

UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ

RAYNIER ENRIQUE ESTRADA GARRIDO

**AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE REBOLO SEEDED-GEL NA
RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA DE BICOS INJETORES EM AÇO
18CRNI8**

DISSERTAÇÃO

CURITIBA

2021

RAYNIER ENRIQUE ESTRADA GARRIDO

**AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE REBOLO SEEDED-GEL NA
RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA DE BICOS INJETORES EM AÇO
18CRNI8**

**Evaluation of the performance of seeded-gel wheels in the cylindrical grinding
of 18CrNi8 steel injection nozzles**

Dissertação apresentada como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e de Materiais da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR). Área de concentração: Engenharia de manufatura.

Orientador: Prof. Dr. Milton Luiz Polli

CURITIBA

2021



[4.0 Internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/)

Esta licença permite download e compartilhamento do trabalho desde que sejam atribuídos créditos ao(s) autor(es), sem a possibilidade de alterá-lo ou utilizá-lo para fins comerciais. Conteúdos elaborados por terceiros, citados e referenciados nesta obra não são cobertos pela licença.



**Ministério da Educação
Universidade Tecnológica Federal do Paraná
Campus Curitiba**



RAYNIER ENRIQUE ESTRADA GARRIDO

**AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE REBOLO SEED-GEI NA RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA DE BICOS
INJETORES EM AÇO 18CRN18**

Trabalho de pesquisa de mestrado apresentado como requisito para obtenção do título de Mestre Em Engenharia da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR). Área de concentração: Engenharia De Manufatura.

Data de aprovação: 26 de Agosto de 2021

Prof Milton Luiz Polli, Doutorado - Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Prof Paulo Andre De Camargo Beltrao, Doutorado - Universidade Tecnológica Federal do Paraná

Prof Rosemar Batista Da Silva, Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia (Ufu)

Documento gerado pelo Sistema Acadêmico da UTFPR a partir dos dados da Ata de Defesa em 26/08/2021.

RESUMO

ESTRADA, Raynier. AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DE REBOLO SEEDED-GEL NA RETIFICAÇÃO CILÍNDRICA DE BICOS INJETORES EM AÇO 18CRNI8. 2021. Dissertação (Mestrado em engenharia) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2020.

A retificação constitui um processo de especial importância na usinagem de peças mecânicas que requerem exigentes tolerâncias para aplicações de precisão. Durante a retificação a maior parte da energia consumida é convertida em calor, razão pela qual é necessário analisar o processo, para atingir as tolerâncias geométricas e dimensionais das peças sem comprometer as propriedades mecânicas da superfície usinada. Para aumentar a eficiência e produtividade das indústrias foram desenvolvidos novos abrasivos para rebolos como a alumina microcristalina, a qual por exemplo permite diminuir o consumo de energia e a taxa de desgaste do rebolo. Neste contexto esta pesquisa compara o desempenho de rebolos de alumina microcristalina e alumina monocristalina na retificação cilíndrica de mergulho do aço 18CrNi8, estudando os parâmetros de corte para garantir uma adequada integridade superficial e uma manufatura produtiva. A análise baseia-se no estudo da potência e energia específica de corte, danos térmicos (queima, retêmpera, tensões residuais, microdureza), rugosidade e dimensões finais. Através deste estudo se busca identificar a influência dos parâmetros de corte sobre os danos térmicos já citados, e paralelamente se obter uma adequada rugosidade da superfície e precisão dimensional. Através dos resultados observou-se que o uso de rebolos de alumina microcristalina diminuiu o consumo de potência e a energia específica de corte em aproximadamente 25% em relação com o uso de alumina monocristalina. Adicionalmente observou-se que com o uso da alumina microcristalina as peças apresentaram menores espessuras das camadas com queima e retêmpera. E em termos das tensões residuais o uso de alumina microcristalina resultou no aumento das tensões residuais compressivas em aproximadamente 25%.

Palavras-chave: Retificação cilíndrica externa de mergulho. Integridade superficial. Alumina microcristalina. Parâmetros de corte. Dano térmico. Aço 18CrNi8.

ABSTRACT

ESTRADA, Raynier. EVALUATION OF THE PERFORMANCE OF SEEDED-GEL WHEELS IN THE CYLINDRICAL GRINDING OF 18CRNI8 STEEL INJECTION NOZZLES. 2021. Dissertation (Master at engineering) – Post Graduation in Mechanical and Materials Engineering, Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2020.

Grinding is a process of special importance in machining of mechanical workpieces with demanding tolerances for precision applications. During grinding most part of the energy consumption is converted into heat, for this reason it is necessary to analyse the process in order to achieve the required geometrical conditions of the workpieces without compromising the mechanical properties of the machined surface. In order to increase the industrial efficiency and productivity new abrasives materials for grinding wheels have been developed as the microcrystalline alumina, for example, which allows decrease the energy consumption and the wheel wear rate. In this context, this research compares the performance alumina microcrystalline grinding wheel with the monocrySTALLINE alumina one in the external cylindrical plunge grinding of 18CrNi8 steel, studying the cutting parameters to ensure an adequate surface integrity with optimal conditions of productivity and efficiency for a highly developed and competitive industry. The analysis is based on the study of the power and specific energy of cutting, thermal damages (burning, rehardening layer, tensile residual stresses, microhardness), surface roughness and final dimensions. This study aims to identify the influence of cutting parameters on mechanical properties, avoiding the thermal damages previously mentioned and achieving at the same time, an adequate surface roughness and dimensional precision. The results showed that with the use of microcrystalline alumina grinding wheels, the power consumption and specific cutting energy decreased by about 25%. There was also a decrease in the microhardness of the workpieces machined with microcrystalline abrasives by approximately 3%. Additionally, it was observed that with the use of microcrystalline alumina, the workpieces presented lower thermal affected layer thicknesses with burning and rehardening. Respect to the residual stresses, the use of microcrystalline alumina resulted in an increase of the compressive residual stresses by approximately 25%.

Keywords: External cylindrical plunge grinding. Surface integrity. Microcrystalline alumina. Cutting parameters. Thermal damage.

Dedico este trabalho aos meus pais por seu amor incondicional, suas orientações e sua compreensão.
Vocês são as bases deste caminho...

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Milton Polli por seus conhecimentos, orientações, confiança e sua guia sempre oportuna para a realização desta pesquisa. Agradeço também ao Professor Dr. Júlio das Neves por sua disposição, conhecimento e tempo.

À empresa parceira localizada em Curitiba com ampla experiência em usinagem, em especial ao Eng. Luciano Arantes, por seu profissionalismo, seu amplo conhecimento da retificação, seu apoio constante e toda a dedicação. Da mesma forma, à empresa pela disposição dos laboratórios e dos profissionais de altíssima qualidade.

Aos professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais (PPGEM) e à Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR) por seus conhecimentos e pela excelente qualidade acadêmica. Ao pessoal do Laboratório Centro Multiusuário de Caracterização de Materiais (CMCM) por suas contribuições na caracterização das tensões residuais.

Ao Brasil por me receber e oferecer esta maravilhosa oportunidade de continuar meu crescimento profissional. À Venezuela, meu país e ao *Instituto de Ingeniería* (FIIDT) por fornecer de instalações e profissionais de alta qualidade na Engenharia Mecânica. À *Universidad Central de Venezuela* (UCV) por ser a base da minha formação profissional e acadêmica.

Aos meus amigos e colegas Jhonattan, Alejandro, Oriana e Yamid. Em especial a meu amigo Bruno Passigatti por suas recomendações, apoio e por sua qualidade humana e profissional.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) por permitir minha sustentação durante a realização destes estudos, sendo o número do meu processo: 88882.431979/2019-01. À Organização dos Estados Americanos (OEA) pelo programa de Becas Brasil.

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Propriedades médias de alumina branca monocristalina, alumina microcristalina e CBN	36
Tabela 2. Composição química do aço DIN 18CrNi8	69
Tabela 3. Característica dos rebolos	72
Tabela 4 Parâmetros de dressagem.....	73
Tabela 5 Taxas de remoção de material.....	78
Tabela 6. Parâmetros de corte	84
Tabela 7. Fatores e níveis do experimento	86
Tabela 8. Segregação de peças para testes.....	87
Tabela 9 Quantidade de peças com queima e retêmpera	101
Tabela 10 Espessuras das camadas com queima e retêmpera.....	103
Tabela 11 Potência de corte por ensaio	120

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Componentes de um injetor <i>Common Rail</i> modelo 2.5	20
Figura 2. Geometria e dimensões das amostras	21
Figura 3. Arestas de corte estáticas e cinemáticas do rebolo	24
Figura 4. Comportamento elástico e plástico do material no corte por ferramenta de geometria não definida	25
Figura 5. Efeito mola durante o corte e espessura efetiva do cavaco	25
Figura 6. Corte concordante ou discordante	26
Figura 7. Componentes da força de corte	27
Figura 8. Classificação das operações de retificação	29
Figura 9. Retificação cilíndrica externa com avanço longitudinal (esquerda) e de mergulho (direita)	30
Figura 10. Retificação de perfil com avanço de mergulho e rebolo com forma adequada	31
Figura 11. Variações dimensionais devido e controle através das fases do processo	32
Figura 12. Parâmetros por tipo de retificação	34
Figura 13. Dureza e tenacidade à fratura de abrasivos e materiais de corte	35
Figura 14. Macrodesgaste do rebolo	37
Figura 15. Microdesgaste	38
Figura 16. Desgaste por deformação plástica. Esquema e imagem em MEV de um grão de rebolo Norton A46 NVBE	38
Figura 17. Desgaste do abrasivo de alumina monocristalina e microcristalina	39
Figura 18. Comparação entre a fratura de grãos de óxido de alumínio eletrofundido e microcristalino	40
Figura 19. Camada geradas no desgaste da alumina microcristalina	42
Figura 20. Mecanismos de desgaste dos grãos: Fratura e achatamento (esquerda) e microfratura (direita)	42
Figura 21. Relação G em função à espessura equivalente do cavaco	44
Figura 22. Dressagem de rebolo convencional com ferramenta de ponta única	46
Figura 23. Parâmetros da dressagem por ponta estacionária	47
Figura 24. Esquema de desgaste do rebolo por fratura frágil do grão e fratura da liga durante a dressagem	48
Figura 25. Influência do grau de recobrimento e da profundidade de dressagem na rugosidade superficial de peça usinada	49
Figura 26. Influência da velocidade periférica da peça na rugosidade da peça de aço AISI 1018 retificada com alumina ($v_s = 20\text{m/s}$, $a_c = 0,025\text{mm}$)	49
Figura 27. Exemplos de vários dressadores rotativos	50
Figura 28. Parâmetros da dressagem com ferramenta rotativa	51
Figura 29. Processo de dressagem rotativo	52
Figura 30. Fatores da integridade superficial	53
Figura 31. Distribuição de temperaturas na retificação de aço AISI 1020 com rebolo de alumina	54

Figura 32. Ciclos de altas e baixas temperaturas durante a retificação externa de mergulho ($v_w = 20\text{rpm}$ e $v_f = 0,6\text{mm/min}$)	55
Figura 33. Microseção mostrando o dano térmico a um aço temperado e endurecido AISI 52100 (esquerda) e amolecimento subsuperficial (direita).	57
Figura 34. Mudanças da microdureza baixo da superfície.....	58
Figura 35. Trinca devido a dano térmico em aço AISI 52100.....	58
Figura 36. Diagrama descritivo das tensões residuais	59
Figura 37. Transição a tensão residual trativa no retificado do aço EN9 endurecido	60
Figura 38. Distribuições típicas de tensões residuais na usinagem	61
Figura 39. Relação qualitativa entre as tensões residuais e a potência específica de retificação.....	62
Figura 40. Relação entre energia específica de corte e tensões residuais	63
Figura 41. Camadas afetadas na usinagem de aço 52100. (a) retificação de aço endurecido com velocidade do rebolo de 80 m/s, (b) com velocidade de 40 m/s, (c) aço recozido retificado a 40 m/s e (d) aço endurecido cortado com eletroerosão....	64
Figura 42. Imagem por MEV do cavaco produto da retificação do aço AISI 1065 ...	65
Figura 43. Ilustração de uma partícula abrasiva gerando cavaco com uma aresta desgastada deslizando sobre a superfície da peça	66
Figura 44. Energia específica de corte versus taxa de remoção volumétrica por unidade de largura em retificação reta de mergulho.....	66
Figura 45. Linha de máxima temperatura de corte constante	68
Figura 46. Ilustração da geometria de corte na retificação cilíndrica de mergulho ...	68
Figura 47. Dimensões da peça.....	70
Figura 48. Superfície com integridade superficial comprometida e objeto de estudo	70
Figura 49. Imagem da retifica cilíndrica externa ZEMA.	71
Figura 50. Configuração da peça dentro da máquina.....	71
Figura 51. Rebolo de alumina eletrofundida AA 80.3 K8 V11	72
Figura 52. Rebolo de alumina microcristalina 3NQP 120 J6 VS3	73
Figura 53 Montagem dos bicos refrigerantes (esquerda) e detalhe do bico direcionado diretamente ao ombro da peça	74
Figura 54 Dimensões de controle na peça.....	74
Figura 55. Equipamento de medição de diâmetros Opticlíne C305.....	75
Figura 56 Relógio para medição da profundidade do assento	75
Figura 57. Rugosidades máximas controladas.....	76
Figura 58. Rugosímetro (esquerda) e apalpador (direita)	76
Figura 59. Microscópio eletrônico de varredura	79
Figura 60 Corte longitudinal para medições no microscópio ótico.....	80
Figura 61 Seção longitudinal para medição de queima e retêmpera, modelo (esquerda) e amostra real (direita)	80
Figura 62 Microscópio ótico	81
Figura 63 Durômetro	81
Figura 64 Difrátômetro de raios x	82

Figura 65 Dispositivo de isolamento e fixação das amostras para medição de tensões residuais.....	83
Figura 66 Superfície de estudo das tensões residuais	83
Figura 67. Etapas da retificação da peça.....	83
Figura 68. Percurso da ferramenta.....	84
Figura 69. Processamento das variáveis	86
Figura 70. Diâmetro da haste.....	88
Figura 71. Profundidade do assento.....	89
Figura 72. Rugosidade média (R_z) no ombro.....	91
Figura 73. Rugosidade média (R_z) na haste	92
Figura 74. Imagens no MEV dos rebolos monocristalino (esquerda) e microcristalino (direita) com ampliação de 1000x.....	94
Figura 75. Imagens no MEV dos rebolos monocristalino (esquerda) e microcristalino (direita) com ampliação de 500x.....	95
Figura 76 Potência mecânica do ensaio 7 (rebolo II, velocidade de avanço de mergulho de 7 mm/min e velocidade de rotação da peça de 1050 rpm)	96
Figura 77 Potência de corte para velocidade de rotação da peça de 1050 rpm	96
Figura 78 Potência de corte para velocidade de rotação da peça de 1200 rpm	97
Figura 79 Energia específica de corte	98
Figura 80 Microdureza, com uma carga de 0,5 kgf e uma profundidade de 0,05 mm da superfície.....	99
Figura 81 Imagens microscópica das camadas com queima e retêmpera. Ampliação de 1000x, rebolo: AA 80.3 K8 V11, velocidade de avanço de 10 mm/min e 1050 rpm.	102
Figura 82 Espessura máxima das camadas com queima.....	104
Figura 83 Espessura máxima das camadas com queima.....	105
Figura 84. Tensões residuais	107

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CBN	Nitreto cúbico de boro
CNC	Comando numérico computacional
HRC	Dureza Rockwell C
IC	Intervalo de confiança
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
NQ	Designação do grão abrasivo (Norton Quantum)
SG	Sol-Gel ou Seed-Gel

LISTA DE ACRÔNIMOS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
CAD	Projeto assistido por computador
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento Pessoal de Nível Superior
DIN	Deutsches Institut für Normung International Organization for Standardization

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Unidades	Descrição
A_{sd}	[mm^2]	Área de dressagem
a_d	[mm]	Profundidade de dressagem
a	[mm]	Profundidade de corte
b_d	[mm]	Largura de atuação do dressador
b_{dr}	[mm]	Largura real de atuação do dressador
b_{seff}	[mm]	Largura efetiva de corte
D_{eq}	[mm]	Diâmetro equivalente
d_s	[mm]	Diâmetro do rebolo
d_w	[mm]	Diâmetro da peça
E	[mm^3/J]	Desempenho da retificação
F	[N]	Força de corte
f	[mm/rev]	Avanço
F_n	[N]	Componente normal da força de corte
F_t	[N]	Componente tangencial da força de corte
G	[-]	Relação de retificação
$h_{cu,eff}$	[mm]	Espessura do cavaco efetiva
h_{cu}	[mm]	Espessura do cavaco
h_{eq}	[mm]	Espessura de corte equivalente
l_c	[mm]	Comprimento de contato
n_s	[rpm]	Velocidade de rotação do rebolo
n	[rpm]	Velocidade de rotação da peça
P_c	[W]	Potência de corte
Q_w	[mm^3/s]	Taxa de remoção de material
q_d	[-]	Taxa de velocidades de dressagem rotativa
R_z	[μm]	Rugosidade média
r_p	[mm]	Raio da ponta do dressador
s_d	[mm]	Passo da dressagem
S	[-]	Parâmetro de afiação
T_μ	[mm]	Profundidade de corte
t_c	[s]	Tempo de corte
u	[J/mm^3]	Energia específica de corte
U_d	[-]	Grau de recobrimento de dressagem

v_d	[m/s]	Velocidade de avanço transversal do dressador
v_f	[mm/min]	Velocidade de avanço
v_{fD}	[mm/min]	Velocidade de avanço de desbaste
v_{fSA}	[mm/min]	Velocidade de avanço de semi-acabamento
v_s	[m/s]	Velocidade periférica do rebolo
v_w	[m/s]	Velocidade periférica de peça
V_c	[m/s]	Velocidade de corte
V_d	[m/s]	Velocidade periférica do dressador
V_s	[mm ³]	Volume desgastado do rebolo
V_w	[mm ³]	Volume de material removido da peça
V_{wf}	[mm ³]	Volume da última peça do lote
V_{wi}	[mm ³]	Volume da primeira peça do lote
w_t	[mm]	Ondulação teórica (macroefeito)
ρ_s	[mm]	Raio do gume

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	18
1.1 OPORTUNIDADE DE PESQUISA	20
1.2 OBJETIVOS DA DISSERTAÇÃO.....	21
1.3 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO.....	22
2 ESTADO DA ARTE	23
2.1 O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO	23
2.1.1 Corte com ferramenta de geometria não definida	23
2.1.2 Forças, potência e energia específica de corte	26
2.1.3 Classificação dos processos de retificação.....	29
2.1.4 Etapas da retificação cilíndrica de mergulho.....	31
2.2 PARÂMETROS DE CARACTERIZAÇÃO DA RETIFICAÇÃO	32
2.2.1 Diâmetro Equivalente (Deq).....	32
2.2.2 Comprimento de contato ($l\ \varrho$).....	33
2.2.3 Espessura do corte equivalente (heq)	33
2.3 REBOLOS DE ÓXIDO DE ALUMÍNIO.....	34
2.3.1 Rebolos de óxido de alumínio microcristalino	37
2.3.2 Desgaste de rebolos de óxido de alumínio	37
2.3.3 Quantificação do desgaste no rebolo e relação G.....	43
2.3.4 Desempenho da retificação (E).....	44
2.4 DRESSAGEM	44
2.4.1 Dressagem longitudinal com ferramenta estacionária de ponta única diamantada	45
2.4.2 Dressagem com ferramenta rotativa diamantada.....	50
2.5 INTEGRIDADE SUPERFICIAL E DANO TÉRMICO	52
2.5.1 Queima de oxidação.....	56
2.5.2 Amolecimento da superfície.....	57
2.5.3 Retêmpera e reendurecimento.....	57
2.5.4 Tensões residuais	59
2.6 ANÁLISES ENERGÉTICAS.....	64
2.6.1 Modelo de previsão da queima	67
3 MATERIAIS E MÉTODOS	69
3.1 MATÉRIA PRIMA.....	69
3.2 PEÇA.....	69
3.3 RETIFICA CILÍNDRICA EXTERNA.....	70
3.4 REBOLOS.....	71
3.5 DRESSAGEM	73
3.6 TÉCNICA DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO	73
3.7 EQUIPAMENTO PARA A MEDIÇÃO DIMENSIONAL.....	74
3.7.1 Medição de rugosidade média (R_z)	76

3.8 MEDIÇÃO DE POTÊNCIA, FORÇA TANGENCIAL E ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE.....	77
3.8.1 Força tangencial.....	78
3.8.2 Energia específica de corte.....	78
3.9 MICROSCOPIO ELETRÔNICO DE VARREDURA (MEV)	79
3.10 EQUIPAMENTOS E PROCEDIMENTO DE CARACTERIZAÇÃO DAS CAMADAS COM QUEIMA E RETÊMPERA	79
3.11 EQUIPAMENTO DE MEDIÇÃO DE MICRODUREZA.....	81
3.12 MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS	82
3.13 ETAPAS DA RETIFICAÇÃO	83
3.14 PLANEJAMENTO DO EXPERIMENTO	85
3.15 AMOSTRAGEM.....	87
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	88
4.1 DIMENSÕES DA PEÇA.....	88
4.2 RUGOSIDADE	91
4.3 DESGASTE DOS REBOLOS.....	93
4.4 POTÊNCIA DE CORTE.....	95
4.4.1 ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE.....	98
4.5 MICRODUREZA.....	99
4.6 CAMADAS COM QUEIMA E RETÊMPERA.....	100
4.7 TENSÕES RESIDUAIS	106
5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	109
5.1 CONCLUSÕES	109
5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	110
REFERÊNCIAS.....	111
6 APÊNDICES.....	117
6.1 APÊNDICE A - DIMENSÕES FINAIS DE CONTROLE	118
6.2 APÊNDICE B - RESULTADOS DE RUGOSIDADE	119
6.3 APÊNDICE C - POTÊNCIA DE CORTE POR ENSAIO.....	120
6.4 APÊNDICE D - FORÇA TANGENCIAL	121
6.5 APÊNDICE E - ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE.....	122
6.6 APÊNDICE F - MICRODUREZA.....	123
6.7 APÊNDICE G - TENSÃO RESIDUAL.....	124

1 INTRODUÇÃO

As indústrias modernas estão frequentemente desenvolvendo melhores produtos para satisfazer as necessidades de seus clientes da forma mais eficiente e sustentável possível. Para isso é preciso otimizar os processos de fabricação com novos materiais, ferramentas, monitoramento do processo e investir em novas tecnologias.

Dentre os processos de manufatura a retificação possui um papel importante na obtenção de peças com alta precisão dimensional e geométrica, além de uma adequada integridade superficial. Além disso, a retificação é frequentemente a última operação de remoção de material, depois de operações de remoção de material com ferramentas de geometria definida, razão pela qual a rejeição de peças durante esta etapa implica importantes perdas na indústria em termos de horas-máquina, trabalho, energia e materiais.

Os processos modernos de retificação buscam garantir uma controlada integridade superficial, incluindo baixos valores de rugosidade e precisão dimensional com um uso eficiente dos recursos. Dentre as alternativas para que isso seja possível, o destaque está no uso de rebolos com abrasivos mais modernos, variações dos parâmetros de corte ou através de modificações nas estruturas dos rebolos. Uma adequada relação entre os anteriores aspectos é necessária para obter os resultados requeridos em termos de propriedades mecânicas superficiais e em termos dimensionais e de forma (NADOLNY, 2013; HERMAN; PLICHTA; NADOLNY, 2006).

Com o objetivo de melhorar a qualidade das peças e a produtividade da indústria são continuamente desenvolvidos novos rebolos de corte com melhor desempenho. Um importante desenvolvimento em relação aos abrasivos convencionais é o uso de alumina microcristalina (também conhecida comercialmente como sol-gel ou seed-gel). Os rebolos feitos com estes abrasivos apresentam menores coeficientes de atrito peça-rebolo, em comparação com os rebolos de alumina monocristalina (também conhecidos como alumina fundida ou eletrofundida), diminuindo a geração de calor e beneficiando a qualidade da superfície da peça final. Em comparação com os rebolos com material superabrasivos, nota-se que estes últimos possuem maior dureza e condutividade térmica que aqueles de alumina microcristalina. Entretanto, o uso de abrasivos de alumina microcristalina possui

vantagens como menores custos iniciais, maior facilidade para a dressagem e menor exigência de rigidez da máquina.

Desta maneira, os rebolos de alumina microcristalina representam uma opção vantajosa para retificações com solicitações intermediárias entre os rebolos convencionais monocristalinos e os superabrasivos (NALDONY, 2014; STARKOV et al., 2014; BEN FATHALLAH et al., 2009; JACKSON; MILLS, 2000). No estudo sobre a retificação plana de perfil do aço rápido R12F2K5M3-MP realizado por Starkov et al. (2014) observou-se que a taxa de remoção específica da alumina microcristalina foi 2,5 vezes a taxa de alumina monocristalina e 1/3 da obtida com o rebolo de CBN. O tempo de dressagem da alumina microcristalina teve relações de 2 e 1/2 em relação aos tempos de dressagem da alumina monocristalina e do CBN, respectivamente. Adicionalmente nesse estudo, a alumina microcristalina apresentou um desempenho intermediário, em relação ao tempo de retificação, entre o CBN e alumina monocristalina, sendo essas relações de 2,5 e 1/3 respectivamente.

Mesmo que durante a retificação convencional seja retirado um volume de material pequeno, a energia específica de corte é significativamente maior em comparação com processos de remoção de material que empregam ferramentas de geometria definida, como o fresamento e torneamento, por exemplo, já que quase toda a energia consumida é convertida em calor (MALKIN, 2008). Este calor aquece a peça e pode comprometer tanto as propriedades mecânicas da superfície da peça (variação excessiva da dureza da peça, tensões residuais trativas) como também as propriedades metalúrgicas, ocasionando retêmpera, endurecimento superficial e amolecimento subsuperficial, além de trincas

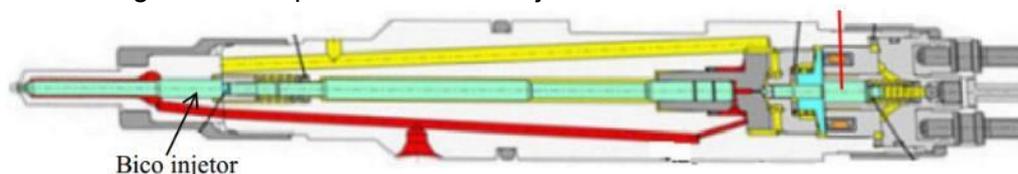
Quando as temperaturas atingem o valor de transformação limite, determinada no aço pela temperatura de austenização e pelas deformações plásticas do processo, forma-se austenita e com o resfriamento aparece uma camada de martensita não revenida, processo conhecido como retêmpera, o qual fragiliza a superfície da peça (MALKIN, 2008). Se a temperatura não atinge essa temperatura de transformação o material libera tensões do encruamento e de tratamentos térmicos prévios acontecendo o amolecimento da superfície. Frequentemente acontece uma combinação dos processos anteriores por causa da distribuição de temperaturas em função da profundidade desde a superfície, produzindo-se um endurecimento da superfície e um amolecimento subsuperficial (LIU et al., 2015; ROWE, 2014).

Com a finalidade de garantir uma adequada integridade superficial, em termos de dureza, queima, tensões residuais e retêmpera, mantendo a requerida tolerância dimensional e geométrica foram realizados diversos estudos comparativos do desempenho dos rebolos de alumina microcristalina e alumina monocristalina (Ding et al., 2016; Ben Fathallah et al., 2009). Dessa forma foi apresentado por Malkin (2008) um modelo energético linear o qual relaciona a energia específica de corte com o diâmetro da peça, profundidade de corte e velocidade periférica da peça, evidenciando-se uma região livre de queima e outra com queima segundo as combinações dos parâmetros anteriores.

Uma das aplicações da retificação é a manufatura de bicos injetores de motores a diesel (Figura 1). Estes bicos são os componentes responsáveis pela pulverização do combustível dentro do cilindro do motor. O combustível é atomizado, usualmente em alta pressão, para otimizar a mistura ar-combustível e consequentemente a eficiência da combustão (BILHA, 2015).

Com a finalidade de atingir padrões mais sustentáveis ambientalmente, reduzindo as emissões de poluentes e propiciando o funcionamento mais silencioso do motor, foi desenvolvido o sistema *Common Rail*. Devido às exigentes condições de operação do injetor, a manufatura deste se caracteriza por rígidas tolerâncias e características superficiais específicas. Entre as condições de operação destacam-se as pressões de até 180 MPa, tempo de injeção da ordem de 1 ms, pequenas quantidades de combustível injetado e elevadas temperaturas na câmara de combustão (ANDRETTA, 2012).

