>C</i>
0,2	2,027	171976,6	0,50	2,234	380289,6
0,3	1,926	114286,3	0,75	2,167	375800,4
0,4	1,874	90970,07	0,82	1,9943	142137

Fonte: O autor.

NUP: 23081.120293/2022-15

Prioridade: Normal

Ato de entrega de dissertação/tese

134.334 - Dissertação e tese

COMPONENTE

Ordem	Descrição	Nome do arquivo
1	Dissertação de mestrado (134.334)	Dissertação_Maurício-Bruning-FINAL.pdf

Assinaturas

14/10/2022 14:31:55

MAURÍCIO BELCHOR BARCELOS (Aluno de Pós-Graduação)

07.10.19.01.0.0 - Pós-Graduação em Engenharia Mecânica - Mestrado Acadêmico - 42002010165M8

31/05/2023 16:58:57

CRISTIANO JOSE SCHEUER (PROFESSOR DO MAGISTÉRIO SUPERIOR)

07.35.00.00.0.0 - DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA - DEM

1960



Código Verificador: 1996742

Código CRC: 7fe96475

Consulte em: <https://portal.ufsm.br/documentos/publico/autenticacao/assinaturas.html>