Figura 1. Componentes de um injetor *Common Rail* modelo 2.5



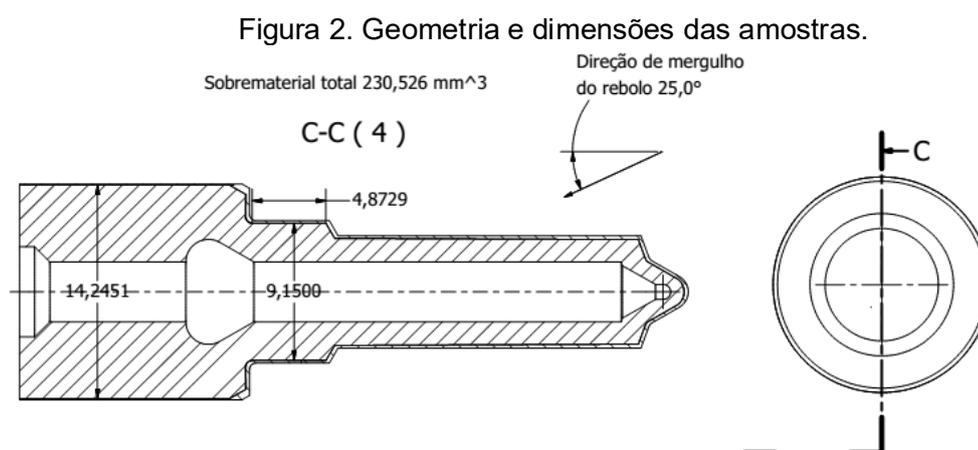
Fonte: Arantes (2019).

1.1 OPORTUNIDADE DE PESQUISA

A integridade superficial dos bicos retificados tem alto impacto no desempenho da montagem do injetor, podendo afetar diretamente a vida deste e o

adequado desempenho mecânico. Problemas como retêmpera, alterações de dureza, tensões residuais trativas, entre outros, podem gerar trincas diminuindo a resistência à fadiga da peça e comprometendo o desempenho da peça e do mecanismo onde vai montada (ROWE, 2014; MALKIN, 2008).

Neste contexto, o presente trabalho analisa a influência dos parâmetros de corte e dos abrasivos do rebolo na integridade superficial das peças de aço 18CrNi8 no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho. Para isso foram variados os parâmetros de corte e os abrasivos (alumina microcristalina e monocristalina) com a finalidade de comparar e identificar os valores adequados da velocidade de avanço de mergulho, velocidade de rotação da peça e tipo de rebolo, para atingir os requisitos de integridade superficial, tolerância dimensional e rugosidade das peças. Os experimentos se realizaram em um ambiente industrial, sendo o componente usinado um bico injetor *Common Rail* de motor a diesel, com as dimensões da Figura 2.



Fonte: Adaptado da empresa parceira do projeto

Dessa forma foram formulados os seguintes objetivos da dissertação.

1.2 OBJETIVOS DA DISSERTAÇÃO

O objetivo principal é analisar a influência dos parâmetros de corte na integridade superficial durante a retificação cilíndrica de mergulho do aço 18CrNi8 com rebolos de alumina.

Para atingir o objetivo principal são propostos os seguintes objetivos específicos:

1. Analisar a influência dos rebolos de alumina monocristalina e microcristalina na rugosidade e desvio dimensional das peças retificadas.
2. Caracterizar o desgaste dos rebolos para as diferentes combinações de velocidades de avanço e rotação da peça.
3. Comparar a influência dos diferentes parâmetros de corte e tipo de rebolo na potência de retificação e energia específica de corte.
4. Identificar a influência da velocidade de avanço, velocidade de rotação da peça e tipo de abrasivo na integridade superficial em termos de espessuras das camadas de queima, retêmpera, microdureza e tensões residuais.

1.3 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

Este trabalho está constituído pelos seguintes capítulos:

- Capítulo 1: Introdução. Apresentação do assunto proposto e contextualização, motivação do estudo com os objetivos da dissertação.
- Capítulo 2: Estado da arte. Nesta seção descrevem-se os aspectos teóricos sobre o processo de retificação cilíndrica externa de mergulho, parâmetros de corte, rebolos de óxido de alumínio, dressagem e integridade superficial. É dada ênfase na integridade superficial das peças retificadas com rebolos de alumina e na influência dos parâmetros de corte.
- Capítulo 3: Materiais e métodos. Descrição dos equipamentos, materiais, instrumentos e procedimentos utilizados para realizar os experimentos de retificação e caracterização das peças, como também para obter os resultados.
- Capítulo 4. Resultados e análises. Apresentação e análises dos resultados obtidos segundo a metodologia proposta no capítulo 3.
- Capítulo 5: Conclusões e recomendações. Considerações finais em função dos resultados obtidos e recomendações de possíveis trabalhos futuros.

2 ESTADO DA ARTE

2.1 O PROCESSO DE RETIFICAÇÃO

A retificação teve, desde suas origens há mais de 2000 anos, aplicações na modelagem e no acabamento de peças, a história registra seu uso para a modelagem de pedras, construção de prédios, polimento de gemas, entre muitas outras aplicações. Ainda em seus inícios a retificação foi um processo de acabamento com o objetivo de fornecer o maior valor ao produto fabricado. O processo moderno de retificação usado para a manufatura de peças metálicas começou no século XIX, sendo utilizado para a produção de máquinas de vapor, instrumentos astronômicos e outros elementos típicos da revolução industrial (ROWE, 2014; MALKIN, 2008).

A retificação é um processo de usinagem no qual a remoção de material é realizada mediante uma ferramenta abrasiva. A ferramenta abrasiva, conhecido como rebolo, é constituída por grãos cortantes que removem cavacos de material, a sessão desses cavacos é muito menor do que aquelas geradas durante operações de torneamento ou fresagem, pelo qual a taxa de remoção de material é geralmente menor no processo de retificação. Por outro lado, a retificação oferece uma melhor tolerância dimensional e de forma (AGOSTINHO, 2004).

De igual forma, na retificação o acabamento e a integridade superficial das peças são indispensáveis, pois é empregado em etapas de produção em que o valor agregado ao material já é muito elevado devido aos outros processos que o antecedem (SOARES; OLIVEIRA, 2002).

Para poder modelar o processo de retificação é preciso descrever o corte com ferramenta de geometria não definida.

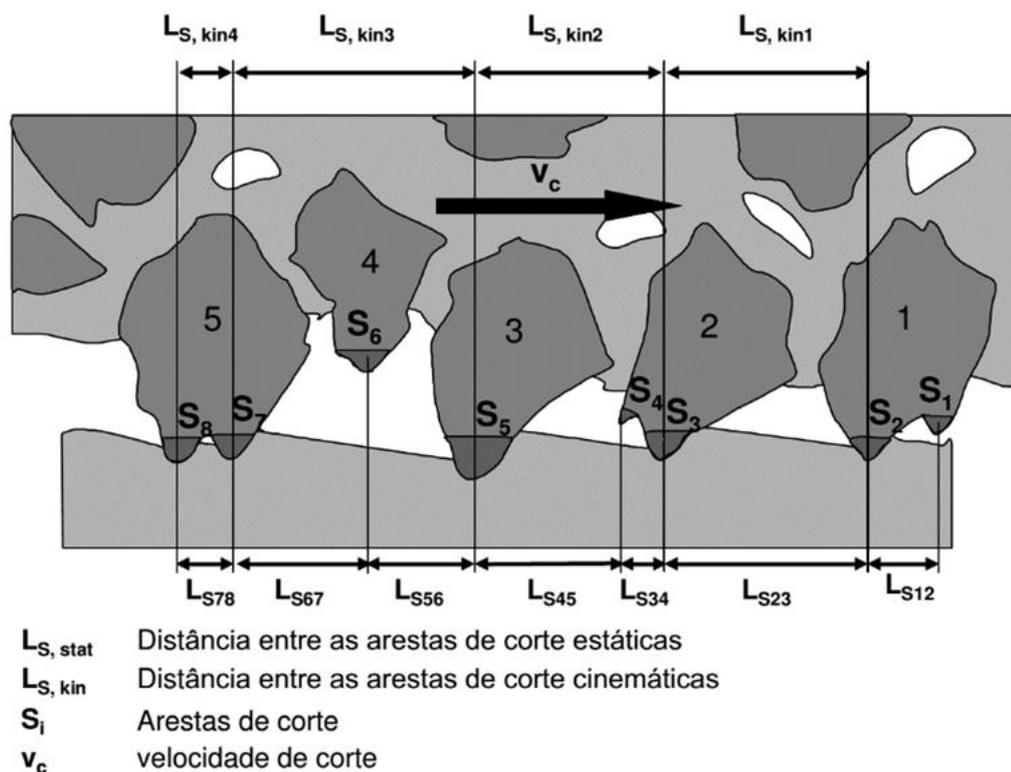
2.1.1 Corte com ferramenta de geometria não definida

O corte durante a retificação acontece pela interação entre os grãos abrasivos e a superfície da peça, com a finalidade de formar o cavaco os grãos abrasivos devem geralmente possuir maior dureza do que a peça a ser usinada. Materiais poli e mono cristalinos frágeis são usados como material abrasivo. As arestas de corte do rebolo

estão formadas pelos grãos abrasivos que sobressaem e durante a remoção estas arestas entram na superfície da peça retirando material (KLOCKE, 2009).

A superfície do rebolo se conforma por um conjunto de arestas de corte denominadas estáticas, embora nem todos os grãos da superfície de corte do rebolo participam no corte, aquelas arestas que têm contato com a peça são denominadas arestas de corte cinemáticas. Na Figura 3 é possível observar e identificar essas arestas (KLOCKE, 2009).

Figura 3. Arestas de corte estáticas e cinemáticas do rebolo.

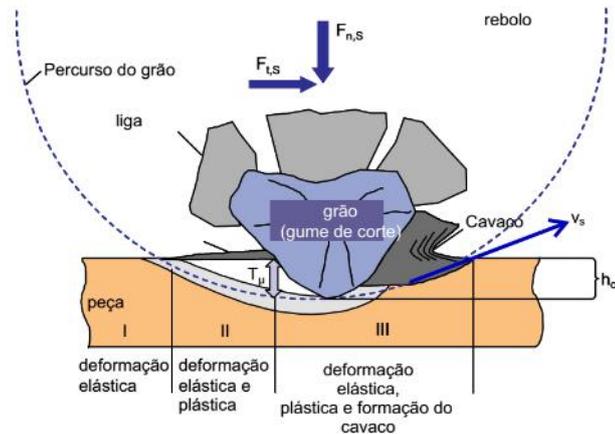


Fonte: Adaptado de Klocke (2009).

No estudo realizado por Klocke (2009), por Malkin (2008) é descrito o mecanismo de corte de uma ferramenta com geometria não definida, e ele é dividido em três etapas. Nele ocorre uma deformação elástica e plástica do material, na Figura 4 pode observar-se as três etapas principais do corte. Na primeira o gume de corte entra na peça causando uma deformação elástica (região I), seguidamente a deformação aumenta até atingir o limite de escoamento produzindo uma deformação plástica (região II). Na sequência, inicia-se a formação do cavaco e segue o seu crescimento até a sua expulsão. Na formação do cavaco o gume de corte penetra

numa dimensão igual à profundidade de corte do grão (T_μ), e essa distância corresponde com a espessura do cavaco (h_{cu}).

Figura 4. Comportamento elástico e plástico do material no corte por ferramenta de geometria não definida

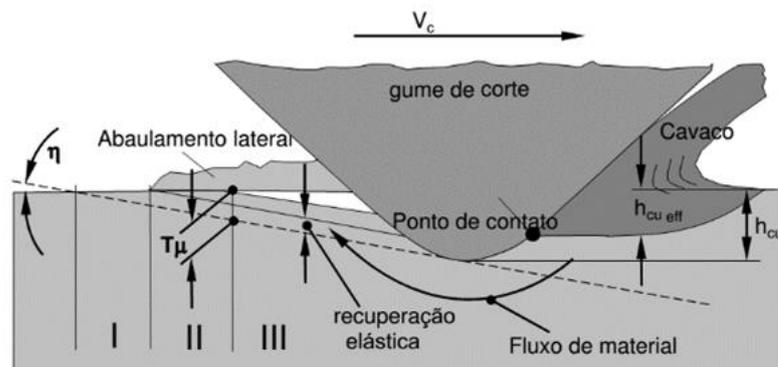


Fonte: Adaptado de Klocke (2009)

Devido à deformação elástica inicial ocorre um efeito mola que ocasiona a diferença entre a espessura do cavaco teórica (h_{cu}) e a espessura do cavaco efetiva ($h_{cu,eff}$), tal como se apresenta na Figura 5. Essa diferença entre a espessura do cavaco efetiva e a teórica é influenciada por os seguintes fatores (KLOCKE, 2009):

- O coeficiente de atrito entre o grão e a superfície da peça.
- O raio do gume de corte
- Ângulo da velocidade de corte efetiva η
- Velocidade de corte V_c
- As propriedades reológicas do material

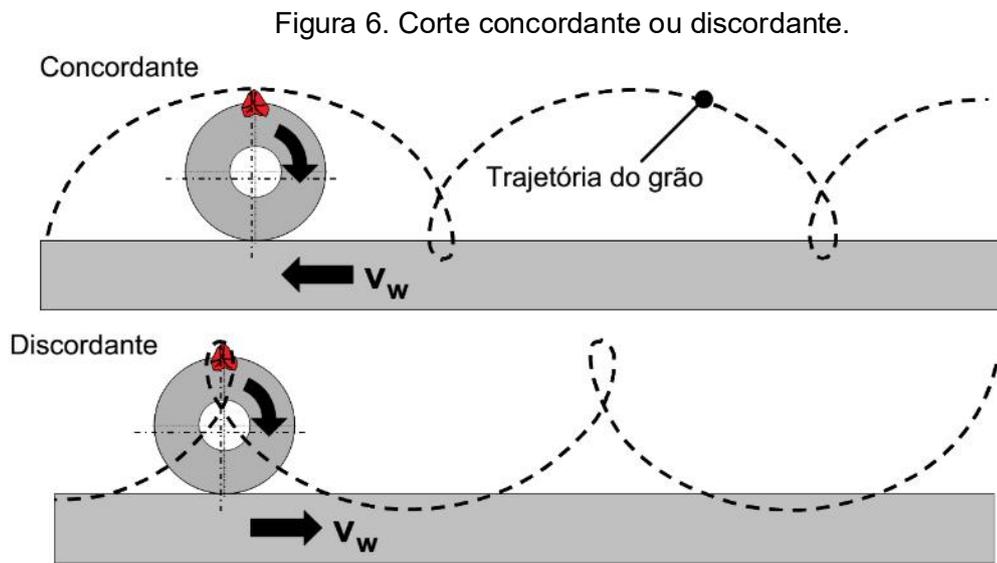
Figura 5. Efeito mola durante o corte e espessura efetiva do cavaco.



Fonte: Adaptado de Klocke (2009).

2.1.1.1 Corte concordante e corte discordante

De forma análoga a outros processos de usinagem o tipo de corte pode ser concordante ou discordante. Se o vetor velocidade de corte (v_s) no ponto de contato tem o mesmo sentido que a velocidade da peça (v_w) então o corte é classificado como concordante, no caso contrário se classifica como discordante. Na Figura 6 se apresentam os tipos de corte (MARINESCU, 2016; KLOCKE, 2009).



Fonte: Klocke (2009)

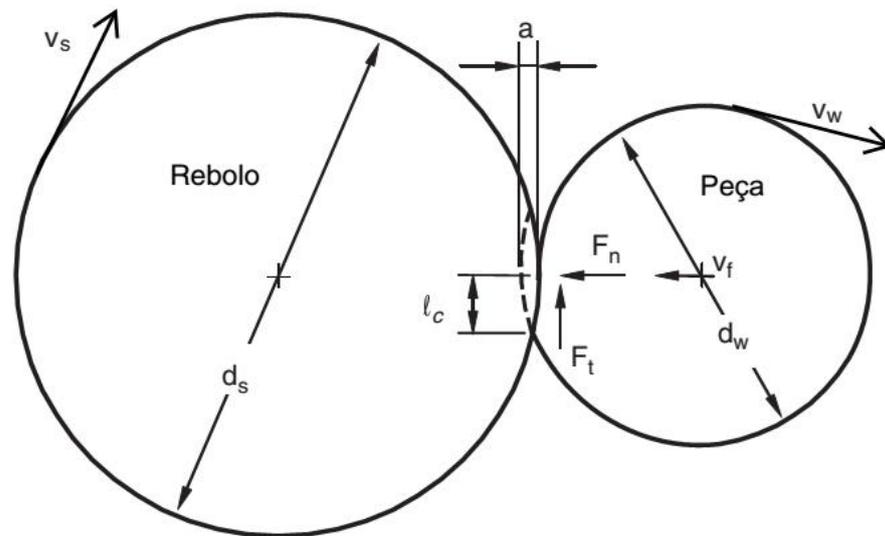
2.1.2 Forças, potência e energia específica de corte

A remoção de material da peça acontece pelo contato desta com os grãos abrasivos do rebolo, o qual produz uma tensão de cisalhamento gerando o cavaco, de forma similar a outros processos de usinagem (MALKIN, 2008).

2.1.2.1 Forças de corte

No processo de usinagem é produzida uma força de corte, F , entre a peça e o rebolo, a qual tem uma componente tangencial (F_t) e outra normal (F_n) tal como pode ser visto na Figura 7.

Figura 7. Componentes da força de corte



Fonte: Malkin (2009)

2.1.2.2 Potência (P)

Em relação à potência de corte P está associada com os componentes da força de corte segundo a equação (1) (MALKIN, 2008):

$$P = F_t (v_s \pm v_w) \quad (1)$$

Onde o sinal positivo é usado para corte discordante e o sinal negativo para concordante. Além disso, como geralmente v_w é muito menor que v_s , esta é desprezada simplificando-se a equação (1) obtendo-se a equação (2) (MALKIN, 2008):

$$P = F_t v_s \quad (2)$$

2.1.2.3 Energia específica (u)

Durante o corte o grão abrasivo entra na peça ocasionando uma deformação elástica devido ao deslizamento no contato entre o grão abrasivo e a peça, depois de atingida a tensão de escoamento a peça dissipa energia em forma de deformação

plástica, na medida que as tensões aumentam acontece o ruptura do material e inicia a formação do cavaco (MALKIN, 2008; KHENAIFES, 2006).

Inicialmente acontece a deformação elástica da superfície da peça e do material ligante do rebolo, desta forma a energia fornecida é consumida pelas deformações, o atrito e o calor. A contribuição da deformação elástica no consumo de energia é desprezível (HASSUI, 2002).

Durante a segunda etapa acontece a deformação plástica, associada ao escoamento lateral do material. Essa deformação tem forma de cristas ao longo da trajetória do grão abrasivo (MALKIN, 2008; HUTCHING, 1992).

Essa deformação plástica se busca minimizar, o qual pode ser conseguido através de modificações nos parâmetros de corte, aumentando assim a espessura de cavaco não deformado e propiciando que a profundidade de corte crítica seja atingida mais rapidamente. Idealmente é conveniente que o contato seja predominantemente de corte (formação de cavaco) e diminuir a deformação plástica (KHENAIFES, 2006, HUTCHING, 1992). Bhushan (2013) e Hassui (1988) estudaram a influência do ângulo de ataque do grão abrasivo, observando que um ângulo muito baixo tende a aumentar as deformações por sulcamento.

Desta forma é importante analisar a energia específica de corte, a qual se define como a energia consumida por unidade de volume de material removido e é calculada pela equação (3) (MALKIN, 2008):

$$u = \frac{P}{Q_w} \quad (3)$$

Onde Q_w é a taxa de remoção de material em função ao tempo, calculada como a derivada do volume removido (V_w) em relação ao tempo, conforme a equação (4) (KLOCKE, 2009):

$$Q_w = \frac{dV_w}{dt} \quad (4)$$

E assumindo que a taxa de remoção é constante em relação ao tempo a equação chega-se à equação (5):

$$Q_w = \frac{V_w}{t_c} \tag{5}$$

Onde t_c é o tempo de corte.

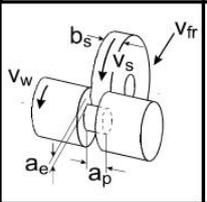
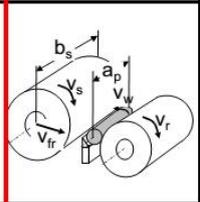
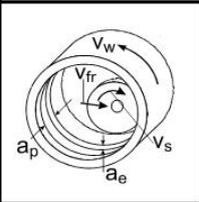
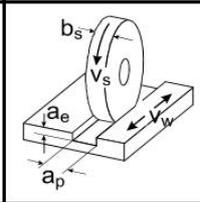
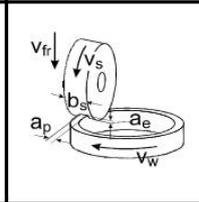
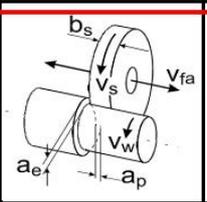
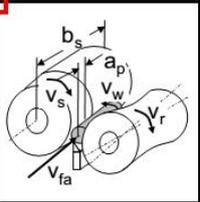
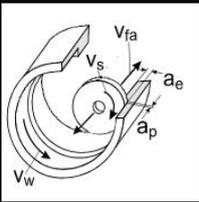
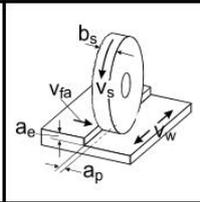
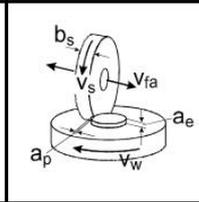
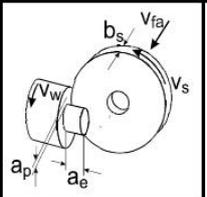
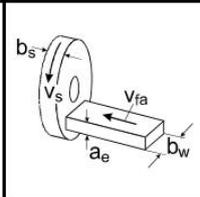
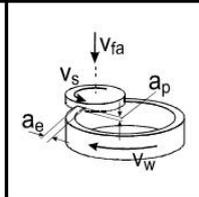
Com a finalidade de comparar processos com geometria diferentes relaciona-se Q_w com a largura efetiva de corte $b_{s\,eff}$ obtendo assim a taxa específica de remoção de material (Q'_w), conforme a equação (6).

$$Q'_w = \frac{Q_w}{b_{s\,eff}} \tag{6}$$

2.1.3 Classificação dos processos de retificação segundo a superfície a ser usinada

Existem diversas formas de classificar os processos de retificação, segundo a norma DIN 8589 (apud KLOCKE, 2009) podem se classificar segundo a superfície do rebolo em contato com a peça e com o movimento de avanço do rebolo. As operações mais utilizadas, segundo Klocke (2009) e Diniz (2003) são as apresentadas na Figura 8:

Figura 8. Classificação das operações de retificação

	Cilíndrica			Plana	Rotacional
	Cilíndrica externa		Interna		
	Entre pontas	Sem centros			
Mergulho periférico					
Periférico longitudinal					
Mergulho lateral					

Fonte: Adaptado de Klocke (2009)

Dessas operações são de principal atenção para este trabalho as seguintes:

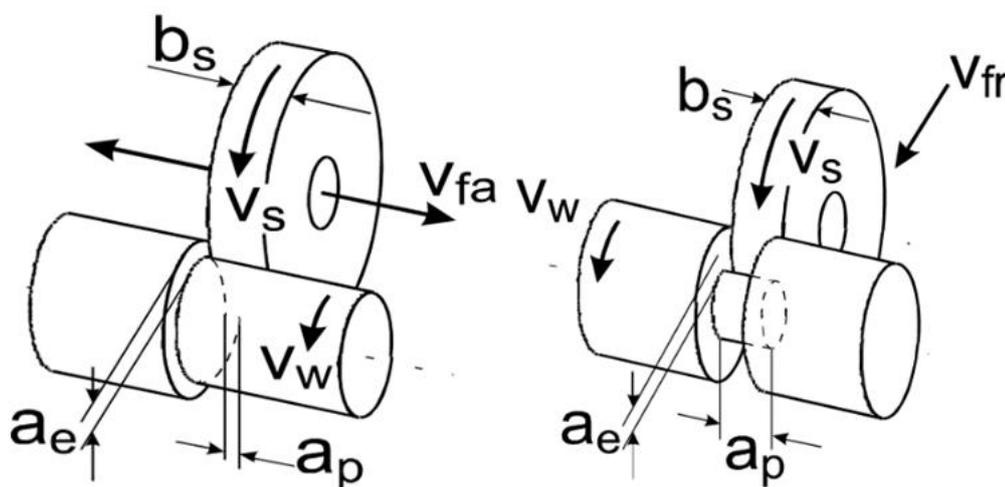
2.1.3.1 Retificação cilíndrica externa

A retificação cilíndrica externa pode ser de mergulho ou longitudinal. Em ambos casos a peça é fixada em dois ou mais extremos através do cabeçote e do contraponto (e luneta segundo seja necessário). Tanto a peça como o rebolo estão rotacionando. Para a retificação longitudinal o movimento de avanço tem direção paralela ao eixo da peça e na retificação de mergulho o avanço tem direção radial. Durante a retificação longitudinal o movimento de avanço pode ser realizado pelo movimento da mesa de fixação da peça ou pelo movimento do rebolo.

Em geral, na retificação de mergulho a peça possui unicamente movimento rotacional, mas em alguns casos pode se deslocar longitudinalmente. Além disso o rebolo tem uma largura maior do que a superfície a usinar. Em algumas máquinas de produção é possível utilizar vários rebolos e usinar várias superfícies ao mesmo tempo (KLOCKE, 2009; DINIZ, 2003).

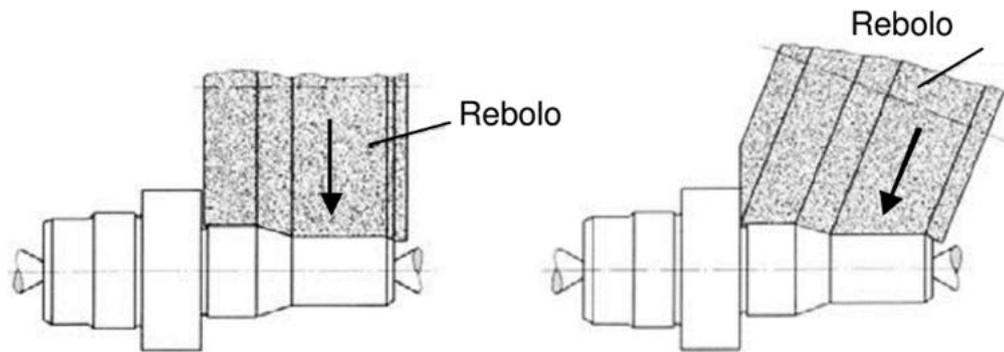
O processo de retificação de mergulho também permite usinar superfícies com perfis variados, através do uso de rebolos com o perfil adequado (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013).

Figura 9. Retificação cilíndrica externa com avanço longitudinal (esquerda) e de mergulho (direita).



Fonte: Klocke (2009)

Figura 10. Retificação de perfil com avanço de mergulho e rebolo com forma adequada



Fonte: Fonte: Klocke (2009)

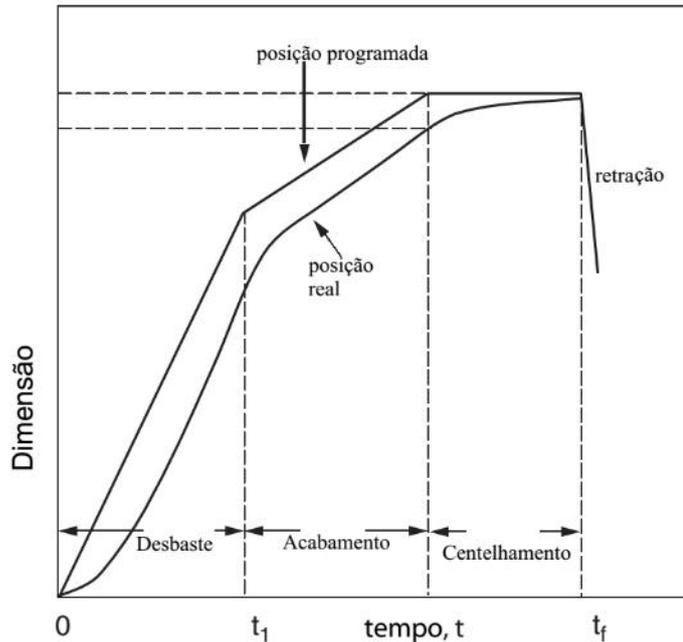
2.1.4 Etapas da retificação cilíndrica de mergulho e seu efeito na deflexão das peças

A retificação cilíndrica externa de mergulho se aplica para a manufatura de diversas peças mecânicas e o processo se divide em várias fases, cada uma caracterizada pela taxa de remoção de material. As etapas em geral são as seguintes:

- Desbaste
- Acabamento
- Acabamento fino
- Centelhamento

Tal como foi comentado na seção de mecanismos de corte por ferramentas de geometria não definida, a superfície da peça tem um comportamento elástico e plástico durante o processo, o que faz com que a dimensão e textura teórica de uma superfície não corresponda exatamente com a real. Este comportamento elástico é mais intenso quando as forças de usinagem são maiores, por esta razão os cortes são frequentemente realizados com as anteriores fases, de maneira que nas últimas etapas as forças de corte sejam quase nulas, removendo pouco material, mas garantindo uma qualidade dimensional superior em relação aos processos de usinagem convencionais com ferramenta de geometria definida. Na Figura 11 pode ser observada a diferença entre as medidas reais e as programadas segundo a fase da retificação.

Figura 11. Variações dimensionais devido e controle através das fases do processo.



Fonte: Adaptado de Malkin (2008)

2.2 PARÂMETROS DE CARACTERIZAÇÃO DA RETIFICAÇÃO

Os seguintes parâmetros foram criados com a finalidade de facilitar a compreensão dos fenômenos que acontecem durante a retificação como o desgaste de rebolo, forças de usinagem e a comparação de grandezas em usinagens durante a usinagem de geometrias diferentes. Neste sentido apresenta-se a descrição destes parâmetros.

2.2.1 Diâmetro Equivalente (D_{eq})

A influência da diferença de curvatura do rebolo e da peça é estudada através do diâmetro equivalente, definido como:

$$D_{eq} = \frac{d_s}{1 \pm \frac{d_s}{d_w}} \quad (7)$$

Na equação anterior o sinal positivo no denominador corresponde a retificação cilíndrica externa e o negativo para retificação cilíndrica interna. No caso de retificação plana o diâmetro da peça (d_w) tende a infinito (MACHADO, 2009; MARINESCU, 2007;

MALKIN, 1989). Desta forma D_{eq} permite comparar operações de retificação cilíndrica com uma equivalente plana.

2.2.2 Comprimento de contato (l_c)

Este parâmetro define a extensão do contato entre o rebolo e a peça durante a retificação. Através de considerações geométricas pode-se calcular comprimento de contato como:

$$l_c = \sqrt{a \cdot d_{eq}} \quad (8)$$

Onde:

a = Profundidade de corte

d_{eq} = Diâmetro do rebolo

Esta equação baseia-se na retificação plana e não considera os movimentos e deformações próprias do processo, motivo pelo qual também é conhecido como comprimento de contato estático (MALKIN, 1989).

2.2.3 Espessura do corte equivalente (h_{eq})

Em termos físicos, a espessura do corte equivalente é a espessura que teria a fita de cavaco caso fosse possível remover um cavaco em forma de fita durante a retificação em lugar de remover múltiplos pequenos cavacos (ROWE, 2014, HASSUI, 2002, GOMES, 2001). Esta é calculada pelos pesquisadores anteriores pela equação (9).

$$h_{eq} = a \cdot \frac{v_w}{v_s} \quad (9)$$

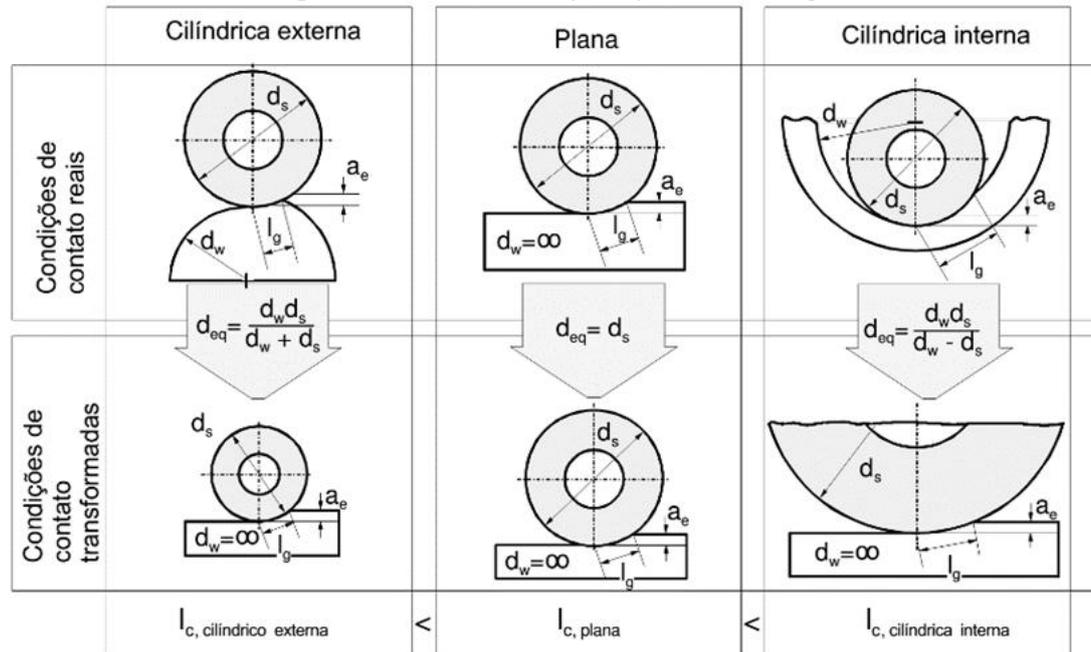
Onde

a = Avanço por rotação (mm)

v_w = Velocidade tangencial da peça (m/s)

v_s = Velocidade tangencial do rebolo (m/s)

Figura 12. Parâmetros por tipo de retificação



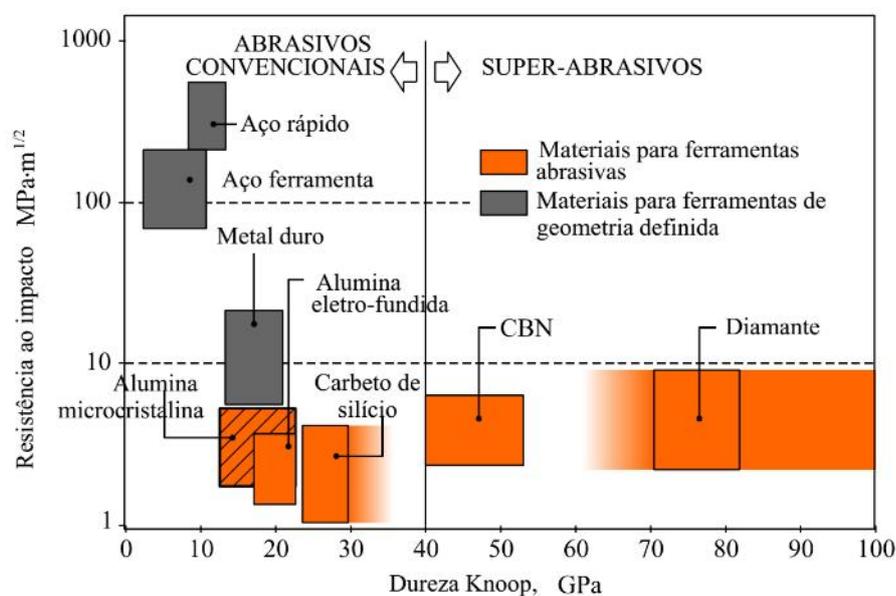
Fonte: Klocke (2009)

2.3 REBOLOS DE ÓXIDO DE ALUMÍNIO

Os grãos abrasivos podem se classificar como convencionais e super-abrasivos, entre os primeiros se encontram a alumina e o carbeto de silício, e no segundo grupo está o nitrato cúbico de Boro (CBN) e o diamante.

No desenvolvimento de outros abrasivos foram usados processos de sol-gel para obter abrasivos de alumina microcristalina, com tamanhos de grão menores a $1\mu\text{m}$, abrasivo caracterizado por uma maior resistência ao impacto, com uma dureza similar à alumina monocristalina (STARKOV et al., 2014; NADOLNY, 2014; ZHANG et al., 2012; HELLETSBERGER, NOICHL, 1993). Na Figura 13 pode observar-se a comparação das propriedades de diferentes abrasivos e ferramentas de corte.

Figura 13. Dureza e tenacidade à fratura de abrasivos e materiais de corte.



Fonte: Nadolny (2014).

Na pesquisa realizada por Selvakumaran et al. (2018) observou-se que o uso de rebolos de alumina microcristalina apresentam uma diminuição das forças e da energia específica de corte, de igual forma uma menor rugosidade da superfície obtida, maior relação G e um aumento na relação de desempenho (E).

Na pesquisa de Jackson e Mills (2000) pode observar-se que o desempenho, a altas taxas de remoção de material, de rebolos de alumina microcristalina é superior àquele apresentado por rebolos de alumina monocristalina. Do mesmo modo, a alumina microcristalina apresentou menores valores de rugosidade e maior relação G (menor desgaste do rebolo para remover a mesma quantidade de material da peça). De igual forma a alumina microcristalina pode trabalhar a maiores taxas de remoção de material sem comprometer a integridade do rebolo.

Em termos de integridade superficial, os estudos realizados por Nadolny (2014) e Ben Fathallah et al. (2009) mostram como o atrito diminui com o uso de rebolos de alumina microcristalina, devido à formação de uma camada superficial com material difundido desde a peça até a superfície do rebolo, diminuindo desta forma a geração de calor e beneficiando a integridade superficial da peça.

Em comparação aos superabrasivos, os rebolos de alumina microcristalina são mais fáceis de dresser e não necessitam de máquinas com rigidez tão elevada como nos casos de usinagem com superabrasivos (STARKOV et al., 2014;

JACKSON; MILLS, 2000). Assim, os rebolos de alumina microcristalina se converteram em uma opção importante para retificações com solicitações intermediárias entre os rebolos convencionais e os superabrasivos. Na Tabela 1 podem ser observadas algumas das características médias destes abrasivos em comparação com seus pares de alumina monocristalina e do superabrasivo CBN.

Tabela 1. Propriedades médias de alumina branca monocristalina, alumina microcristalina e CBN

Nome	Alumina monocristalina 99A	Alumina microcristalina	CBN
Composição química	Al ₂ O ₃ 99,7 % SiO ₂ 0,01 % Fe ₂ O ₃ 0,02 % Na ₂ O 0,16 % CaO+MgO 0,02 %	Al ₂ O ₃ 95-99 % MgO/Fe ₂ O ₃ 0-5 %	~43,6 % B ~56,4 % N
Tamanho de grão	~10 µm	<1 µm	Desde ~10 µm (monocristalino) até <1 µm (microcristalino)
Forma	Pontiaguda	Pontiaguda, muito afiada	Bloco (hexagonal) ou irregular, muito afiada
Densidade	3,96 g/cm ³	3,87 g/cm ³	3,48 g/cm ³
Dureza Knoop HK	20,3 GPa	21,5 GPa	42-54 GPa
Ductilidade	2,0 MPa·m ^{1/2}	3,7 MPa·m ^{1/2}	-
Fator concentrador de tensões K_{Ic}	2,7 MPa·m ^{1/2}	3,5-4,3 MPa·m ^{1/2}	3,7 MPa·m ^{1/2}
Coefficiente de atrito (frente a aço endurecido)	0,34	0,19	0,19
Coefficiente de condutividade térmica λ	27-35 W/m-K	27-35 W/m-K	240-1,300 W/m-K

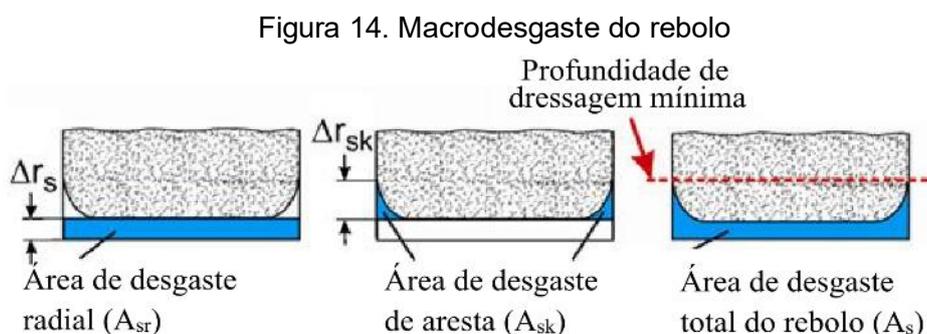
Fonte: Nadolny (2014)

2.3.1 Rebolos de óxido de alumínio microcristalino

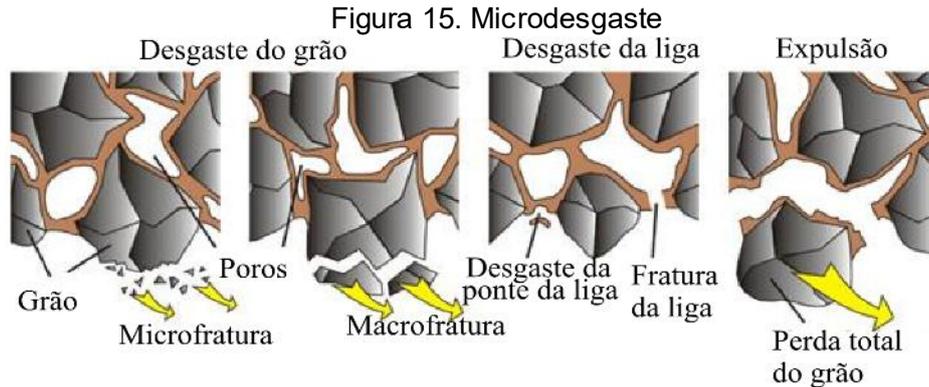
Os abrasivos de alumina microcristalina estão formados por grãos com tamanho entre 0,1 e 5 μm , tendo na maioria dos casos um tamanho menor a 1 μm . Devido a sua estrutura microcristalina este tipo de abrasivo apresenta uma menor taxa de desgaste, evidenciando-se em um aumento do tempo entre cada dressagem de 80%. Além disso, disso apresentam uma vida útil de 5 a 36 maior que seu similar de alumina monocristalina (NALDONY, 2014; KLOCKE, 2009; MATSUO, 1993). Adicionalmente, o custo deste tipo de rebolo é geralmente entre 2 a 3 vezes o custo de seu equivalente de óxido de alumínio monocristalino. E em relação aos abrasivos de CBN o óxido de alumínio microcristalino são 30 vezes mais econômicos. E sobre à dressagem, é recomendado realiza-la com uma ferramenta rotativa para distribuir o desgaste do dressador (NADOLNY, 2014).

2.3.2 Desgaste de rebolos de óxido de alumínio

Durante o processo de retificação, cargas mecânicas, térmicas e químicas são aplicadas tanto no rebolo quanto na peça. Um efeito dessas cargas sobre o rebolo é o desgaste, o qual pode ser classificado em macrodesgaste e microdesgaste. O primeiro descreve a deterioração da macro geometria, que consiste em desgaste radial e desgaste da aresta, conforme a Figura 14. Isso leva a uma alteração no perfil, erros de tamanho e desvios. A Figura 15 ilustra o micro desgaste, que descreve a alteração da microtopografia (WEGENER et al., 2011; KLOCKE, 2005).



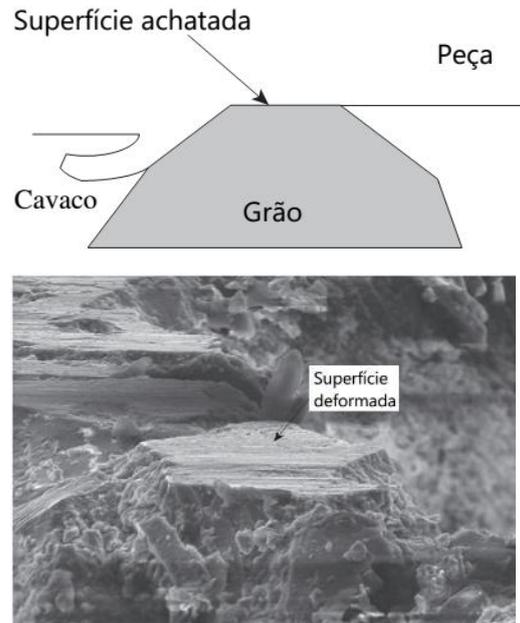
Fonte: Klocke (2005)



Fonte: Klocke (2005)

Na Figura 16 a ilustração corresponde a uma aresta desgastada de um grão abrasivo de um rebolo. Tais superfícies planas são geradas por desgaste abrasivo deslizante durante o processo de retificação. Os quatro principais tipos de desgaste são apresentados na Figura 17 (ROWE, 2014).

Figura 16. Desgaste por deformação plástica. Esquema e imagem em MEV de um grão de rebolo Norton A46 NVBE



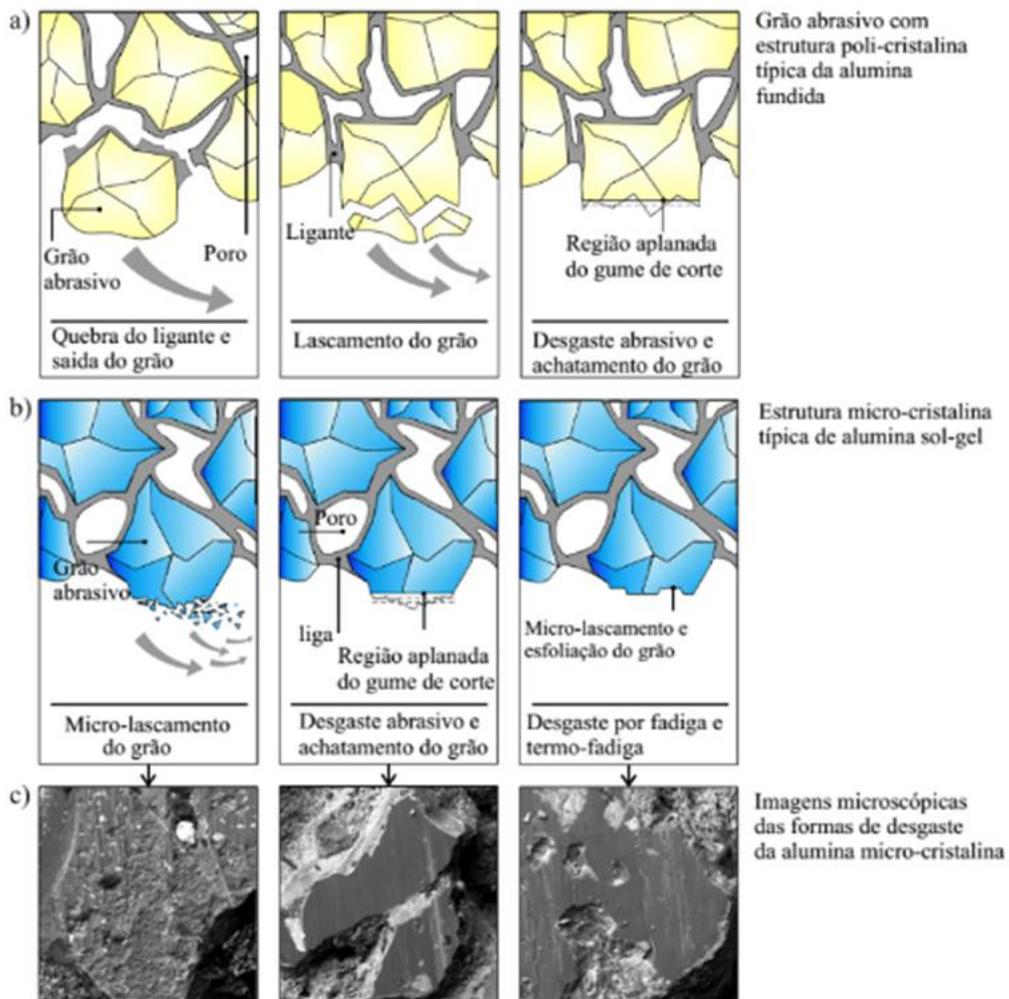
Fonte: Rowe (2014)

No estudo realizado por Starkov et al. (2014) comparou-se o desempenho de rebolos de alumina monocristalina, microcristalina e de CBN na retificação plana do aço R12F2K5M3-MP endurecido de 66 a 68 HRC, enquanto Nadolny (2014) estudou os mecanismos de desgaste dos rebolos de alumina

microcristalina. Ambos estudos mostraram que ao fraturar o abrasivo com estrutura microcristalina, o

rompimento acontece em partes menores e mais uniformes, diminuindo a taxa de desgaste e gerando assim maiores gumes de corte, autoafiando desta maneira a ferramenta. Na Figura 17 são apresentados os mecanismos de desgaste do grão abrasivo e uma comparação entre o desgaste do grão de alumina monocristalina e microcristalina.

Figura 17. Desgaste do abrasivo de alumina monocristalina e microcristalina.

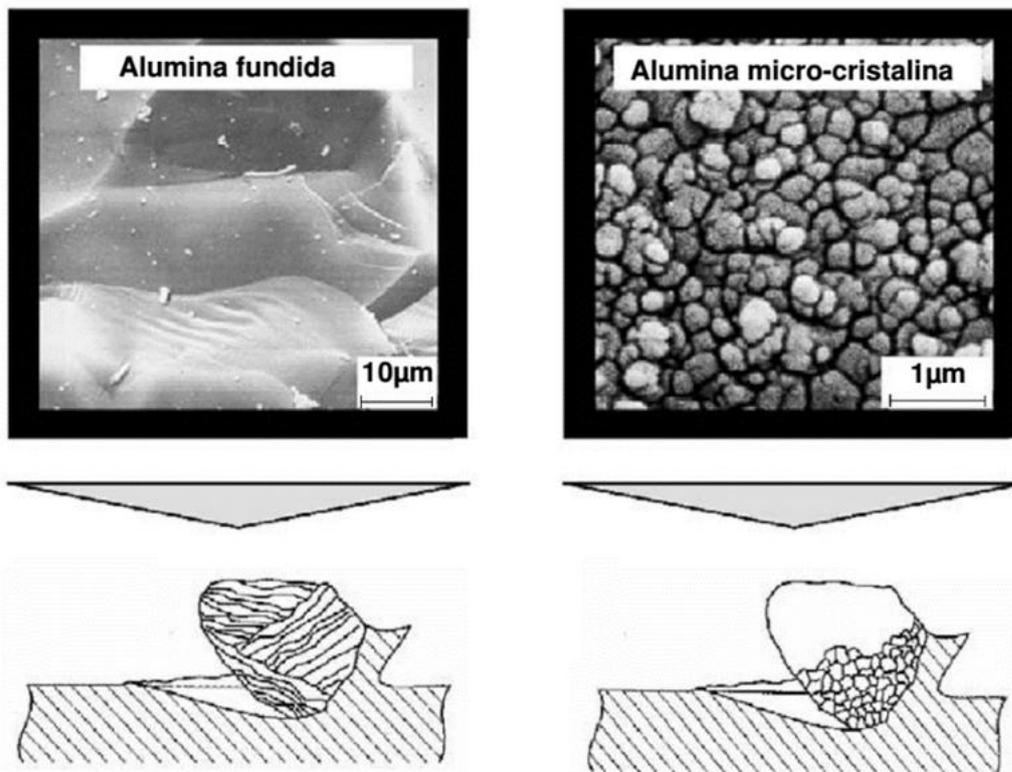


Fonte: Adaptado de Nadolny (2014)

Klocke (2009) menciona que a estrutura microcristalina da alumina produz uma fratura mais favorável para o processo de retificação em comparação com a alumina monocristalina. Esta última possui planos de fratura nos quais partículas relativamente maiores fraturam sob um determinado esforço de corte, enquanto a estrutura microcristalina possui planos menores os quais correspondem com uma

fratura de partículas menores. De igual maneira as estruturas microcristalinas promovem a autoafiação gerando novos gumes de corte após a fratura dos grãos. Uma comparação dos tamanhos de grão pode ser observado na Figura 18, podendo ser notado como a fratura de um grão microcristalino menor gera mais gumes de curte que a fratura de um grão monocristalino maior.

Figura 18. Comparação entre a fratura de grãos de óxido de alumínio eletrofundido e microcristalino.



Fonte: Klocke (2009)

2.3.2.1 Modelos de desgaste em rebolos de alumina

Existem vários mecanismos de desgaste do grão abrasivo do rebolo, os quais são desgaste por deformação plástica, macrofratura, microfratura e quebre da liga e expulsão do grão (ROWE, 2014).

No caso da deformação plástica, devido à movimentação de discordâncias e as altas temperaturas acontece o escoamento plástico do grão abrasivo, gerando o achatamento deste (NALDONY, 2014).

A macrofratura ocorre quando no grão acontece uma fratura frágil em relativamente grandes fragmentos, depende da estrutura cristalina do grão o das tensões de corte. Ao contrário da microfratura neste processo de desgaste possivelmente o gume formado no grão não participará nos cortes posteriores (ROWE, 2014).

A microfratura do grão é um fenômeno favorável no desgaste do rebolo, devido a que promove a formação de novas arestas de corte no grão, participando na autoafiação do rebolo (ROWE, 2014).

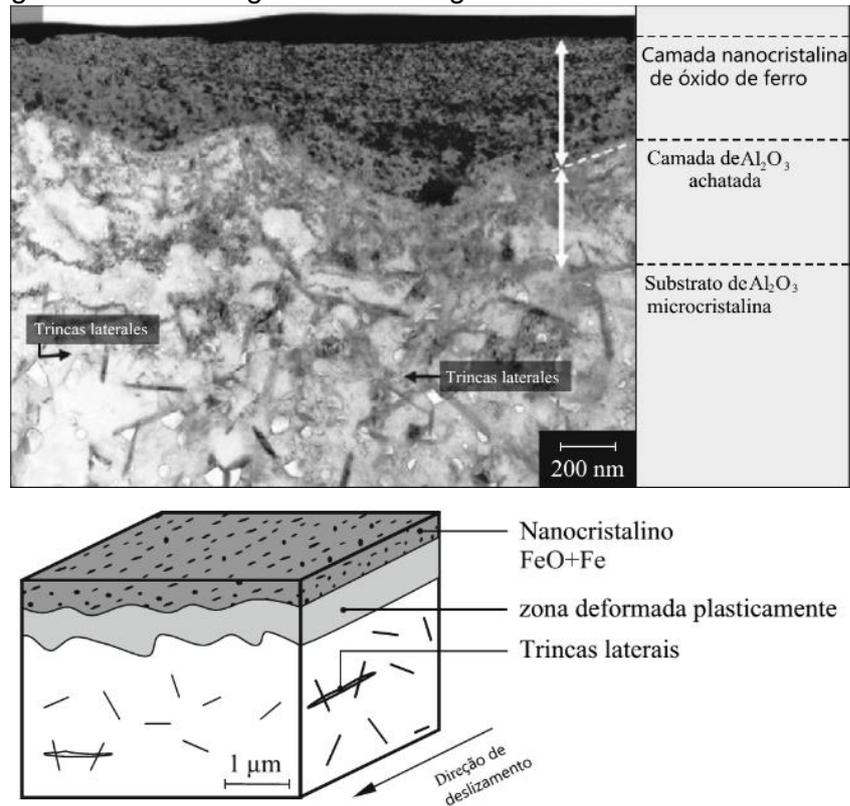
A quebra da liga depende das forças entre o grão e a peça e da resistência da liga. Em presença de altas tensões de corte acontece o quebre da liga e a expulsão do grão. A probabilidade da expulsão do grão é maior para rebolos com altas porosidades (ROWE, 2014).

2.3.2.2 Atrito e desgaste dos rebolos com alumina microcristalina

Os trabalhos de Mayer et al. (2006) e Klocke et al. (2002) apresentam detalhadamente os processos de retificação e desgaste de grãos de alumina com estrutura microcristalina, eles observaram como a melhora na capacidade de corte desses grãos está intimamente ligada às propriedades tribológicas das camadas deformadas plasticamente nos grãos produto do desgaste.

Sob a influência de tensão e temperatura, os topos dos grãos de alumina microcristalina são deformados plasticamente, gerando assim superfícies planas de contato com o material usinado. O contato entre o topo do grão abrasivo e o material usinado aquece a superfície aumentando a temperatura, propiciando a difusão do material da peça gerando uma camada com uma nova fase no topo do grão abrasivo, esta fase (nos casos estudados de óxido de ferro) possui uma temperatura de fusão reduzida e uma fase líquida que diminui consideravelmente o desgaste e o atrito na zona de contato. A presença dessa camada observa-se indiretamente através de sua influência na diminuição do coeficiente de atrito e por tanto na diminuição da energia específica de corte e o consumo de energia. Essas camadas podem ser observadas na Figura 19 (NADOLNY, 2014; MAYER et al., 2004; KLOCKE et al., 2002).

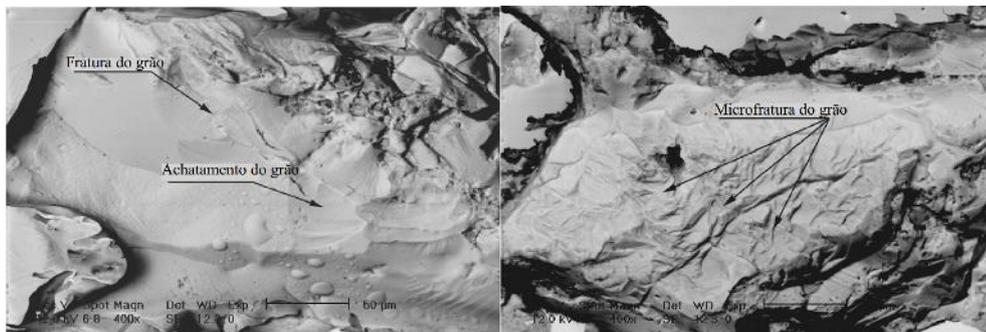
Figura 19. Camada geradas no desgaste da alumina microcristalina



Fonte: Nadolny (2014)

Através das variações de tensões e temperaturas próprias do processo de retificação as trincas observadas na Figura 19 se propagam por fadiga e termofadiga até atingir as bordas dos grão acontecendo a fratura deste. Por ser alumina microcristalina eles se encontram próximos à superfície diminuindo consideravelmente o desgaste do rebolo em comparação àqueles de alumina monocristalina, tal como se mostra na Figura 17 (NALDONY, 2014).

Figura 20. Mecanismos de desgaste dos grãos: Fratura e achatamento (esquerda) e microfratura (direita).



Fonte: Ben Fathallah et al. (2009)

Na Figura 20 anterior são mostradas duas imagens microscópicas correspondentes ao desgaste do grão abrasivo, no caso do grão maior observa-se um achatamento deste, enquanto no caso da alumina microcristalina não se observa achatamento, mas sim microfraturas. O achatamento do grão produz um aumento das forças de usinagem e um maior dano térmico da superfície da peça. Enquanto no caso da alumina microcristalina as microfraturas geram novas arestas de corte que sobressaem aleatoriamente da superfície do rebolo, mantendo as forças de corte dentro de uma determinada faixa ainda para altas taxas de remoção de material, limitando os danos na superfície da peça (BEN FATHALLAH, 2009).

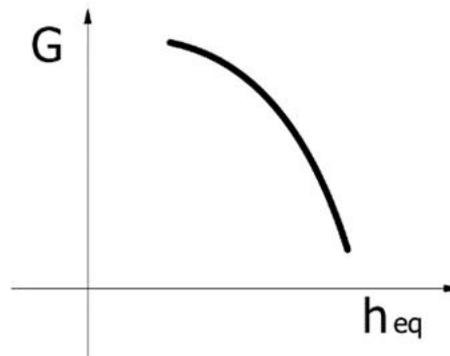
2.3.3 Quantificação do desgaste no rebolo e relação G

O desgaste do rebolo é normalmente expresso como a perda volumétrica de material e outras vezes como a diminuição diametral do rebolo. Para medir a resistência ao desgaste do rebolo é utilizada a relação G, definida como a relação entre o volume de material removido da peça (V_w) o volume desgastado de rebolo (V_s), tal como pode notar-se na equação (10).

$$G = \frac{V_w}{V_s} \quad (10)$$

Estudos como os realizados por Pereira (2004) Oliveira (1989) relacionam a relação G com a espessura equivalente do cavaco (h), observando-se que ambas grandezas são inversamente proporcionais, tal como observa-se na Figura 21. Da equação (9) se nota que existe um compromisso no qual uma espessura equivalente do cavaco baixa em geral resulta na redução do desgaste do rebolo, porém ela reduz a produtividade do processo, por causa que essa espessura equivalente do cavaco baixa implica muitas vezes diminuir o avanço ou a velocidade da peça.

Figura 21. Relação G em função à espessura equivalente do cavaco



Fonte: Adaptado de Pereira (2004) e Oliveira (1989)

2.3.4 Desempenho da retificação (E)

Outro parâmetro de especial interesse na retificação é o desempenho (E), segundo Selvakumaran et al. (2018) e Smith (1998) o desempenho da retificação (mm^3/J) se define como o cociente entre a relação G e a energia específica de corte U (J/mm^3), tal como se nota na equação (11).

$$E = \frac{G}{U} \quad (11)$$

2.4 DRESSAGEM

A preparação ou condicionamento dos rebolos na retificação é um fator importante a ter em conta no processo. Ela influencia todo o desempenho do processo de retificação, desde a taxa de remoção de material, as forças de corte, a qualidade superficial, as propriedades do material na zona superficial e subsuperficial e tem uma importante relevância no desgaste do rebole (WEGENER et al., 2011).

Com a retificação os grãos abrasivos do rebole vão se desgastando, perdendo poder de remoção, aumentando as força e potência de corte até que os grãos são desprendidos ou fraturados, dando lugar a novos grãos afiados. Este seria o mecanismo ideal na utilização do rebole, ou seja, uma combinação dos fenômenos de perda de afiação e de desgaste do rebole (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2013). Embora, normalmente um dos fenômenos anteriores é predominante.

Se o desgaste é o mecanismo predominante então depois de determinado tempo o rebolo deve ser reposicionado para evitar que as medidas das peças saiam da faixa de tolerância. Além disso, o desgaste geralmente não é uniforme, de forma que o rebolo desgastado não fica com uma forma cilíndrica senão com forma oval, gerando erros de forma na peça (MARINESCU, 2007, HASSUI, 2002). Desta forma mesmo que o rebolo permaneça agressivo deverá ser dressado para restituir sua forma original.

Se a perda de afiação é predominante, as tensões de corte se incrementam, aumentando a potência de corte e as temperaturas no contato peça-rebolo, comprometendo a integridade superficial da peça.

Segundo Machado (2009) e Marinescu (2007), as principais funções da dressagem são:

- Obtenção de concentricidade entre a superfície do rebolo e seu eixo de rotação.
- Remoção dos grãos abrasivos desgastados para aumentar a agressividade do rebolo.
- Geração de um determinado perfil na superfície do rebolo quando for o caso.
- Limpeza e remoção de qualquer partícula do material da peça embutida na superfície de corte.
- Remoção de material ligante ao redor dos grãos abrasivos.

Os processos de dressagem dos rebolos convencionais se classificam em dois tipos (MARINESCU, 2007):

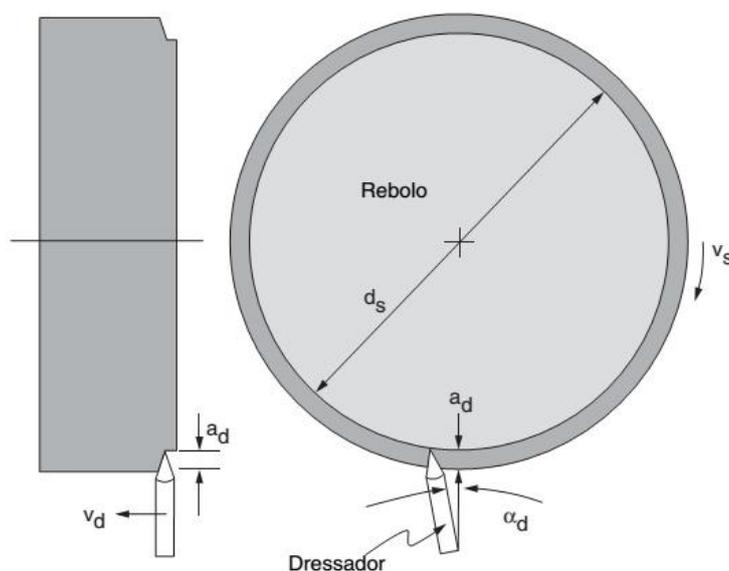
- Dressagem com ferramenta estacionária.
- Dressagem com ferramenta rotativa.

2.4.1 Dressagem longitudinal com ferramenta estacionária de ponta única diamantada

Os rebolos que contêm abrasivos cerâmicos convencionais geralmente são preparados através de um movimento de avanço de uma ferramenta de limpeza na superfície do rebolo rotativo, conforme ilustrado na Figura 22, para um rebolo simples com uma superfície periférica plana. A ferramenta de dressagem é geralmente um diamante natural montado (ponto único) ou uma ferramenta multi-arestas

(aglomerado, lâmina) consistindo em uma ou mais camadas de diamantes colocadas ou impregnadas em um aglutinante de metal (Figura 22) (MALKIN, 2008; MARINESCU, 2007).

Figura 22. Dressagem de rebolo convencional com ferramenta de ponta única



Fonte: Malkin (2008)

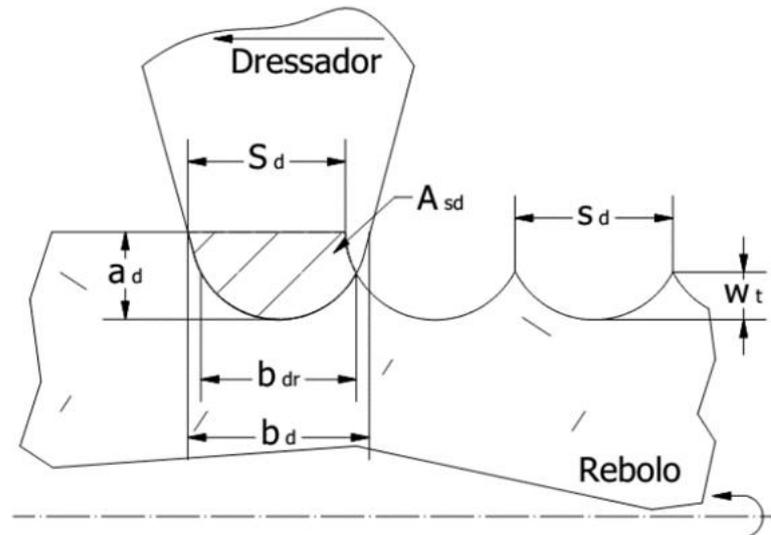
2.4.1.1 Parâmetros da dressagem estacionária

Durante cada passe da ferramenta dressadora através da superfície do rebolo, uma camada de profundidade a_d (profundidade da dressagem) é removida do raio, com o processo análogo ao torneamento. O avanço axial da ferramenta por rotação do rebolo é chamado de passo de dressagem e denotado s_d , sendo seu valor calculado pela equação 12 (MALKIN, 2008):

$$s_d = \frac{\pi d_s v_d}{v_s} \quad (12)$$

Onde v_d é a velocidade de avanço transversal da ferramenta dressadora ao longo do rebolo, v_s é a velocidade do rebolo e d_s é o diâmetro do rebolo. Os parâmetros do processo são apresentados na Figura 23 (MACHADO, 2009; MALKIN, 2009).

Figura 23. Parâmetros da dressagem por ponta estacionária



Fonte: Adaptado de Machado (2009)

Onde:

b_{dr} : Largura real de atuação do dressador

b_d : Largura de atuação do dressador

r_p : Raio da ponta do dressador

w_t : Ondulação teórica (macroefeito)

S_d : Passo de dressagem

a_d : Profundidade de dressagem

A_{sd} : Área de dressagem

Outro parâmetro da dressagem é o grau de recobrimento, U_d , calculado como entre a largura de atuação do dressador e o passo de dressagem.

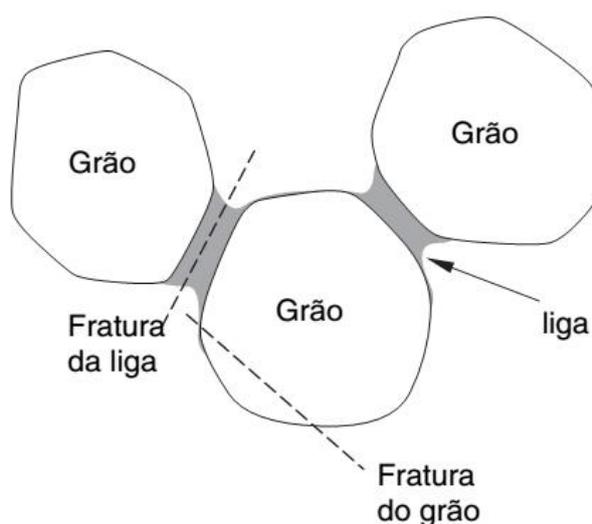
$$U_d = \frac{b_d}{S_d} \quad (13)$$

E dependendo do acabamento desejado na superfície o valor de U_d , pode variar do seguinte modo (MARINESCU, 2007):

- Retificação de desbaste: $U_d = 2 - 3$
- Retificação intermédia: $U_d = 3 - 4$
- Retificação de acabamento: $U_d = 6 - 8$

Além disso, o processo de desgaste para rebolos convencionais consiste em dois mecanismos como são a fratura do grão abrasivo e o quebre da liga. Sendo a fratura frágil o principal mecanismo de desgaste (MALKIN, 2008).

Figura 24. Esquema de desgaste do rebolo por fratura frágil do grão e fratura da liga durante a dressagem

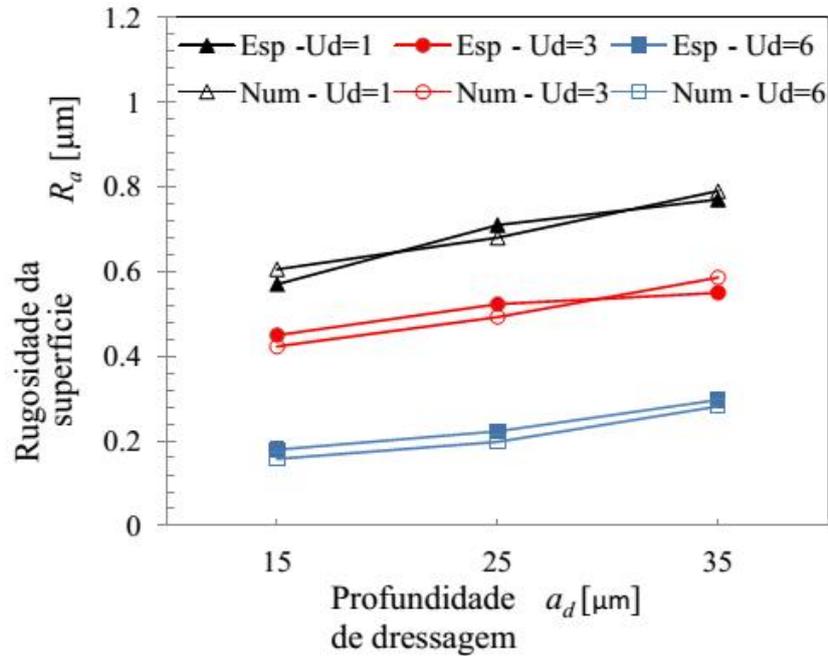


Fonte: Malkin (2008)

Como etapa final de dressagem, podem ser feitos passes de centelhamento, nos quais a ferramenta dressadora percorre novamente a superfície do rebolo sem mudar a profundidade do passe. Cada centelhamento remove menos material do rebolo e confere uma topografia cada vez mais fina (MALKIN, 2008).

Estudos como os realizados por Liu et al. (2018), no modelamento de rugosidade final de peças retificadas, sugerem que a geometria da peça usinada depende principalmente da geometria da ferramenta de dressagem, ainda mais do que a geometria dos grãos abrasivos (grãos esféricos, cónicos e cónicos truncados). Entre os parâmetros de dressagem estudados o grau de recobrimento (U_d) e a profundidade de dressagem (a_d) possuem uma relevância significativa na rugosidade final da peça tal como é mostrada na Figura 25, baseada em resultados modelados (esp) e medidos (num) na retificação do aço AISI 1018 com rebolo de alumina para os mesmos parâmetros ($v_w = 30 \text{ mm/s}$, $v_s = 20 \text{ m/s}$, $a_c = 0,025 \text{ mm}$).

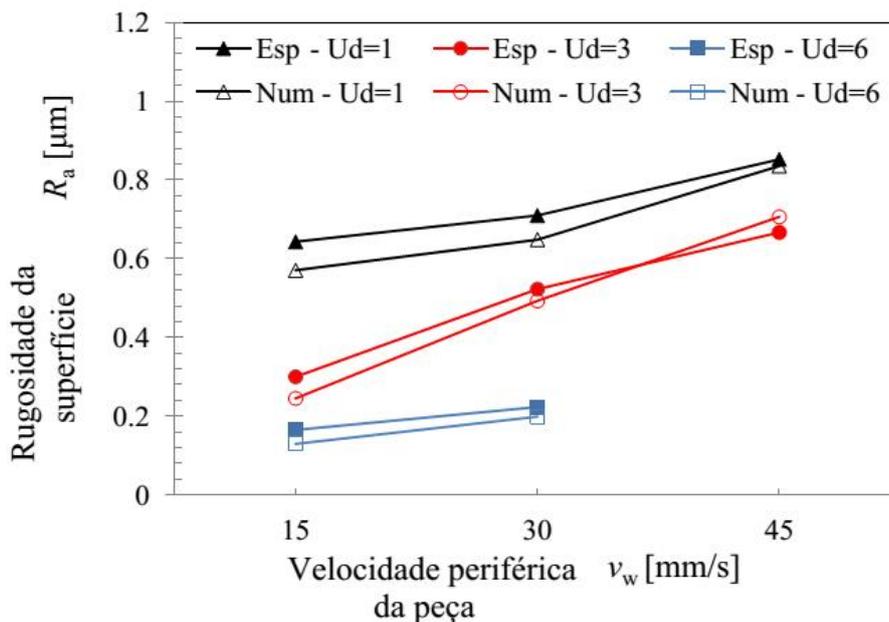
Figura 25. Influência do grau de recobrimento e da profundidade de dressagem na rugosidade superficial de peça usinada



Fonte: Liu et al. (2013)

De igual forma Liu et al. (2013) estudaram a importância da velocidade tangencial da peça na rugosidade esperada segundo o modelo (esp) e numericamente na retificação do aço 1018 com alumina, obtendo os seguintes resultados:

Figura 26. Influência da velocidade periférica da peça na rugosidade da peça de aço AISI 1018 retificada com alumina ($v_s = 20\text{m/s}$, $a_c = 0,025\text{mm}$)



Fonte: Liu et al. (2013)

2.4.2 Dressagem com ferramenta rotativa diamantada

As ferramentas rotativas de diamante foram a resposta da indústria para os problemas de desgaste das ferramentas estacionárias. Consistem em um disco com diamantes na periferia acionado por um eixo motorizado (Figura 27). A vida útil é significativamente melhorada devido à quantidade de pontas de corte e a distribuição do desgaste entre estas (MARINESCU, 2007).

Figura 27. Exemplos de vários dressadores rotativos



Fonte: Marinescu (2007)

2.4.2.1 Parâmetros da dressagem rotativa

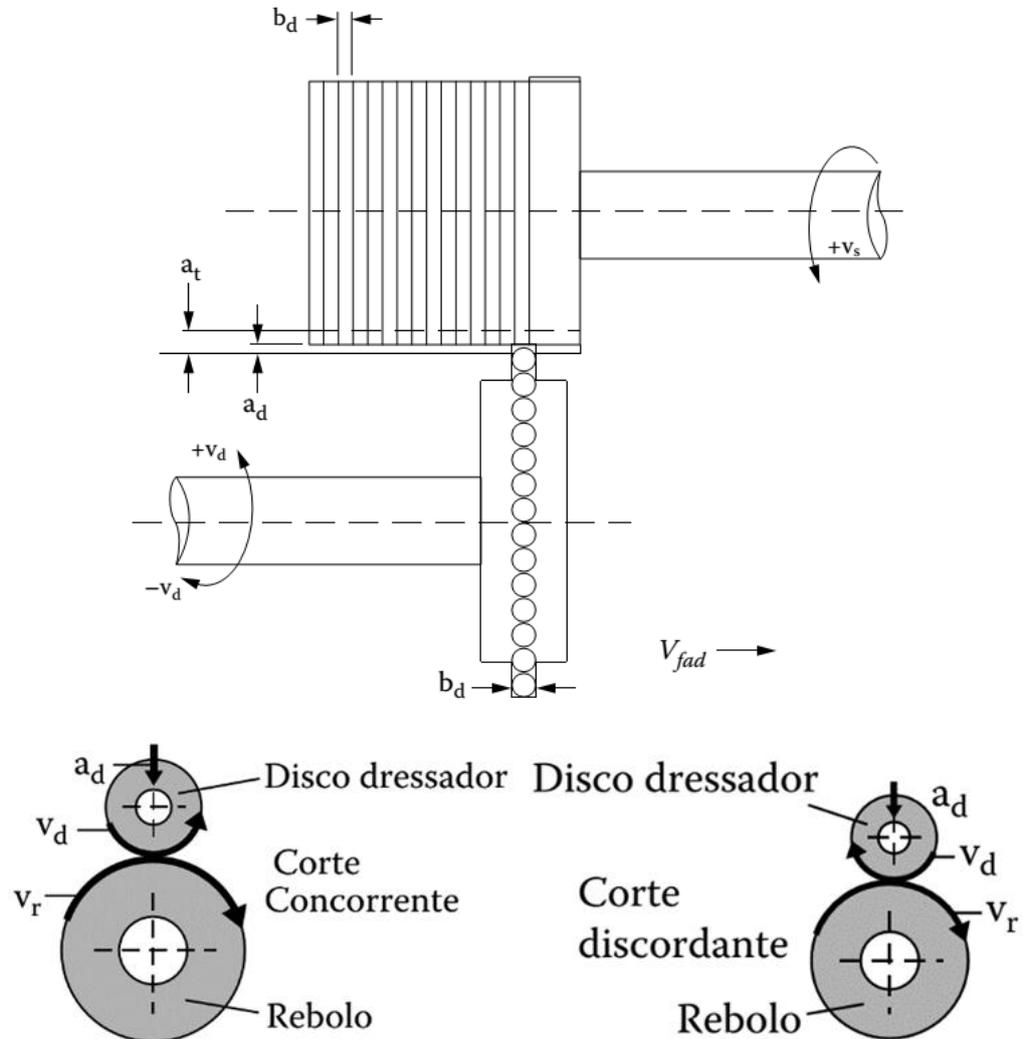
Os parâmetros da dressagem estacionária (seção 2.4.1.1), seguem sendo válidos para este tipo de dressagem. Variáveis como o grau de recobrimento (U_d) e a largura de contato do dressador devem ser estudados de maneira análoga. Adicionalmente, a velocidade relativa do rolo dressador em relação ao rebolo, conhecida como taxa de velocidades de dressagem (q_d), tem um grande impacto na obtenção de concentricidade no processo (MARINESCU, 2007).

$$q_d = \frac{v_d}{v_s} \quad (14)$$

Na maioria dos casos os valores de q_d encontram-se na faixa de -0,8 a -0,4 (corte discordante), e para corte concordante, menos utilizado, na faixa de 0,4 a 0,8.

Valores fora destas faixas podem trazer erros de forma por vibrações dependendo da rigidez da máquina e do balanceamento do dressador.

Figura 28. Parâmetros da dressagem com ferramenta rotativa



Fonte: Marinescu (2007)

Onde:

V_s = Velocidade periférica do rebolo

N_s = Velocidade de rotação do rebolo

V_d = Velocidade periférica do dressador

q_d = Taxa de velocidades de dressagem

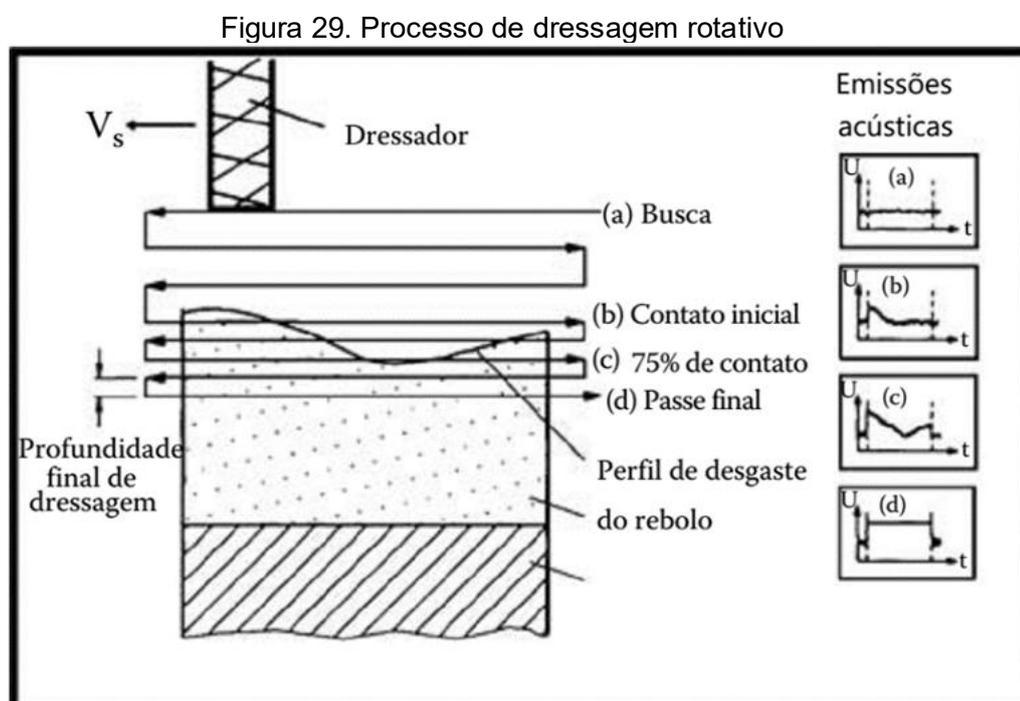
a_d = Profundidade de corte por passe

a_t = Profundidade de corte total

V_{fad} = Velocidade de avanço do dressador

b_d = Largura de contato do dressador

Na Figura 29 seguinte pode ser observado esquematicamente um processo de dressagem controlado por emissões acústicas em diferentes passes.



Fonte: Marinescu (2007)

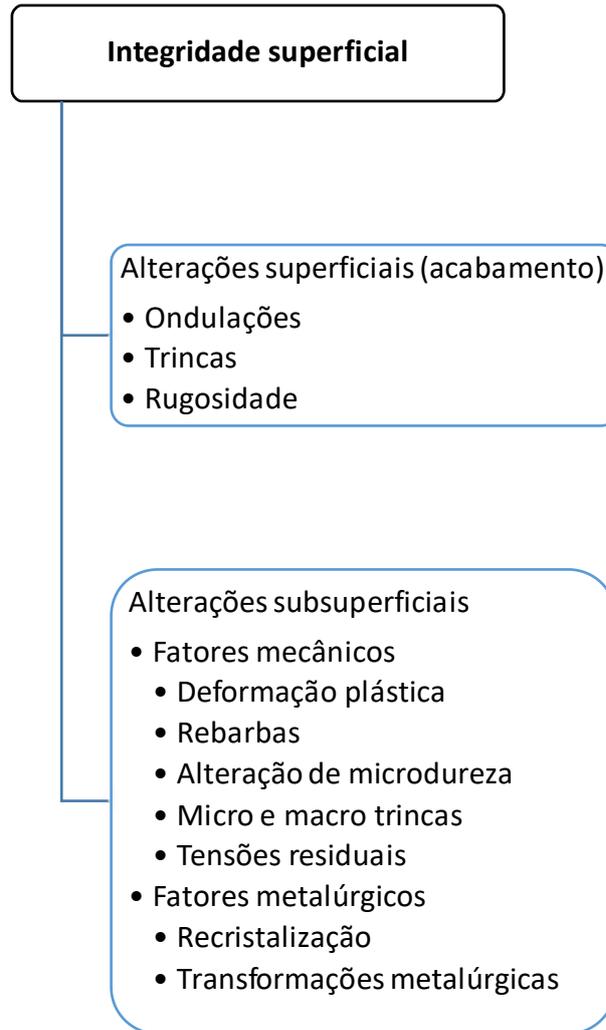
No caso do uso de rebolos de alumina microcristalina, embora o uso de dressadores estáticos não é totalmente descartada, é recomendável a dressagem com ferramenta rotativa (NADOLNY, 2014).

2.5 INTEGRIDADE SUPERFICIAL E DANO TÉRMICO

A qualidade da superfície pode ser estudada como composta por dois aspectos: integridade superficial e topografia da superfície. A integridade da superfície está associada a alterações das propriedades mecânicas e metalúrgicas na camada superficial induzidas pela retificação. E na retificação, os aspectos mais importantes da integridade superficial estão associados aos danos térmicos causados por temperaturas excessivas (MALKIN, 2008). A usinagem produz mudanças tanto morfológicas quanto estruturais na peça, isto acontece superficial e subsuperficialmente. E dependendo de sua magnitude e sinal, pode ser benéfico ou prejudicial à vida útil da peça usinada. O termo integridade superficial é utilizado para

descrever a qualidade de uma superfície e, portanto, engloba um grande número de alterações sofridas por ela. Entre os aspectos estudados pela integridade superficial encontram-se os apresentados na Figura 30 (MACHADO, 2009, CARDOSO; FALCO, 2005).

Figura 30. Fatores da integridade superficial

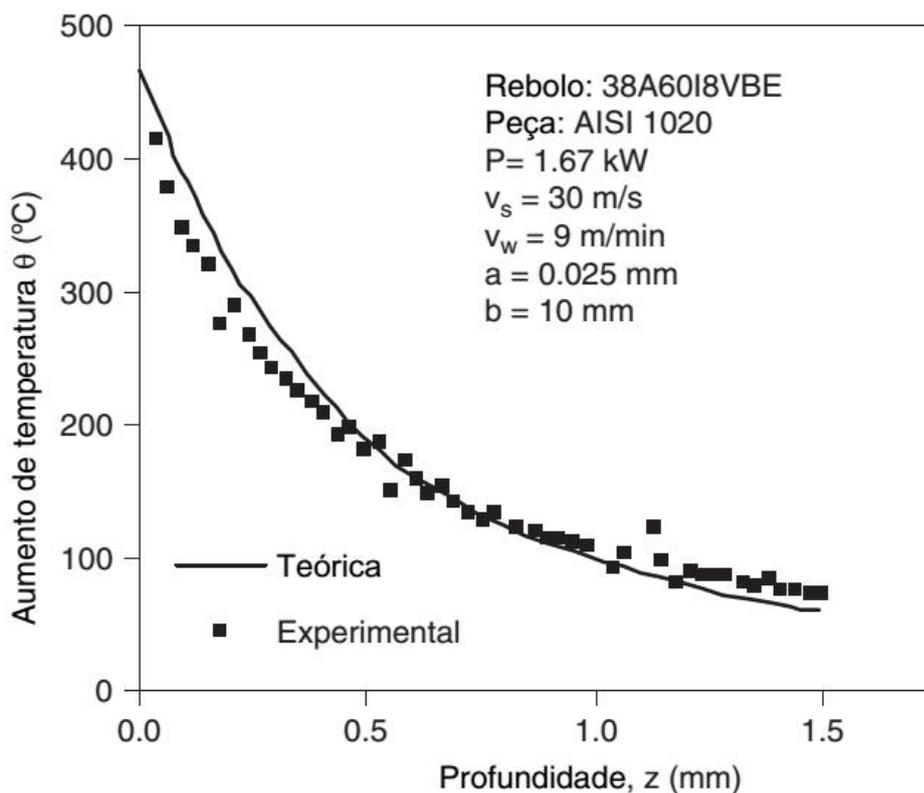


Fonte: Adaptado de Machado (2009)

A retificação é um processo com um alto consumo de energia por unidade de volume de material removido. Segundo Diniz (2003), durante o processo são geradas altas temperaturas de operação entre 1000 e 1600°C. Do calor produzido 85% é conduzido à peça, 10% ao rebolo e 5% ao cavaco. Estas altas temperatura estão presentes por um período de tempo curto, mas podem ocasionar danos na superfície se não são controladas adequadamente. Em estudos como os realizados por Malkin

(2008) pode ser observado uma dessas distribuições de temperatura nas regiões superficiais e subsuperficiais (Figura 31).

Figura 31. Distribuição de temperaturas na retificação de aço AISI 1020 com rebolo de alumina

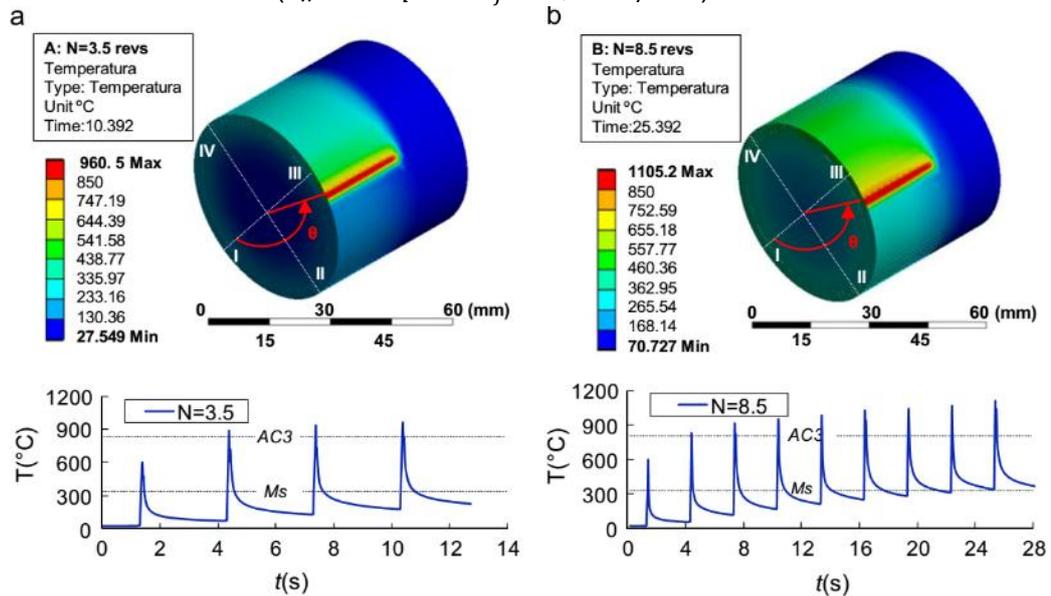


Fonte: Malkin (2007)

As altas temperaturas podem ocasionar distintos tipos de dano térmico na peça, tais como queima, transformações de fase, amolecimento (revenido) ou endurecimento (têmpera) da superfície, tensões residuais desfavoráveis, formação de trincas e redução da resistência a fadiga (JAWAHIR et al., 2013). De igual forma a expansão térmica da peça adiciona imprecisões dimensionais e erros geométricos da peça projetada. As taxas de produção que podem ser obtidas na retificação encontram-se frequentemente limitadas pela temperatura e sua influência na peça final (MALKIN, 2008).

No estudo de Liu et al. (2015) pode-se observar um modelo de elementos finitos dos ciclos de alta e baixa temperatura durante a retificação externa de mergulho de um aço BS970-EN26 com rebolo de alumina, nota-se como a temperatura do substrato aumenta ciclicamente no tempo (Figura 32).

Figura 32. Ciclos de altas e baixas temperaturas durante a retificação externa de mergulho ($v_w = 20rpm$ e $v_f = 0,6mm/min$)



Fonte: Liu et al. (2015)

Devido às modificações térmicas, mecânicas e interações químicas as superfícies usinadas diferem do substrato em termos de propriedades mecânicas e microestrutura.

Para evitar os danos causados pela temperatura é de interesse manter as temperaturas relativamente baixas durante o processo de retificação, principalmente da peça, quando é conseguido, diminuem-se as tensões residuais na peça. Por outro lado, as tensões residuais podem ser compressivas ou trativas. Tensões residuais compressivas moderadas podem melhorar o desempenho da peça final, enquanto tensões residuais trativas reduzem a resistência a fadiga da peça fabricada (ROWE, 2014).

O aquecimento e resfriamento das superfícies durante a retificação são processos rápidos, nos quais somente uma fina camada do material é afetada. A retificação de aços endurecidos por tratamento térmico pode causar reaustenização deste devido às mudanças de temperatura na superfície. A mudança de fase pode acontecer em uma temperatura nominal menor da temperatura de austenização da liga devido à presença de picos de alta temperatura na região de corte. Seguidamente essa superfície é resfriada rapidamente ocasionando uma mudança de fase do aço para uma estrutura martensítica não revenida, própria de um processo de retêmpera (ROWE, 2014).

A qualidade da peça retificada depende principalmente de fatores técnicos como as especificações do rebolo, os parâmetros de dressagem, a taxa de remoção de material, o fluido lubrificante, entre outros, os quais influenciam a rugosidade superficial ou podem causar mudanças microestruturais (GAVAS; KARACAN; KAYA, 2009).

As condições da superfície usinada têm uma alta influência nas propriedades e o desempenho da peça final. Baseado nas pesquisas prévias os parâmetros através dos quais pode ser medida a integridade superficial da peça são os seguintes.

2.5.1 Queima de oxidação

A temperatura durante o processo pode produzir diversos danos na peça, um dos mais frequentes é a queima. Ele é um fenômeno presente principalmente em ligas de aço, no entanto existem estudos em outros materiais (TANG et. al, 1990). Neste fenômeno acontece um amolecimento da superfície por liberação de tensões, acompanhado frequentemente com reações de oxidação da superfície da peça, sendo típica a aparição de marcas (ROWE, 2014).

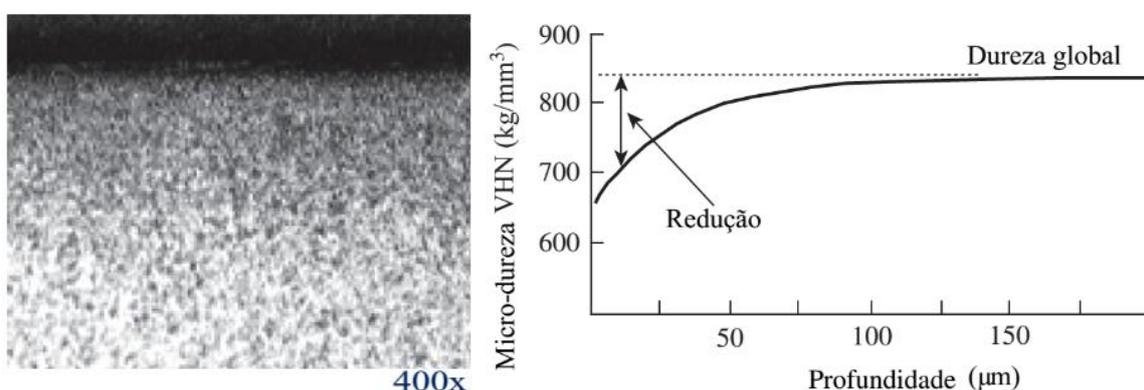
A detecção deste problema pode ser realizada por avaliações com um microscópico óptico na superfície, por metalografia, ataques químicos, teste mecânicos, entre outros métodos (DEIVANATHAN, 1999). Por outro lado, a queima nem sempre deixa uma marca visível já que no processo de centelhamento podem ser retiradas as camadas mais externas da superfície podendo mascarar esse efeito (MALKIN, 2007).

Ben Fathallah et al. (2009) realizaram um estudo em que compararam a qualidade superficial de peças obtidas por retificação cilíndrica de mergulho com diferentes rebolos e parâmetros de corte. Neste estudo é possível observar que existe uma relação entre a energia específica de corte, o diâmetro externo da peça, a profundidade de corte e a velocidade periférica da peça. Desta maneira a queima na superfície ocorre com parâmetros de corte com alta energia específica de retificação, peças com diâmetros menores, maior profundidade de corte e baixas velocidades tangenciais da peça.

2.5.2 Amolecimento da superfície

Para peças de aço com alto teor de carbono pode acontecer amolecimento. Mesmo que não existam marcas de queima, durante a retificação o dano térmico pode ser o suficientemente profundo para que o volume superficial removido no centelhamento não seja suficiente para eliminar a área afetada. Estudos realizados na manufatura de aço de rolamentos AISI 52100 temperado e endurecido foi observado que a temperatura do processo (ao redor de 450° C) ocasionou uma difusão do carbono até a superfície, causando assim uma redução da dureza presente até 100 micrómetros por baixo da superfície (ROWE,2014). Nos resultados do estudo anterior (Figura 33) pode se notar como na superfície aumenta a concentração de carbono (observado como o incremento da área escura próxima à superfície) e diminui a microdureza.

Figura 33. Microseção mostrando o dano térmico a um aço temperado e endurecido AISI 52100 (esquerda) e amolecimento subsuperficial (direita).



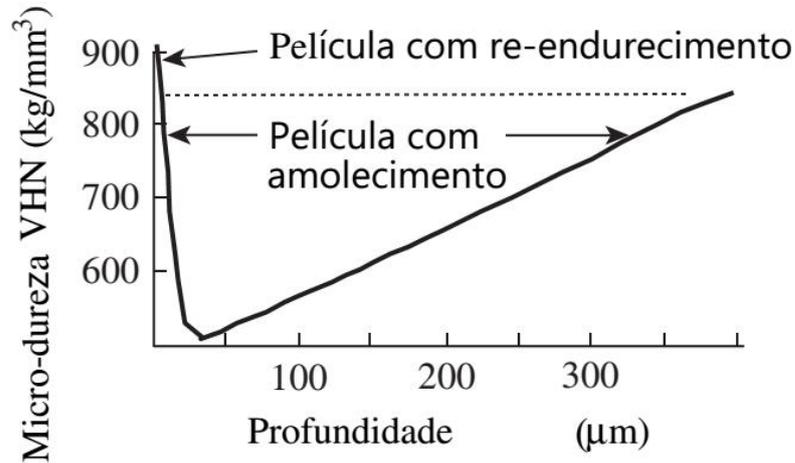
Fonte: Rowe (2014).

2.5.3 Retêmpera e reendurecimento

Os danos por retêmpera e endurecimento acontecem a temperaturas maiores às anteriores. Este fenômeno acontece a temperaturas maiores à temperatura de austenização, usualmente maiores que 750 °C. Quando a superfície da peça atinge a temperatura de austenização é formada austenita a qual seguidamente é resfriada pela temperatura do interior da peça formando martensita, e já que a transformação martensítica não precisa de difusão esta acontece em microssegundos. O aumento da microdureza na superfície está seguida por uma diminuição desta nas

profundidades seguintes, assim como pode ser observado na Figura 34 (LIU et al., 2015; ROWE,2014).

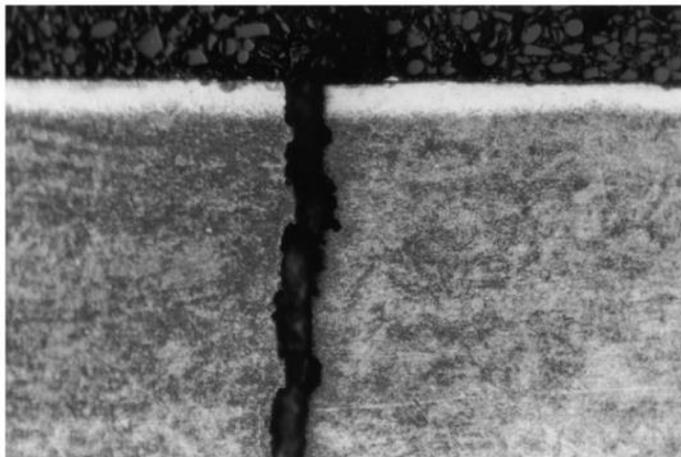
Figura 34. Mudanças da microdureza baixo da superfície



Fonte: Rowe (2014).

Neste processo uma camada dura e frágil de martensita é formada na superfície. Com o tempo de serviço, a fadiga pode gerar trincas superficiais e posteriormente a falha da peça. Se as expansões e contrações térmicas durante o processo forem grandes o suficiente podem surgir trincas mesmo sem solicitações mecânicas (Figura 35).

Figura 35. Trinca devido a dano térmico em aço AISI 52100

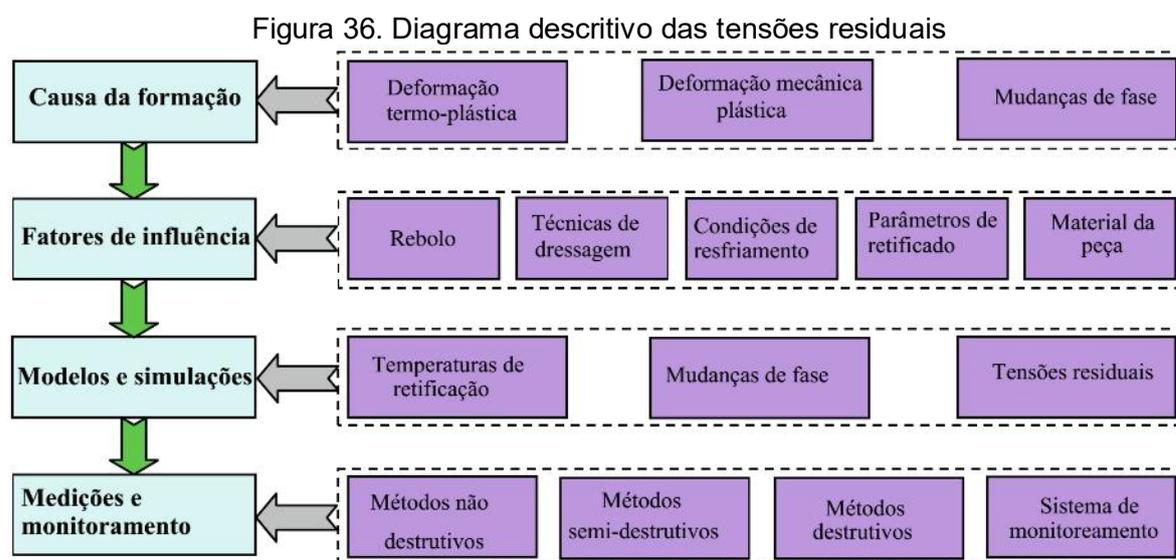


Fonte: Rowe (2014).

2.5.4 Tensões residuais

Os processos de fabricação, como usinagem, soldagem e todos os tratamentos de superfície, induzem tensões residuais na superfície de peças e estruturas metálicas (TOTTEN, HOWES, INOUE, 2002).

As tensões residuais induzidas pela retificação devem-se principalmente a três causas: (1) expansão térmica localizada ou contração do material do componente durante a retificação, (2) deformação plástica devido à abrasão do rebolo e (3) induzida pelas mudanças de volumes produzida pelas transformações de fase (DING et al., 2016; LIU et al., 2015; ZHANG et al., 2012). Na Figura 36 observa-se um diagrama descritivo global das tensões residuais.



Fonte: Ding et al. (2016)

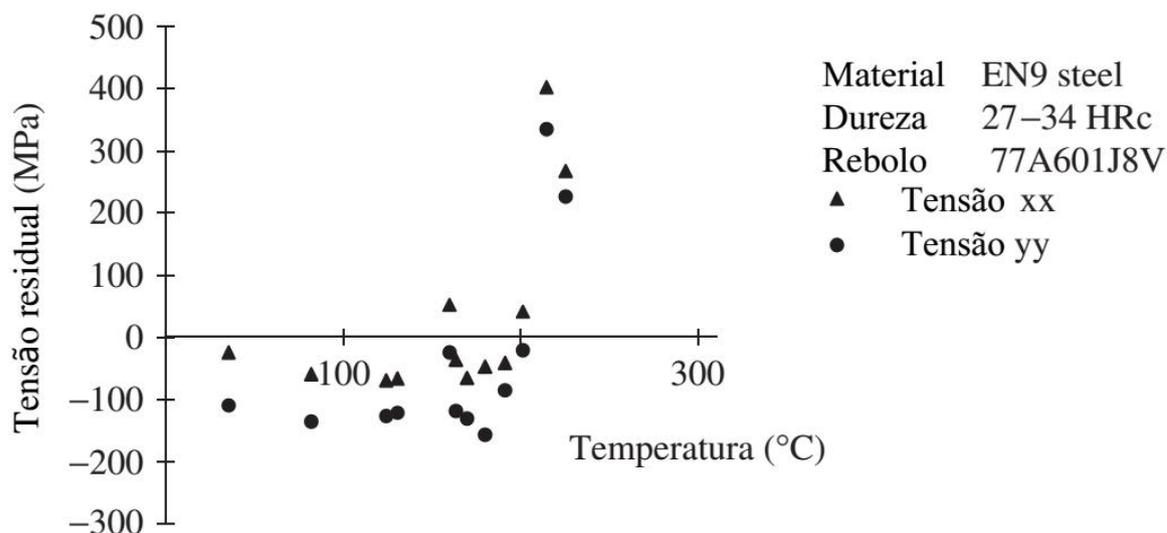
Por outro lado, o processo de expansão e contração térmica gera tensões residuais trativas. Com a ação do rebolo de corte, primeiramente acontece um aumento rápido da temperatura na superfície da peça, produzindo uma expansão seguido por uma contração. Se esta expansão produz deformação plástica a superfície da peça será tracionada pelo substrato (o qual foi unicamente deformado elasticamente) gerando tensões residuais trativas (DING et al., 2016; JAWAHIR et al., 2013).

Outra consequência da alta temperatura é que a tensão de escoamento diminui. Diminuindo assim, os efeitos do tratamento térmico e o encruamento do material sobre o escoamento.

As tensões de escoamento podem ser evitadas com retificações a temperaturas abaixo da temperatura de transição do material. O que pode ser realizado usando abrasivos com maior condutividade térmica que permitam manter uma alta taxa de remoção de material sem aumentar excessivamente a temperatura (ROWE, 2014).

Na Figura 37 é apresentada a temperatura de transição da tensão residual tratativa do aço EN9.

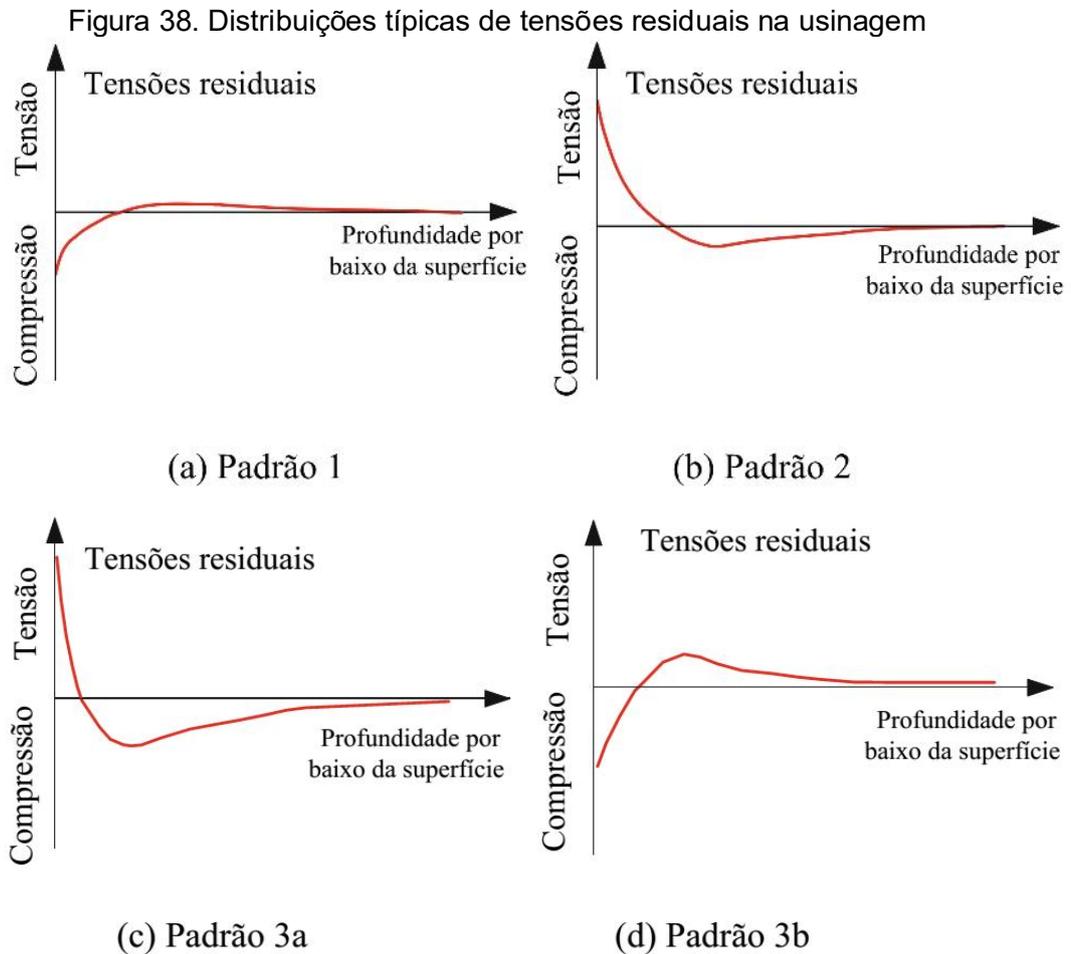
Figura 37. Transição a tensão residual tratativa no retificado do aço EN9 endurecido



Fonte: Rowe (2014)

Na pesquisa realizada por Ding et al. (2016) é possível observar algumas distribuições típicas de tensões residuais na superfície e subsuperfície da peça usinada. O padrão 1 ilustra as distribuições gerais de tensão residual causadas pela deformação plástica devido à abrasão mecânica; cuja tensão residual superficial é geralmente compressiva. O padrão 2 é típico de uma usinagem com tensões residuais tratativas devido à deformação plástica induzida termicamente. Os padrões 3a e 3b mostram o efeito da transformação de fase durante a retificação nas distribuições de tensão residual. Se a densidade da nova fase é maior àquela do material original, a superfície tende a reduzir seu volume, tracionando o substrato e gerando tensões residuais tratativas (padrão 3a). No entanto, se a densidade da nova fase é menor que

aquela da original, a tensão residual da superfície será compressiva (padrão 3b) porque o incremento do volume da nova fase do material é restringido pelo substrato do material.



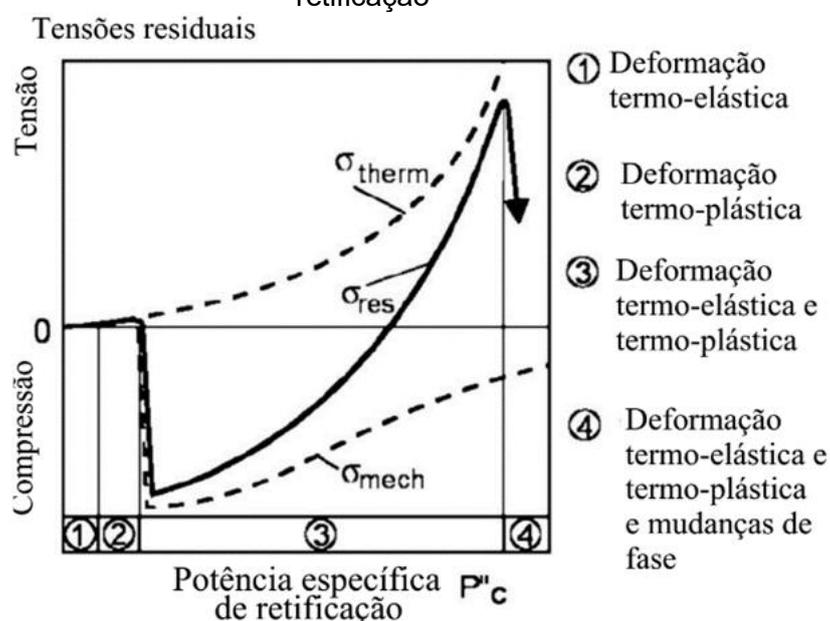
Fonte: Ding et al. (2016)

Na maioria dos casos acontece uma combinação dos efeitos anteriores, desta forma a deformação plástica mecânica induz tensões residuais compressivas, enquanto o efeito da mudança de fase, formando martensita (com uma microestrutura sobressaturada), produz tensões residuais trativas (ROWE, 2014; YOUTSOS, 2006; YU; LAU, 1999).

A relação qualitativa entre as tensões residuais na superfície da peça e a potência específica de retificação é mostrada esquematicamente na Figura 39 (DING et al., 2016; TONSHOFF; FRIEMUTH; BECKER, 2002). O estado de tensão residual é resultado de interações mecânicas e térmicas. Em baixas potências específicas de corte são esperadas somente tensões residuais induzidas termicamente pelo atrito

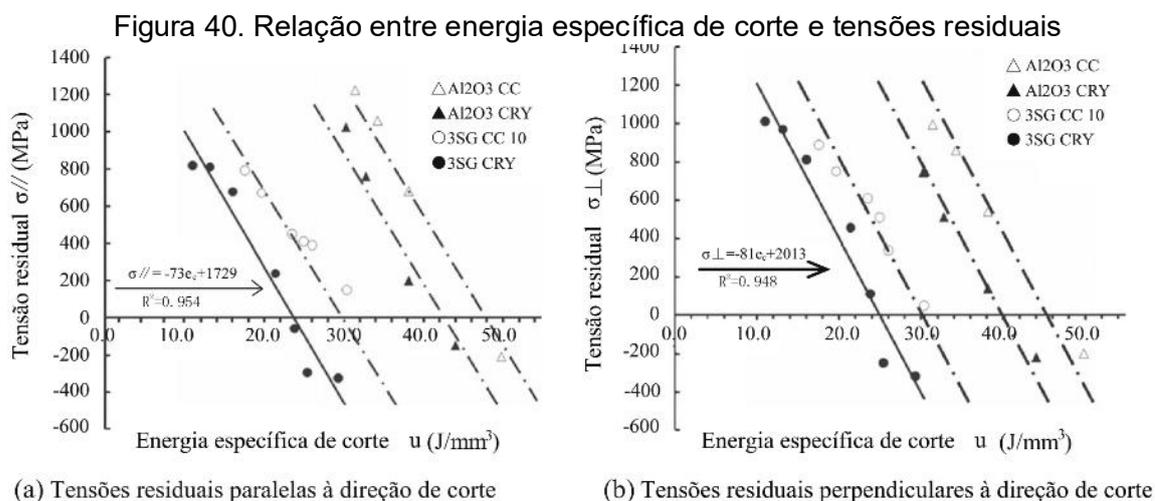
externo, como é mostrado em ① e ②. No entanto, quando a superfície da peça é deformada plasticamente por cargas mecânicas, surgem tensões de compressão significativas (③). Com o aumento da potência específica e, portanto, a temperatura na zona de contato, a carga mecânica diminui enquanto a carga térmica aumenta. Em potências específicas muito altas, um aumento adicional da tensão de tração pode ocasionar mudanças de fase as quais podem produzir mudanças na densidade da microestrutura gerando tensões trativas ou compressivas dependendo se a densidade da nova fase é maior ou menor da fase inicial (④).

Figura 39. Relação qualitativa entre as tensões residuais e a potência específica de retificação



Fonte: Tonshoff; Friemuth; Becker (2002)

Na pesquisa realizada por Ben Fathallah et al. (2009), os autores encontraram uma relação linear entre energia específica de retificação e as tensões residuais superficiais do aço AISI D2 após retificação convencional com rebolos de CBN e de alumina microcristalina. Esse comportamento linear é mantido com a troca do rebolo e a variação do método de resfriamento. Por exemplo, para um determinado rebolo, lubrificante e profundidade de corte, a relação linear permite estimar o nível de tensão residual na superfície medindo a força tangencial de corte e calculando a energia específica crítica na qual as tensões residuais passam de compressivas para trativas. Na Figura 40 podem observar-se alguns estudos realizados em relacionando ambas variáveis.

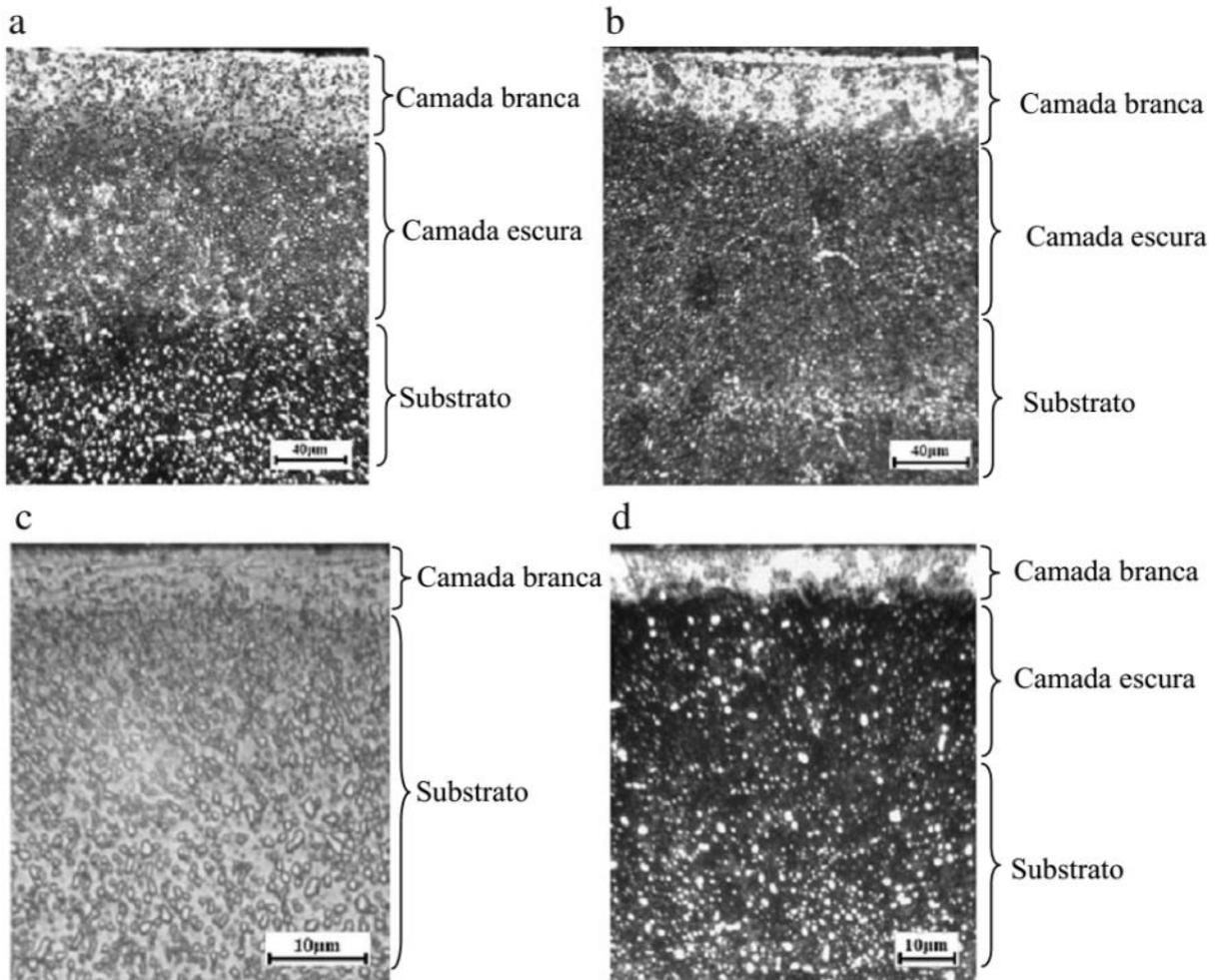


Fonte: Ben Fathallah et al. (2009)

Devido às modificações térmicas, mecânicas e interações químicas as superfícies usinadas diferem do substrato em termos de propriedades mecânicas e microestrutura. Em diferentes pesquisas sobre modificações microestruturais em peças submetidas ao processo de retificação mostram-se como essas mudanças são caracterizadas pela formação de camadas brancas e camadas escuras abaixo da superfície usinada. Estas primeiras estão formadas por martensita e austenita retida e recebem o nome devido a que nas imagens de microscópios aparecem com essa cor, e são associadas com tensões residuais trativas (GRZESIK, 2008; ROWE, 2014). O surgimento destas camadas acontece pelos seguintes mecanismos: (1) Aquecimento e resfriamento rápido, (2) alta taxa de deformação plástica e (3) reações da superfície com o entorno. Sendo o primeiro o fator mais dominante (AKCAN et al., 2002; RAMESH et al., 2005; CHOU; EVANS, 1999; GRIFFITHS, 1987; MAO et al. 2011). Embora o fator dominante seja as mudanças de temperatura, no estudo realizado por Mao (2011) são apresentados casos nos quais o dano térmico ocorre em temperaturas menores à temperatura de transformação, devido às tensões mecânicas e à deformação plástica.

No estudo realizado por Mao et al. (2011) foram apresentados as seguintes microestruturas (Figura 41) típicas das mudanças na retificação de aço AISI 52100 endurecido. Observa-se que em algumas ocasiões como nos casos b e d a diferença entre a camada escura e o substrato é muito sutil, enquanto a diferença com a camada branca é geralmente significativa.

Figura 41. Camadas afetadas na usinagem de aço 52100. (a) retificação de aço endurecido com velocidade do rebolo de 80 m/s, (b) com velocidade de 40 m/s, (c) aço recozido retificado a 40 m/s e (d) aço endurecido cortado com eletroerosão.



Fonte: Mao (2011)

2.6 ANÁLISES ENERGÉTICAS

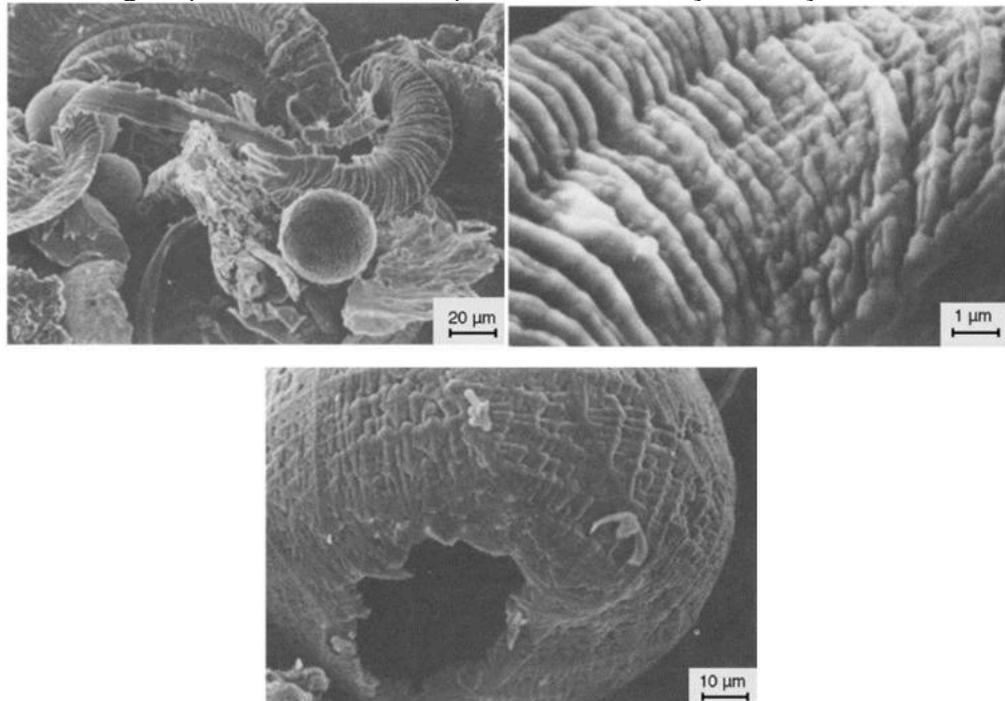
Durante a retificação são produzidas altas temperaturas na superfície de contato e no substrato da peça. Essas mudanças são maiores na superfície da peça, mas possuem uma menor duração. A temperatura do núcleo é responsável pela expansão térmica causando distorções e erros geométricos (MALKIN, 2008).

Em termos energéticos, a energia específica de retificação (u) é distribuída nas componentes de energia de formação de cavaco (u_{ch}), energia de deformação plástica (u_{pl}) e energia de deslizamento (u_{sl}) (MALKIN, 2008; BEN FATHALLAH, 2009; CHOI; SUBRAHMANYA, 2008).

$$u = u_{ch} + u_{pl} + u_{sl} \quad (15)$$

A energia de formação do cavaco está relacionada com o mecanismo de formação deste por cisalhamento. A diferença do torneamento e a fresamento, na retificação é gerado cavaco com maiores variações devido às formas e profundidades das partículas abrasivas dentro do rebolo. Através das imagens por microscopia eletrônica de varredura (MEV) da Figura 42 podem observar-se essas similaridades. Além disso, a forma redonda e oca é uma consequência dos efeitos da tensão superficial que atuam no cavaco enrolado fundido (MALKIN, 2008).

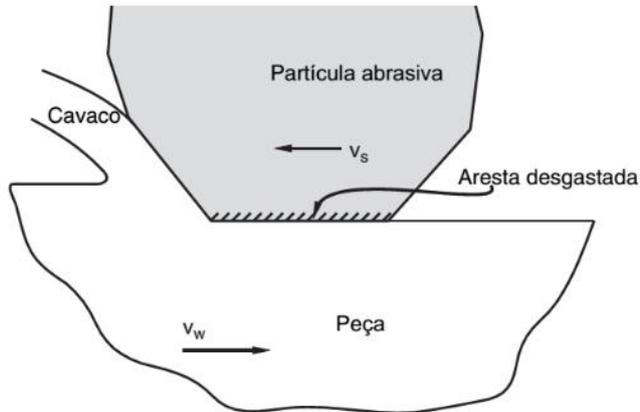
Figura 42. Imagem por MEV do cavaco produzido da retificação do aço AISI 1065



Fonte: Malkin (2008)

A componente de energia por deslizamento se refere às perdas energéticas pelo atrito entre os gumes desgastados das partículas abrasivas e a superfície da peça (Figura 43).

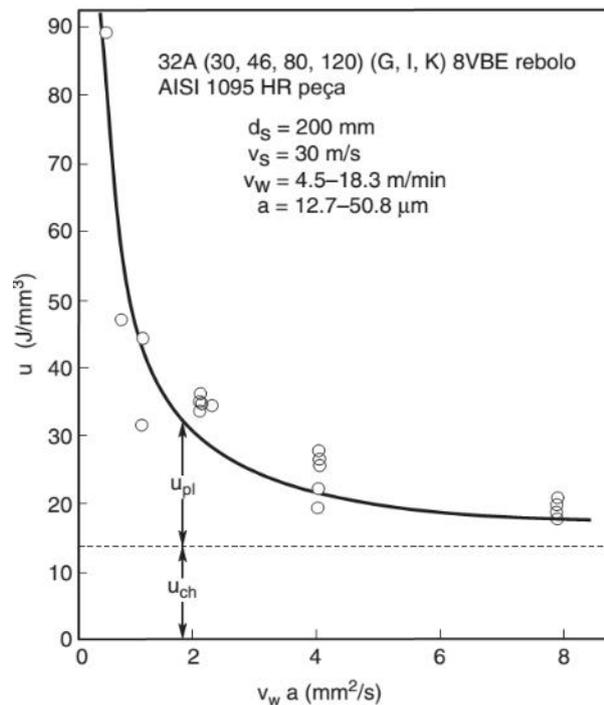
Figura 43. Ilustração de uma partícula abrasiva gerando cavaco com uma aresta desgastada deslizando sobre a superfície da peça



Fonte: Malkin (2008)

E a componente por deformação plástica se refere à energia consumida pelo processo de deformação plástica da superfície sem remoção de material. Na Figura 44 é mostrado como, para uma retificação cilíndrica de mergulho, a energia de deformação plástica diminui com o aumento da taxa de remoção de material por unidade de largura ($v_w a$) (MALKIN, 2008).

Figura 44. Energia específica de corte versus taxa de remoção volumétrica por unidade de largura em retificação reta de mergulho



Fonte: Malkin (2008)

2.6.1 Modelo de predição da queima

Diversos estudos mostram que as energias específicas de retificação são significativamente maiores do que a energia específica para outras operações de usinagem. Além disso, energias específicas maiores foram encontradas quando os parâmetros do processo foram ajustados para reduzir a espessura do cavaco não deformado, ou seja, diminuindo a velocidade da peça (v_w) ou a profundidade de corte (a) da Figura 45 (MALKIN, 2008).

A energia específica de corte e a geometria do contato entre o rebolo e peça influenciam a temperatura da peça e existem estudos nos quais foram propostos modelos que permitem estimar, após calibrações experimentais o acontecimento de danos térmicos (BEN FATHALLAH, 2009; CHOI; SUBRAHMANYA, 2008). Estes modelos consideram a equação utilizada por Malkin (2008):

$$P = u_0 b v_w a + B d_e^{1/4} a^{1/4} v_w^{1/2} b \quad (16)$$

Onde $Q_w = b v_w a$

Na qual u_0 e B são coeficientes a calcular na prática. Sendo seus valores próximos a:

$$u_0 = 0,45 u_{ch} \quad (17)$$

Onde u_{ch} é a energia específica para a formação de cavaco da peça.

$$B = \frac{k \theta_m}{\beta \alpha^{1/2}} \quad (18)$$

Onde:

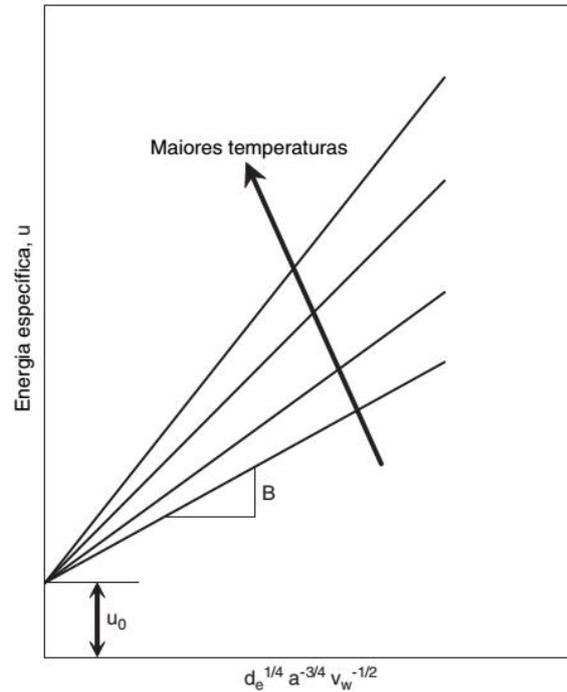
k : condutividade térmica da peça

θ_m : temperatura máxima na zona de retificação

β : Constante a definir durante a calibração

α : difusividade térmica

Figura 45. Linha de máxima temperatura de corte constante



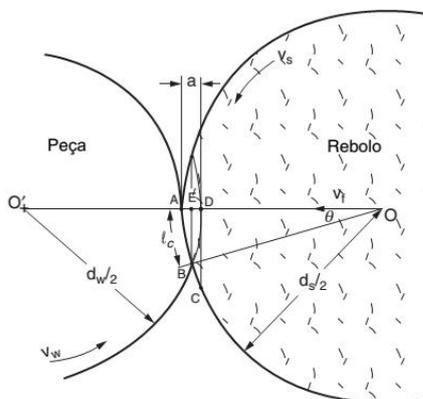
Fonte: Malkin (2007)

Um das variáveis do gráfico da Figura 45 é o diâmetro de rebolo equivalente calculado pela expressão seguinte (MALKIN, 2008):

$$AE = d_e = \frac{d_s}{1 \pm d_s/d_w} \quad (19)$$

Onde a distância AE está representada na Figura 46.

Figura 46. Ilustração da geometria de corte na retificação cilíndrica de mergulho



Fonte: Malkin (2008)

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão apresentados os equipamentos, materiais da ferramenta e da peça, os instrumentos de medição e os procedimentos que foram utilizados nesta pesquisa.

3.1 MATÉRIA PRIMA

As peças foram feitas de aço DIN 18CrNi8, com a seguinte composição:

Tabela 2. Composição química do aço DIN 18CrNi8

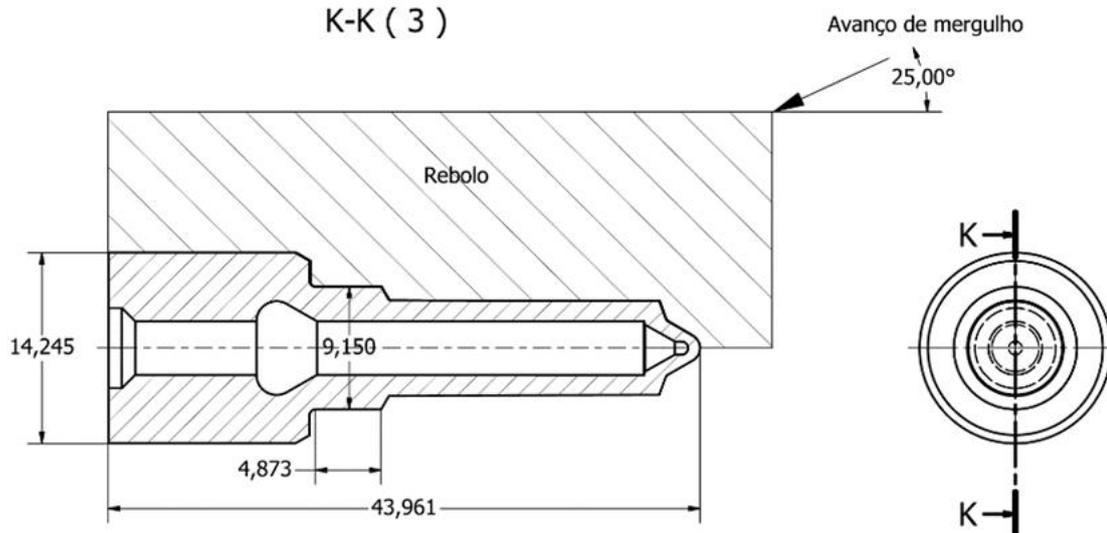
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
Composição	0,13 a	0,2	0,36 a	0,03	0,04	1,74 a	1,75 a
(%)	0,22	(Máximo)	0,64	(Máximo)	(Máximo)	2,16	2,15

Fonte: Adaptado do procedimento técnico da empresa parceira do projeto

3.2 PEÇA

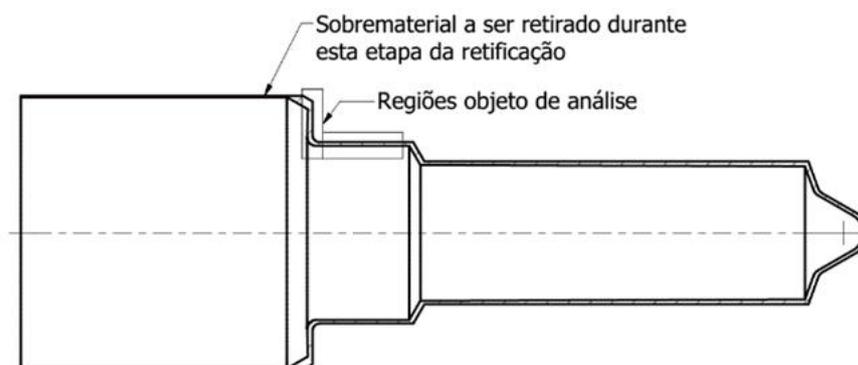
A peça a estudada foi o bico injetor de um motor a Diesel. Ela é previamente torneada, cementada, temperada e revenida com dureza de 800 HV, deixando um sobrematerial nominal total de 230,5 mm³. Para a fabricação desta peça são realizados vários processos de retificação (retificação interna e plana), nesta pesquisa se estudou especificamente a retificação cilíndrica externa de perfil por mergulho oblíquo de 25° com a horizontal, mostrado na Figura 47. De igual forma, o objeto da análise foi a superfície do ombro ressaltado na Figura 48, pois esta região é suscetível a maiores temperaturas e menores taxas de transferência de calor, fenômeno evidenciado através de análises prévias da empresa sobre suas linhas de produção. As dimensões nominais da peça e a superfícies sobre a qual se avaliou a integridade superficial se encontram na Figura 47 e Figura 48 respectivamente.

Figura 47. Dimensões da peça
K-K (3)



Fonte: Adaptado da empresa parceira do projeto

Figura 48. Superfície com integridade superficial comprometida e objeto de estudo



Fonte: Adaptado da empresa parceira do projeto

3.3 RETIFICA CILÍNDRICA EXTERNA

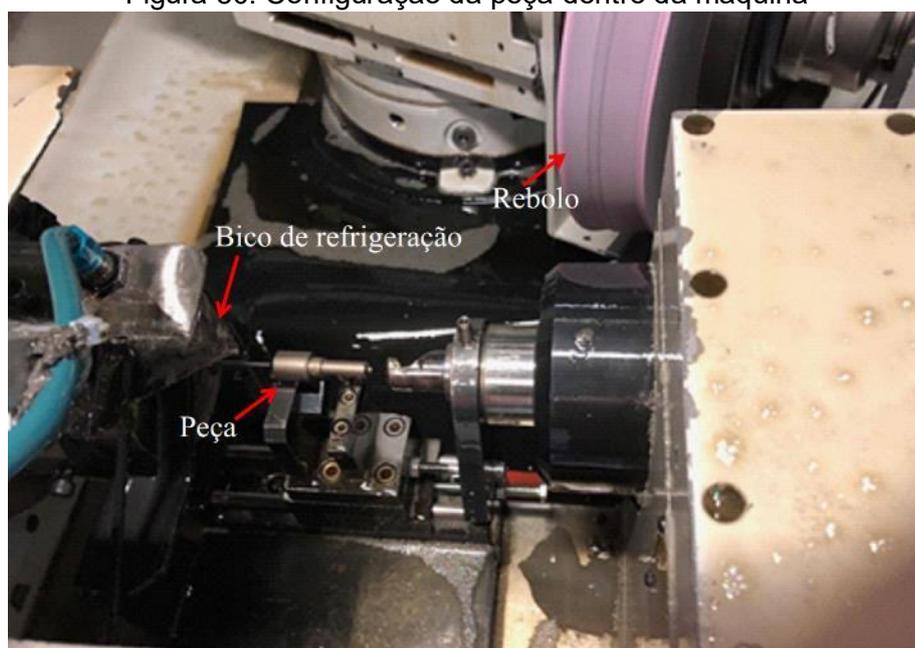
As peças foram usinadas numa retifica cilíndrica externa marca ZEMA, Numerika GL-600-HP com controle FANUC 0i-TD. Essa máquina é utilizada para a fabricação do bico injetor da Figura 47.

Figura 49. Imagem da retifica cilíndrica externa ZEMA.



Fonte: Empresa parceira do projeto.

Figura 50. Configuração da peça dentro da máquina



Fonte: Empresa parceira do projeto.

3.4 REBOLOS

Foram testados dois tipos de rebolos. O primeiro de alumina monocristalina e o segundo de alumina microcristalina.

1. AA 80.3 K8 V11 (Alumina eletrofundida - Saint-Gobain)
2. 3NQP 120 J6 VS3 (Seeded-gel microcristalino - Saint-Gobain)

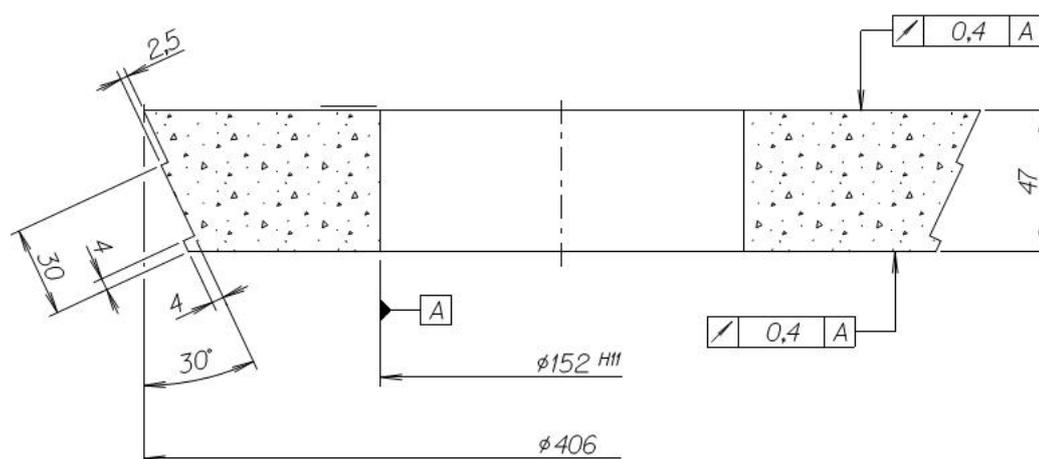
As características dos rebolos encontram-se na Tabela 3:

Tabela 3. Característica dos rebolos

Rebolo	AA 80.3 K8 V11	3NQP 120 J6 VS3
Abrasivo	Alumina branca monocristalina	Mistura de: 30% de alumina microcristalina 70% alumina monocristalina rosa 25A
Tamanho da partícula norma FEPA	Combinação de grãos F80, F120 e F150. Médio: F80 (194 μm)	F120 (115 μm)
Grau	K (mole)	J (mole)
Estrutura	8 (média)	6 (média)
Liga	Vitrificada	Vitrificada de nova geração

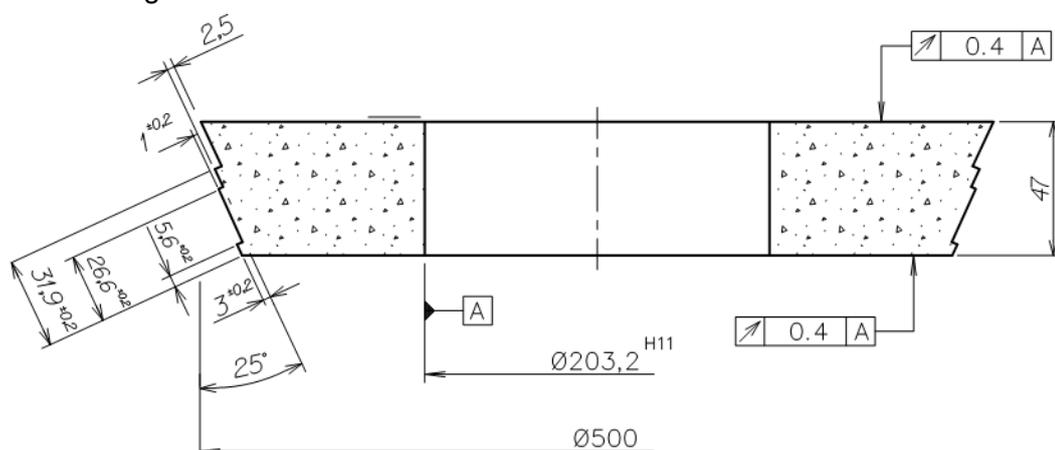
Fonte: O autor

Figura 51. Rebolo de alumina eletrofundida AA 80.3 K8 V11



Fonte: Empresa parceira do projeto

Figura 52. Rebolo de alumina microcristalina 3NQP 120 J6 VS3



Fonte: Empresa parceira do projeto

3.5 DRESSAGEM

Foi utilizado um disco dressador rotativo do fornecedor Dr. Kaiser modelo 47 048 37 010 disponível pela empresa.

Os parâmetros usados na dressagem são os seguintes.

Tabela 4 Parâmetros de dressagem

Parâmetro	Valor	Unidade
Velocidade periférica do rebolo	45	m/s
Nº de peças por dressagem	25	Peças
Rotação no rolo dressador	6000	rpm
Sentido de rotação no rolo dressador	Discordante	

Fonte: Empresa parceira do projeto

3.6 TÉCNICA DE LUBRI-REFRIGERAÇÃO

Foi utilizado um óleo integral ECOCUT HFN 5B do fornecedor Fuchs, que foi aplicado via a técnica convencional, abundância, com uma vazão de 56 l/min por meio de um bico refrigerante do tipo bico de pato direcionado até a peça.

Figura 53 Montagem dos bicos refrigerantes (esquerda) e detalhe do bico direcionado diretamente ao ombro da peça

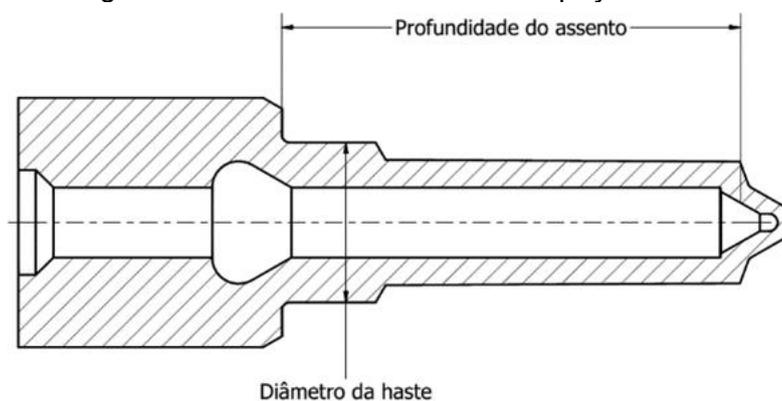


Fonte: Empresa parceira do projeto

3.7 EQUIPAMENTO PARA A MEDIÇÃO DIMENSIONAL

Com a finalidade de verificar as dimensões das peças usinadas foram realizadas medições de controle sobre o diâmetro da haste e a profundidade do assento da peça, essas medidas são mostradas na Figura 54.

Figura 54 Dimensões de controle na peça



Fonte: Adaptado da empresa parceira do projeto

Para as medições dos diâmetros se utilizou o equipamento óptico Opticline C305 do fabricante JenOptik, conforme mostra a Figura 55.

Figura 55. Equipamento de medição de diâmetros Opticlina C305



Fonte: Empresa parceira do projeto

Para as medições da profundidade do assento foi usado um relógio comparador calibrado da marca Mitutoyo com uma peça padrão, tal como se observa na Figura 56.

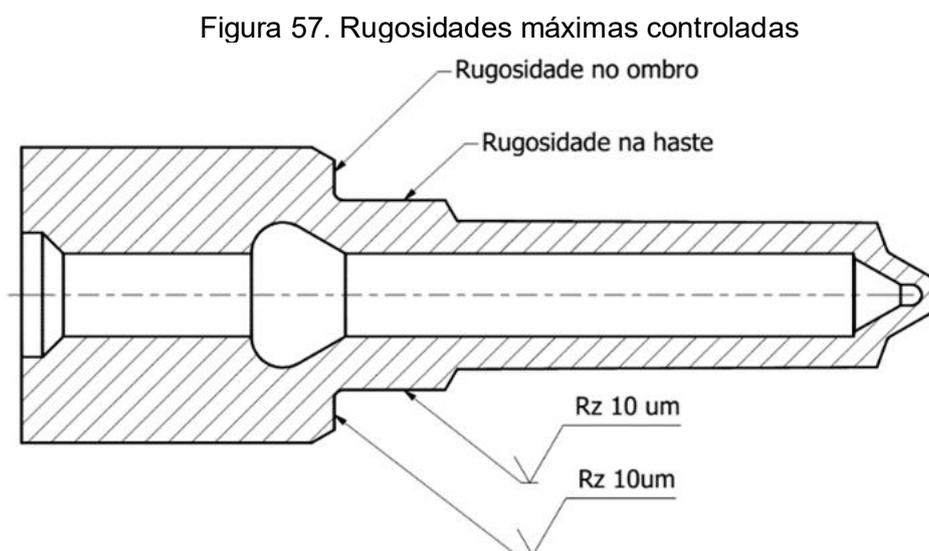
Figura 56 Relógio para medição da profundidade do assento



Fonte: Empresa parceira do projeto

3.7.1 Medição de rugosidade média (R_z)

Por cada configuração de parâmetros de corte e rebolo foram coletadas 8 amostras e nelas se mediram as rugosidades no ombro e na haste (Figura 57).



Fonte: Adaptado da empresa parceira do projeto.

Para realizar essas medições foi utilizado um rugosímetro digital 2D marca Mahr, modelo Perthometer PRK, com apalpador de ponta de diamante de 0,5mm de raio.

Figura 58. Rugosímetro (esquerda) e apalpador (direita)



Fonte: Empresa parceira do projeto.

3.8 MEDIÇÃO DE POTÊNCIA, FORÇA TANGENCIAL E ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE

Através de um equipamento de medição de potência Rexroth com cartão de aquisição de dados foram coletados os dados de corrente (I), tensão (V) e fator de potência ($\cos\varphi$) para cada uma das três fases que alimentam o motor de acionamento do cabeçote do rebolo, essa medição foi realizada cada 0,1 s durante o tempo de usinagem de todas as peças fabricadas. Conforme os dados obtidos foi calculada a potência elétrica consumida (P_e) e com o rendimento do motor (η) a potência mecânica (P_{mec}), as equações usadas foram as equações 20 e 21. Seguidamente foi feito o gráfico da potência mecânica (Figura 76), calculados os picos de potência e os valores base, depois com a diferença média entre os picos de potência e a potência base foi determinada a potência de corte para cada ensaio (Tabela 11).

$$P_e = \sqrt{3} I V \cos\varphi \quad (20)$$

$$P_{mec} = \eta P_e \quad (21)$$

Para todas as peças usinadas (50 unidades por cada combinação de parâmetros) foram coletados os dados de consumo de corrente elétrica (I), tensão (V) e fator de potência ($\cos\varphi$), para cada uma das três fases que alimentam o motor de acionamento do cabeçote do rebolo, essa medição foi realizada cada 0,1 s. Seguidamente foi calculada a potência elétrica (P_e) e com o rendimento do motor (η) foi obtida a potência mecânica (P_{mec}), através das equações 20 e 21. Depois foi realizado o gráfico da potência mecânica, identificando os picos de potência e os valores d e potência base, depois com a diferença média entre os picos de potência e a potência base foi determinada a potência de corte para cada ensaio.

Para obter a potência de corte consumida foi utilizado o instrumento Rexroth XM 21 IOT Gateway e um cartão de aquisição de dados de energia. O qual foi conectado ao motor de acionamento dos cabeçotes porta peça e porta rebolo.

3.8.1 Força tangencial

Com os valores de potência de corte (P_c) obtidos anteriormente e com a velocidade periférica do rebolo ($v_s = 45$ m/s), foi calculada a força tangencial (F_t) através da equação 22.

$$F_t = \frac{P_c}{v_s} \quad (22)$$

3.8.2 Energia específica de corte

Durante a usinagem das peças foram coletadas as medidas da matéria prima e das peças retificadas, dessa forma se calcularam os volumes de material removido (V_w). Adicionalmente, com as velocidades de avanço (v_f) e distância percorrida pelo rebolo foram determinados os tempos de usinagem (t_c) e com eles os valores das taxas de remoção de material (Q_w) (Tabela 5). Finalmente com as taxas de remoção de material e a potência de corte (P_c) se obtiveram os valores de energia específica de corte (u).

$$Q_w = \frac{V_w}{t_c} \quad (23)$$

$$u = \frac{P_c}{Q_w} \quad (24)$$

Tabela 5 Taxas de remoção de material

	Distância percorrida (mm)	Volume de material removido, V_w(mm³)	Avanços (mm/min)		
Desbaste	0,412	136,8315	7	10	13
Semi-acabamento	0,136	73,75	3	4,5	6
		Q_w para desbaste e semi-acabamento (mm³/s)	34	49	65

Fonte: O autor

3.9 MICROSCOPIO ELETRÔNICO DE VARREDURA (MEV)

Com a finalidade de analisar o desgaste dos rebolos foi utilizado um microscópio eletrônico de varredura FEI Quanta 200. Para as imagens obtidas foram usadas ampliações de 500x e de 1000x com a finalidade de poder comparar ambos rebolos e estudar os mecanismos de desgaste do processo.

Figura 59. Microscópio eletrônico de varredura



Fonte: Fornecedor FELMI-ZFE (2021)

3.10 EQUIPAMENTOS E PROCEDIMENTO DE CARACTERIZAÇÃO DAS CAMADAS COM QUEIMA E RETÊMPERA

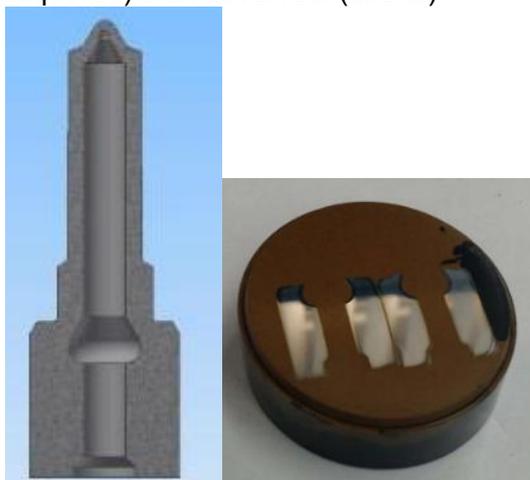
Para estudar a presença de queima e retêmpera na pesquisa foram coletadas 4 amostras por cada combinação de parâmetros, a preparação das amostras consistiu no corte longitudinal destas, obtendo-se as seções mostradas na Figura 61, seguida por um polimento e ataque químico com Nital ao 4%.

Figura 60 Corte longitudinal para medições no microscópio ótico



Fonte: Empresa parceira do projeto

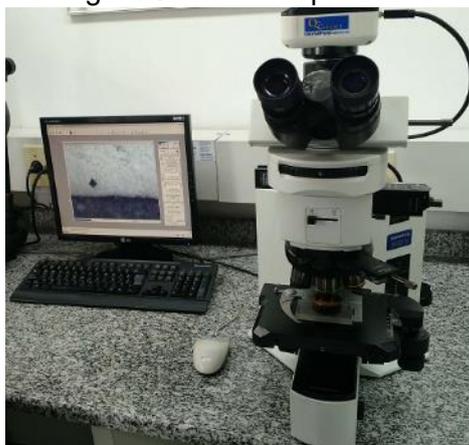
Figura 61 Seção longitudinal para medição de queima e retêmpera, modelo (esquerda) e amostra real (direita)



Fonte: Adaptado da empresa parceira do projeto

Seguidamente foram identificadas as amostras com manchas de queima e retêmpera e depois foram tomadas as medidas das espessuras das camadas com queima e retêmpera através de imagens tomadas com um microscópio ótico Olympus BX51M mostrado na Figura 62.

Figura 62 Microscópio ótico



Fonte: Empresa parceira do projeto

3.11 EQUIPAMENTO DE MEDIÇÃO DE MICRODUREZA

Com o intuito de medir a dureza em cada condição foram coletadas 4 amostras por combinação de parâmetros e na seção longitudinal (mostrada na Figura 63) de cada uma delas foram realizadas duas medições de dureza Vickers com uma carga de 0,5 kgf. A medição foi realizada na camada com retêmpera e no caso de não houver dano térmico a medição foi feita a uma profundidade de 0,05 mm da superfície. Essas medições se realizaram com um durômetro de Marca Struers e modelo Duramin.

Figura 63 Durômetro

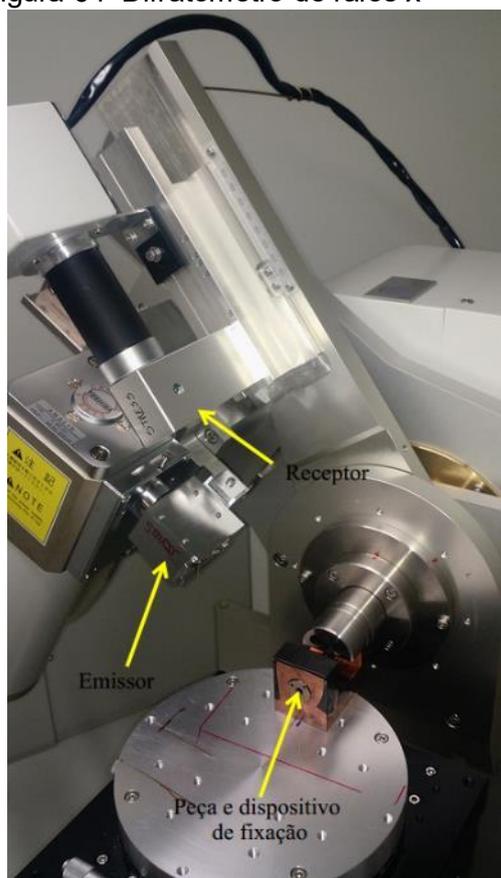


Fonte: Empresa parceira do projeto

3.12 MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS

As medições das tensões residuais foram realizadas com o difratômetro de raios x marca Shimadzu modelo XRD-700 Maxima mostrado na Figura 64.

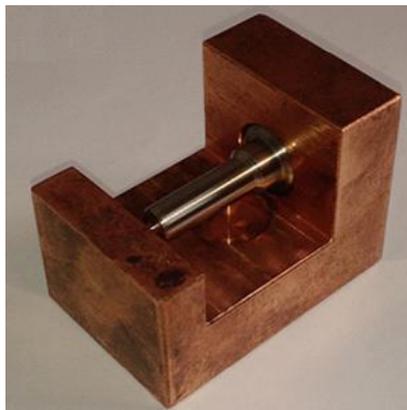
Figura 64 Difratômetro de raios x



Fonte: UTFPR

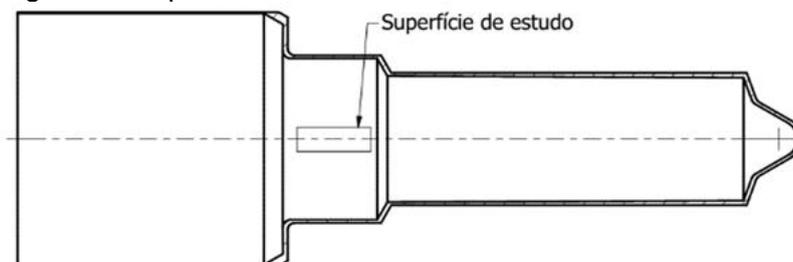
Para a fixação e isolamento da amostra foi projetado e fabricado um dispositivo de cobre (Figura 65), o qual tem a função de localizar o feixe de raios x exatamente na região de interesse (Figura 66) e isolar os sinais refletidas por outras superfícies vizinhas.

Figura 65 Dispositivo de isolamento e fixação das amostras para medição de tensões residuais



Fonte: O autor

Figura 66 Superfície de estudo das tensões residuais

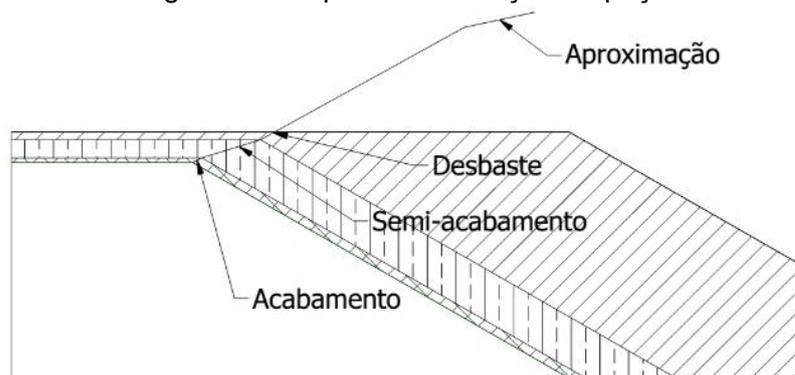


Fonte: O autor

3.13 ETAPAS DA RETIFICAÇÃO

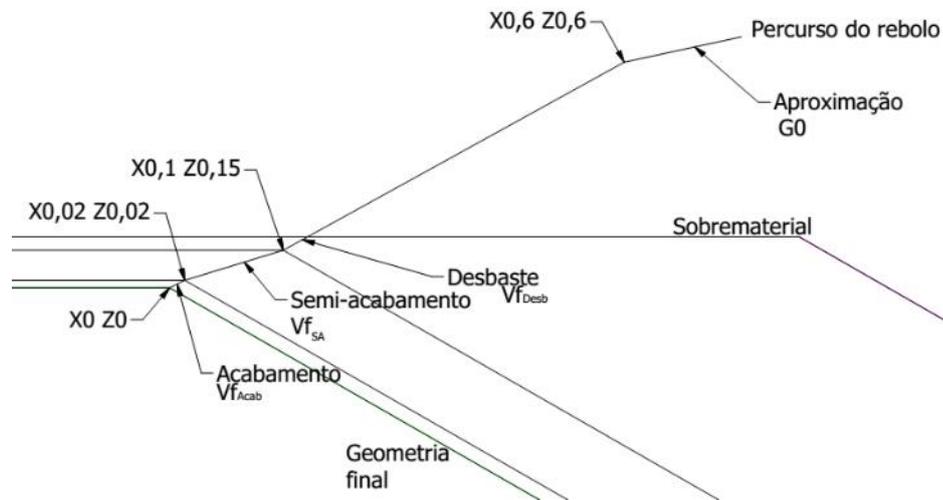
A retificação das peças é realizada em várias etapas: Aproximação, desbaste, semi-acabamento, acabamento e centelhamento, cada uma com diferentes dimensões (Figura 68) e volumes de material removido (Figura 67).

Figura 67. Etapas da retificação da peça



Fonte: O autor

Figura 68. Percurso da ferramenta



Fonte: O autor

Tabela 6. Parâmetros de corte

Etapa	Sobrematerial		Velocidade de avanço v_f (mm/min)	Velocidade periférica do rebolo	Velocidade de rotação da peça
	X (mm)	Z (mm)			
Aproximação	0,6	0,6	50	45 m/s	1050 rpm ou 1200 rpm
Desbaste	0,1	0,15	Vfd		
Semi-acabamento	0,02	0,02	Vf_{sa}		
Acabamento	0	0	0,5		
Centelhamento	0	0	0		

Fonte: Adaptado da empresa parceira do projeto

Como pode ser observado na Figura 67, Figura 68 e na Tabela 6 o corte inicia com uma aproximação rápida a velocidade de avanço de posicionamento até a medida X (diâmetro) e Z, seguida por uma etapa de desbaste com velocidade de avanço controlada F_{Desb} , seguida por o semiacabamento, acabamento e um centelhamento de 1 s. Sendo os volumes teóricos removidos da peça (sem deflexões) os valores de V_w calculados geometricamente na Tabela 6.

3.14 PLANEJAMENTO DO EXPERIMENTO

A integridade superficial será avaliada em termos de dano térmico através de:

1. Microdureza
2. Presença de queima por ataque químico
3. Tensões residuais

E através de tolerâncias dimensionais e de forma como:

1. Dimensões
2. Rugosidade

Os fatores que influenciam a integridade superficial das peças produzidas por retificação cilíndrica de mergulho têm sido estudados por várias pesquisas destacando-se os seguintes (MALKIN, 2008; BEN FATHALLAH, 2009; CHOI; SUBRAHMANYA, 2008):

- Velocidade de avanço de mergulho
- Velocidade de corte do rebolo
- Profundidade de corte
- Velocidade de rotação da peça
- Refrigerante
- Tipo de rebolo
- Taxa de remoção de material
- Volume de material removido
- Diâmetro da superfície
- Comprimento

Devido às particularidades da peça existem parâmetros que não podem ser modificados já que são próprios das especificações do projeto (diâmetro, comprimento, volume de material removido, etc.), por outro lado existem parâmetros interdependentes como a volume de material removido, velocidade de avanço e taxa de remoção de material. Por essa razão foram escolhidos para variar os seguintes parâmetros, os quais tem influência direta nos modelos de queima usados previamente: Velocidade de avanço de mergulho, velocidade de rotação da peça e tipo de rebolo.

Em função das pesquisas prévias como os modelos de Ben Fathallah et. al (2009), Malkin (2008) e Choi e Subrahmanya (2008) foram identificados os parâmetros com influencia sobre a integridade superficial, propondo os seguintes valores (Tabela 7), para sua definição se previu um melhor desempenho dos rebolos de alumina microcristalina os quais permitam maiores velocidades de avanço de mergulho e de rotação da peça.

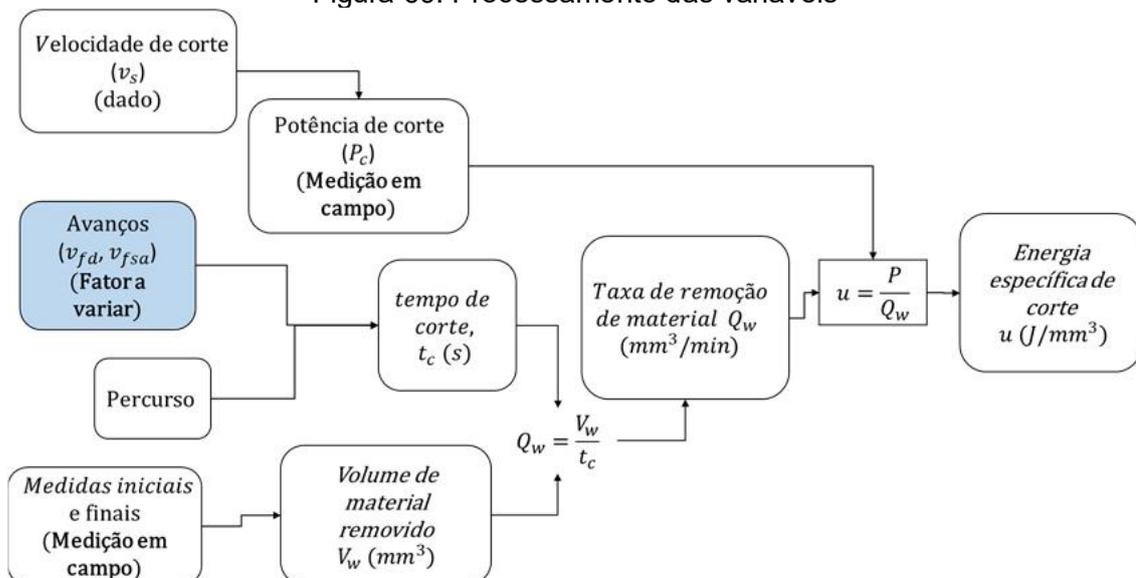
Tabela 7. Fatores e níveis do experimento

Número	Fator	Valores			
1	Velocidade de avanço (mm/min)	F_{Desb}	7	10	13
		F_{SA}	3	4,5	6
2	Velocidade de rotação da peça n_w (rpm)	1050		1200	
3	Rebolos de alumina	Monocristalina		Microcristalina	

Fonte: O autor

E para os cálculos correspondentes foi utilizada a seguinte metodologia conforme o fluxograma da Figura 69.

Figura 69. Processamento das variáveis



Fonte: O autor.

Conforme à análise anterior foram realizados 18 ensaios de 50 peças (2 dressagens por ensaio), requerendo a produção de 900 peças em total.

3.15 AMOSTRAGEM

Por cada configuração de fatores foram realizadas duas operações de dressagem, sendo cada uma de 25 peças, e foram segregadas as seguintes peças para os testes listados na Tabela 8.

Tabela 8. Segregação de peças para testes

Teste	Amostras por configuração	Peça segregada por lote de dressagem
Diâmetro da haste e profundidade do assento	12	1, 2, 3, 23, 24, 25
Rugosidade	4	1, 25
Dureza	4	1, 25
Microscopia e ataque com Nital	4	1, 25
Tensões residuais	2	24

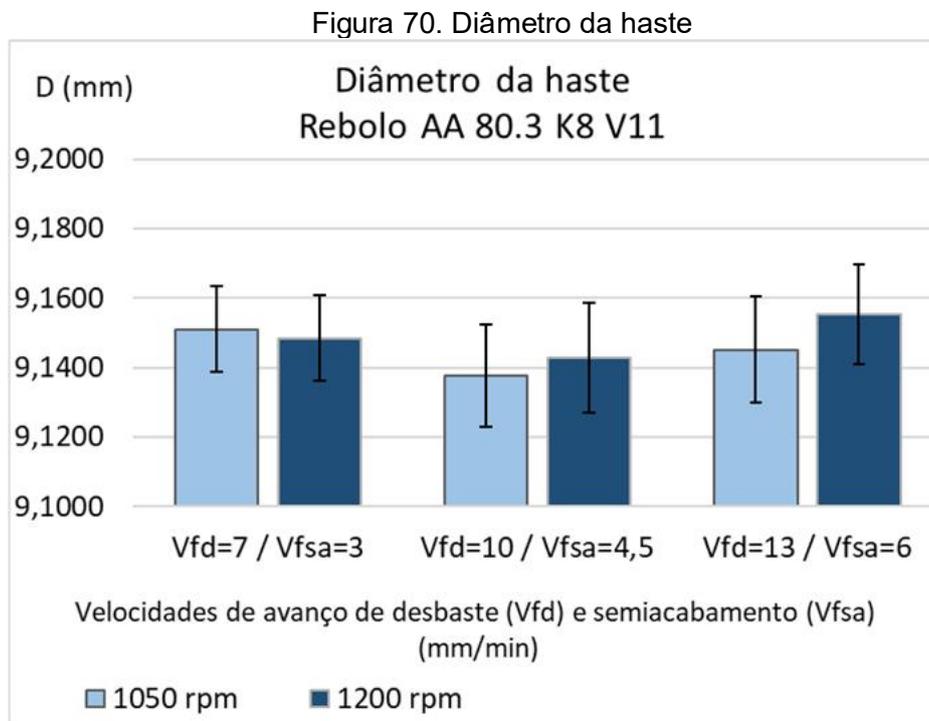
Fonte: O autor

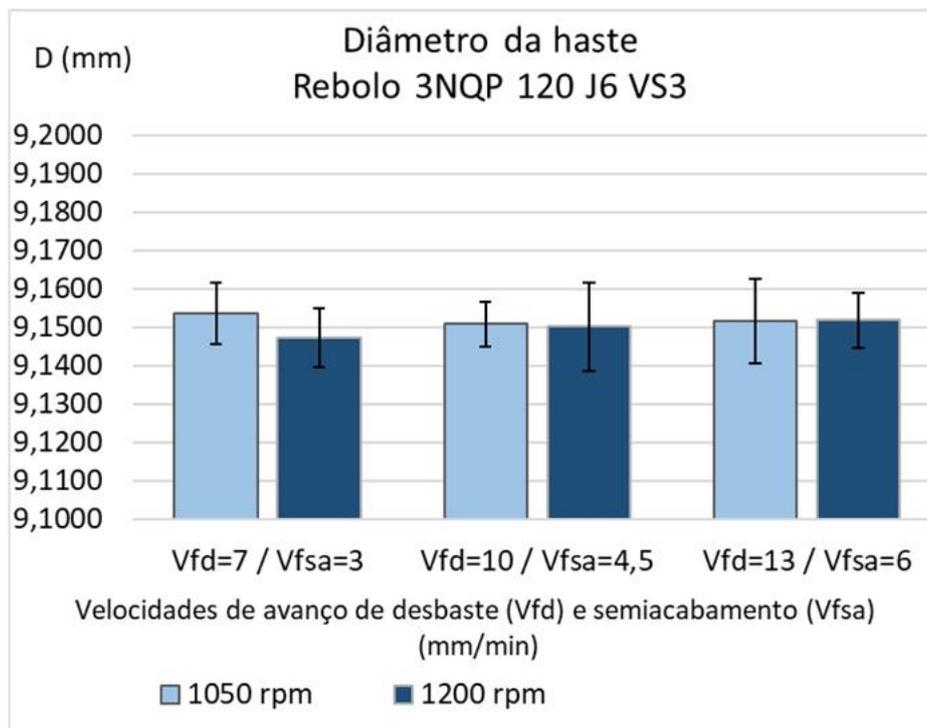
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos conforme a metodologia mostrada no capítulo anterior. Os resultados são referentes às medições de diâmetro, profundidade do assento, rugosidade, potência de corte, energia específica de corte, espessuras das camadas com queima e retêmpera, tensões residuais e microdureza.

4.1 DIMENSÕES DA PEÇA

Com a finalidade de controlar as dimensões das peças usinadas foram coletados os dados de diâmetro da haste e profundidade do assento das primeiras e últimas três peças de cada dressagem, obtendo-se as médias e o intervalos de confiança de 95%. As medições do diâmetro da haste são apresentadas na Figura 70.

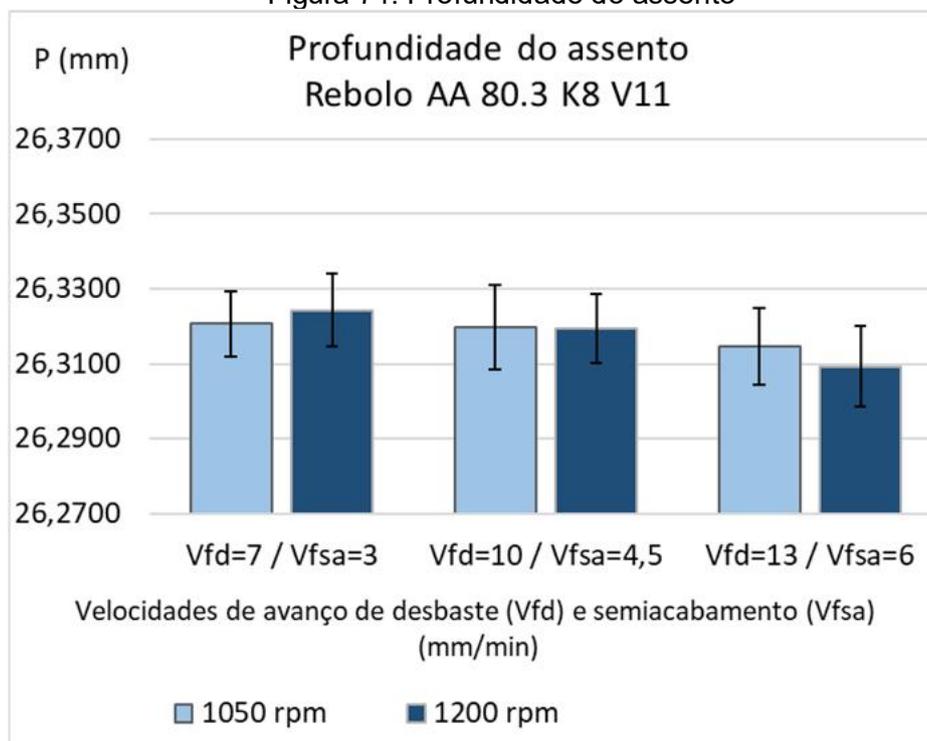


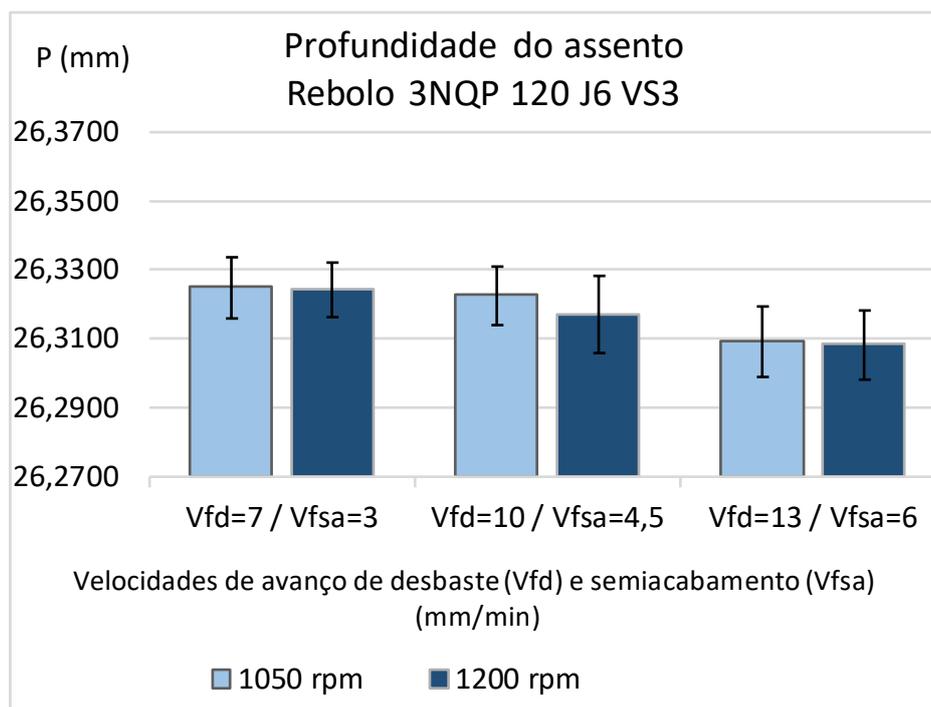


Fonte: O autor.

De igual maneira os resultados referentes à profundidade do assento são mostrados na Figura 71.

Figura 71. Profundidade do assento



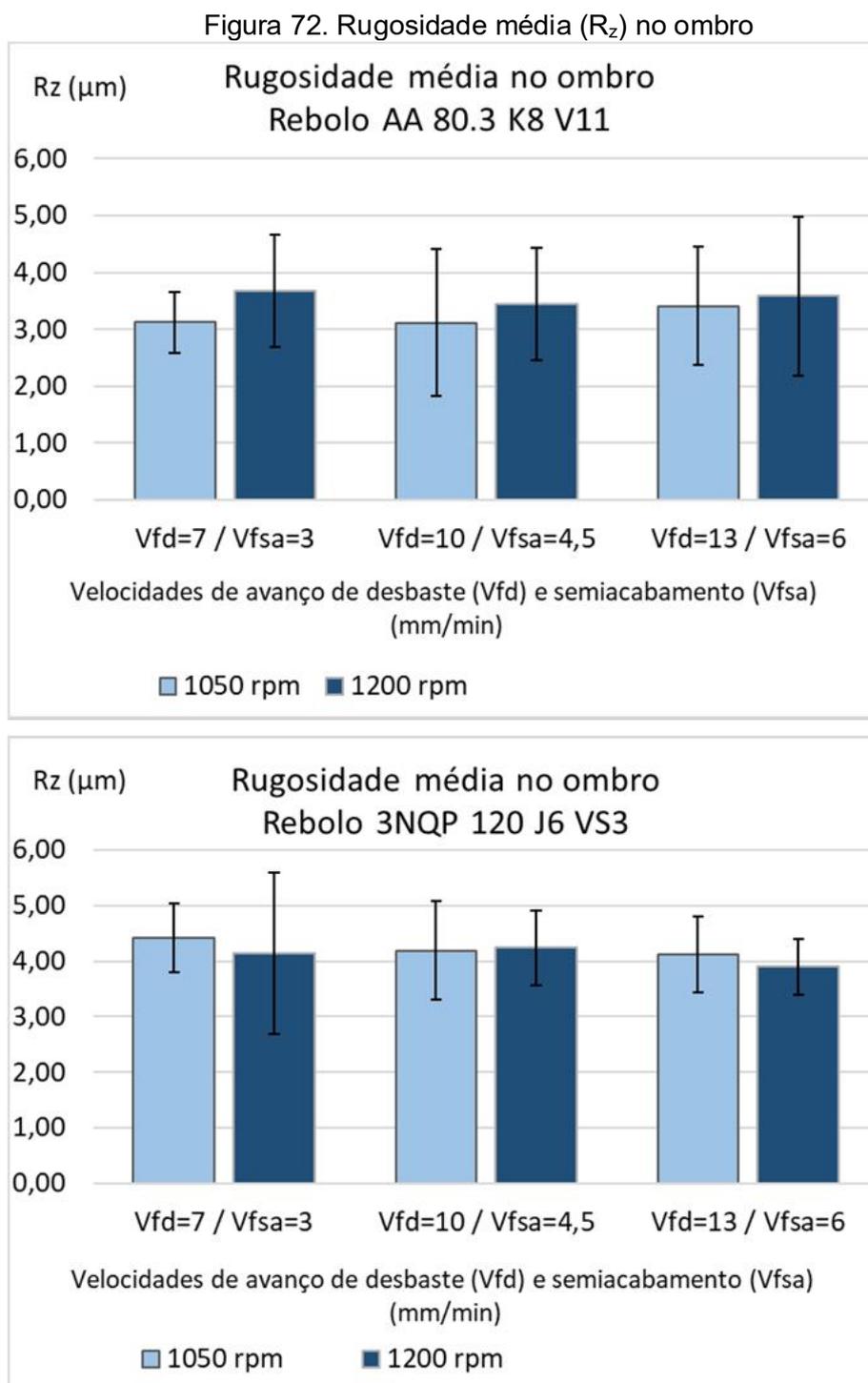


Fonte: O autor.

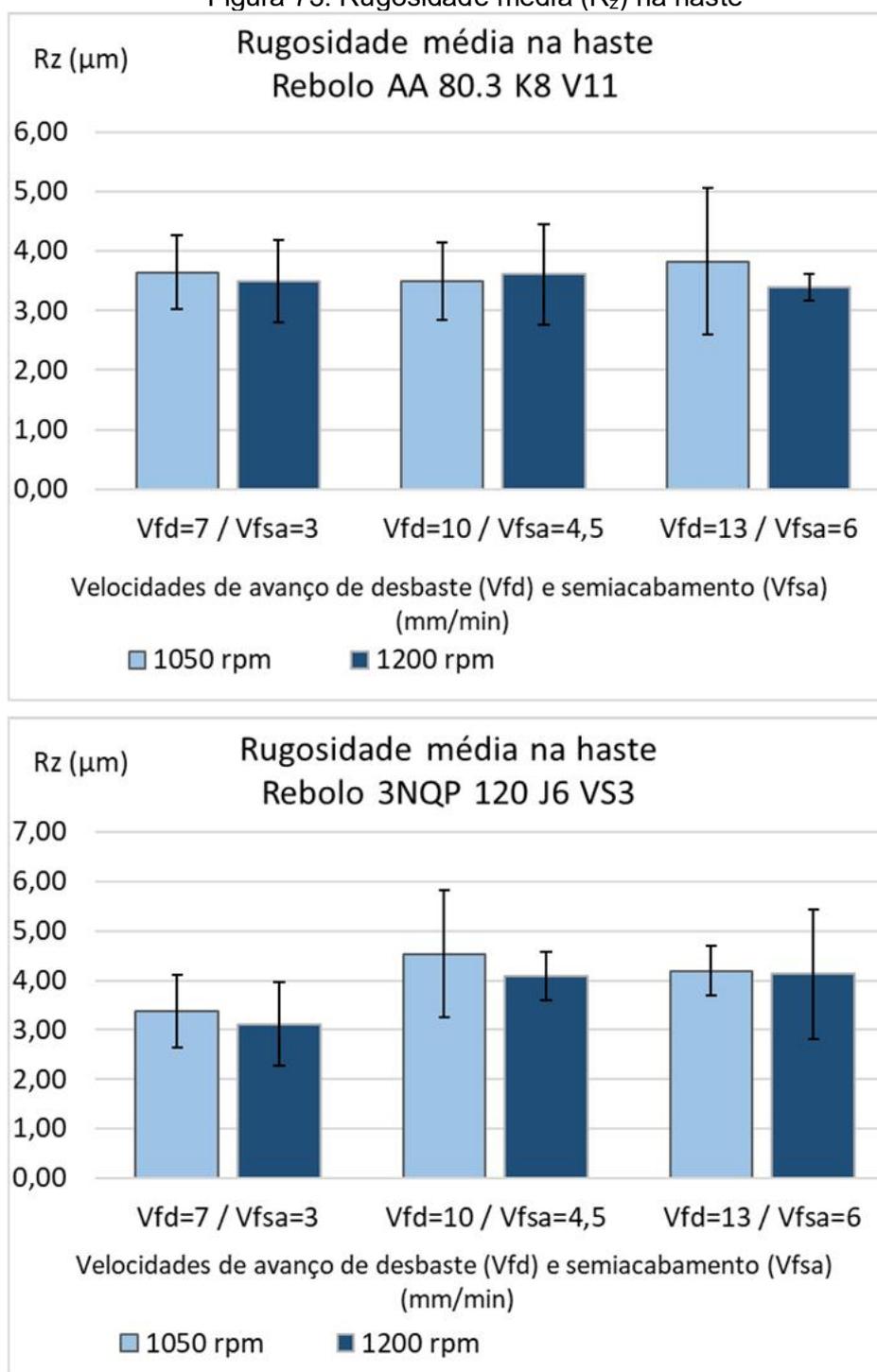
Através dos resultados obtidos é possível observar que as tolerâncias requeridas foram atingidas adequadamente através de todas as combinações de parâmetros e rebolos para um intervalo de confiança de 95%. Desta maneira, observa-se como as dimensões finais das peças não foram afetadas pelas variações dos parâmetros de corte, por outro lado devido à frequência de dressagem o desgaste dos rebolos foi mínimo evitando variações dimensionais significativas. É importante destacar que foram realizadas tentativas de medir o desgaste dos rebolos, as quais deram como resultado um desgaste quase nulo. Como o principal interesse da pesquisa é analisar o dano térmico e a integridade superficial, os parâmetros de corte variados correspondem às operações de desbaste e semiacabamento, nas quais acontecem os maiores consumos energéticos e maiores potências, sendo assim não foram variadas as velocidades de avanço no acabamento, nem o tempo de centelhamento. Dessa forma não houve uma diferença significativa nas dimensões finais. Por outro lado, foi variada a velocidade de rotação da peça durante todos os processos, mas este fator não teve uma influência significativa nas dimensões finais.

4.2 RUGOSIDADE

Através do procedimento apresentado no capítulo anterior foram obtidos os resultados de rugosidade média (R_z) no ombro e na haste (Figura 72 e Figura 73).



Fonte: O autor

Figura 73. Rugosidade média (R_z) na haste

Fonte: O autor.

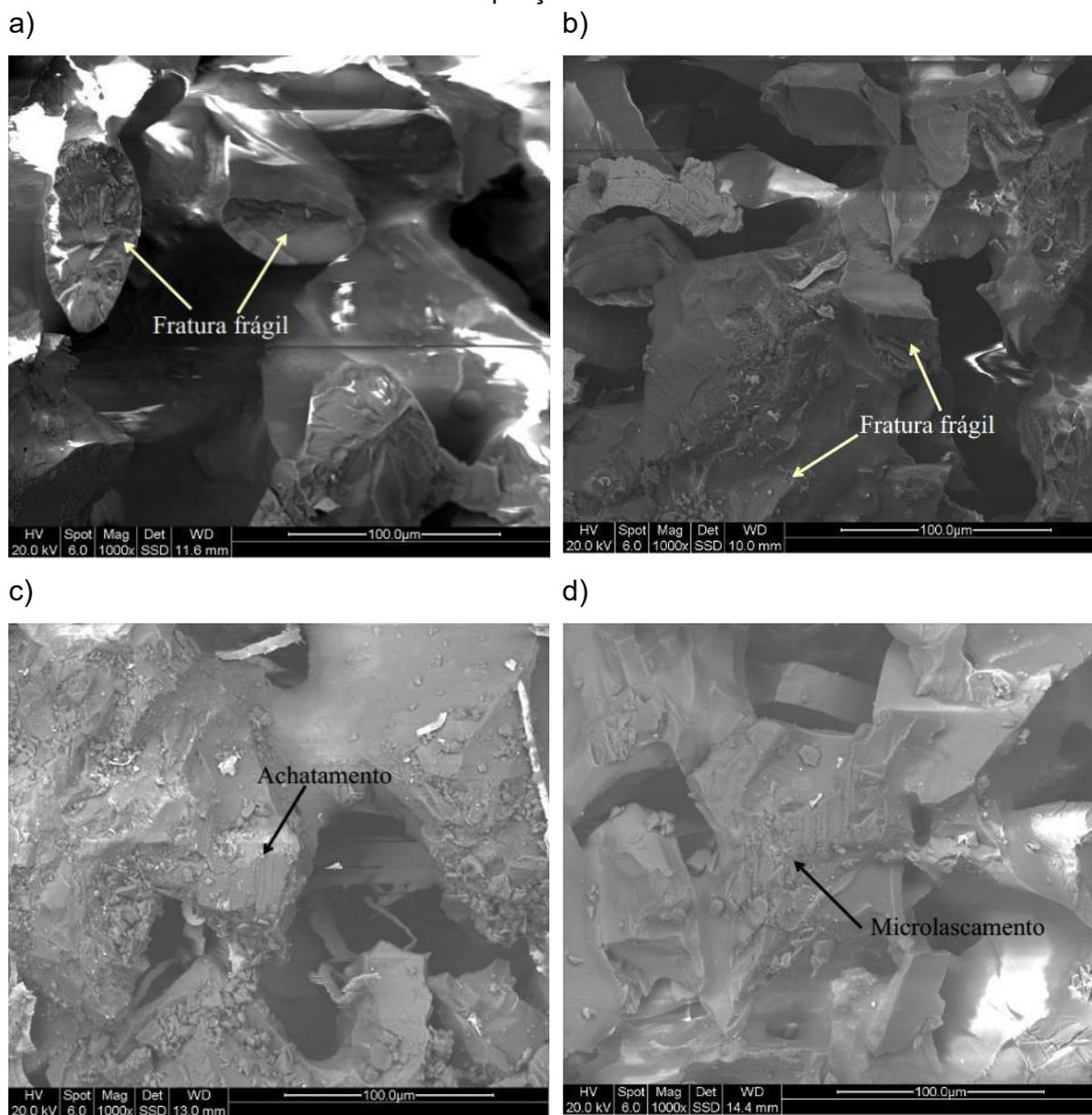
Conforme os resultados obtidos é possível observar como para ambos os rebolos não foram ultrapassadas as rugosidades médias (R_z) requeridas. De igual maneira não houve uma diferença significativa por causa da variação dos parâmetros de corte no desbaste e no semiacabamento na rugosidade das peças usinadas. Este

resultado pode ser devido à alta frequência de dressagem dos rebolos minimizando o desgaste e seu efeito sobre a topografia da superfície.

4.3 DESGASTE DOS REBOLOS

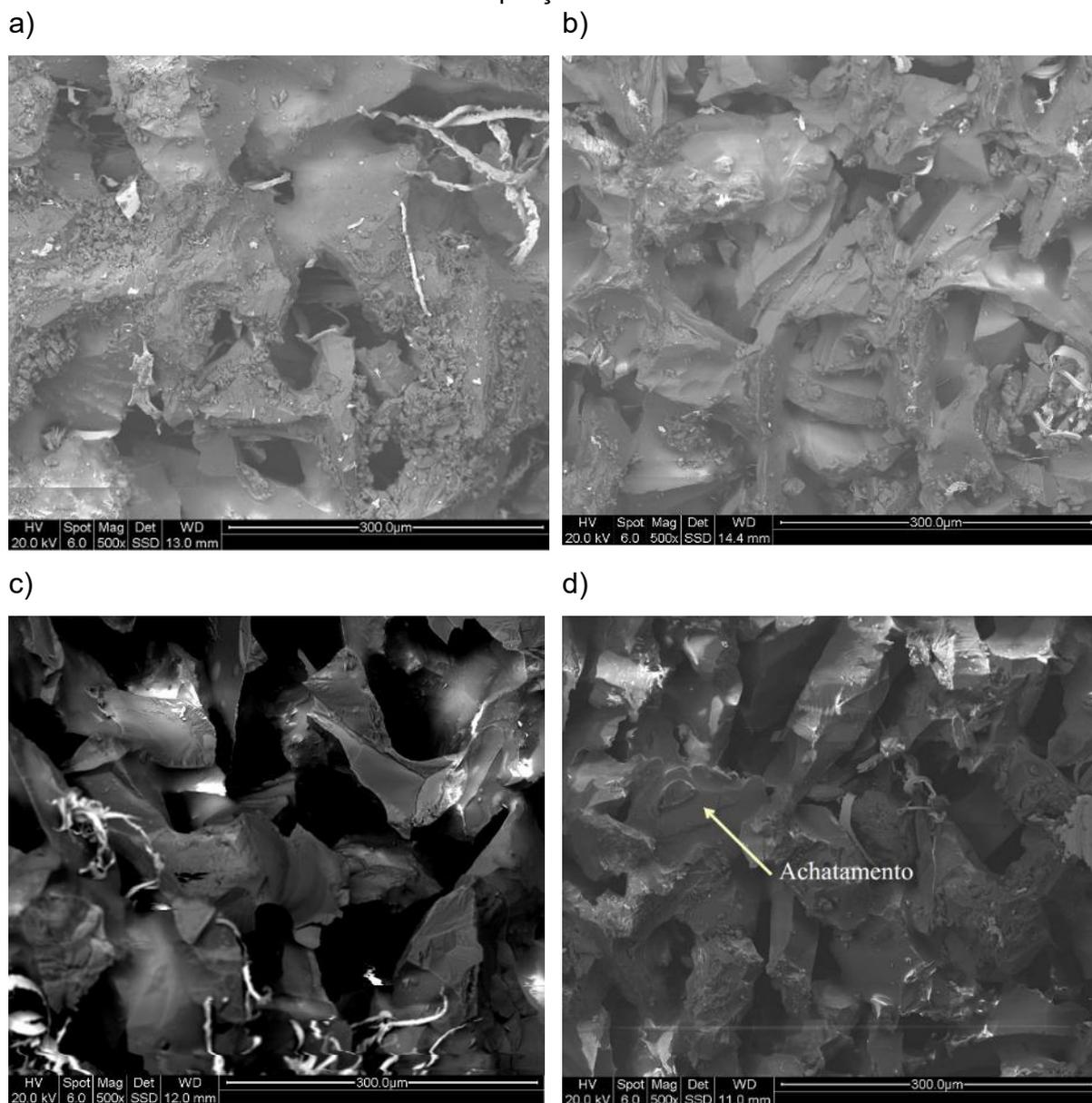
Com o uso de um microscópio eletrônico de varredura (MEV) foram obtidas imagens do desgaste dos rebolos de alumina monocristalina e microcristalina, com velocidade de avanço de desbaste de 13 mm/min, velocidade de rotação da peça de 1050 rpm e depois de ter usinado 25 peças, a qual é a condição estimada com o desgaste mais severo. Dessa maneira pode ser observado o desgaste por fratura frágil no grão abrasivo (Figura 74, a) e o achatamento do grão (Figura 74, c). Em relação ao rebolo de alumina microcristalina se identificaram sinais de desgaste por fratura frágil (Figura 74, b) e por microlascamento (Figura 75, d). Nos estudos realizados por Klocke (2009), Rowe (2014) e Nizankowski (2002) é possível notar que os diferentes mecanismos de desgaste dos rebolos de alumina microcristalina e monocristalina influenciam na maior capacidade de autoafiação por parte da alumina microcristalina, em parte propiciada pelo microlascamento devido à fadiga térmica. Adicionalmente na pesquisa realizada por Mayer et. al (2006) e Klocke (2002) observou-se como as altas temperaturas e seu efeito na deformação plástica tem uma alta influência no desgaste e na topografia da superfície abrasiva, podendo ser em alguns casos o fator principal do desgaste junto com as tensões mecânicas. Os resultados também estão em concordância com a pesquisa realizada por Ben Fathallah et al. (2009), onde se mostra como o achatamento da superfície do grão e o microlascamento são os principais mecanismos de desgaste dos abrasivos de alumina monocristalina e microcristalina. É importante destacar que o desgaste dos rebolos foi baixo devido à alta frequência de dressagem requerida para evitar variações dimensionais e de rugosidade.

Figura 74. Imagens no MEV dos rebolos monocristalino (esquerda) e microcristalino (direita) com ampliação de 1000x



Fonte: UTFPR.

Figura 75. Imagens no MEV dos rebolos monocristalino (esquerda) e microcristalino (direita) com ampliação de 500x

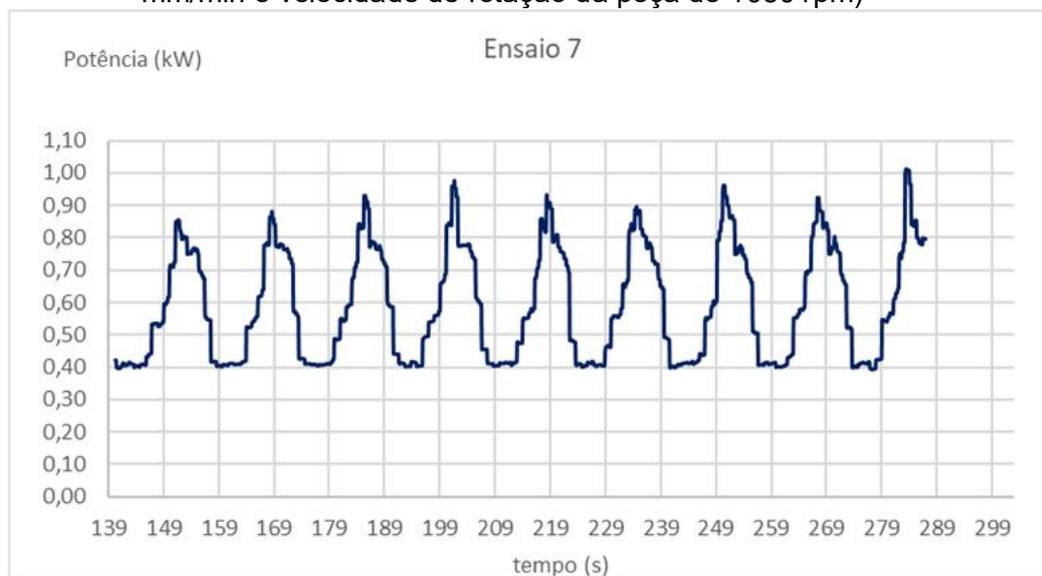


Fonte: UTFPR

4.4 POTÊNCIA DE CORTE

Conforme o procedimento detalhado no capítulo anterior foram obtidos os valores de potência mecânica em função do tempo durante a retificação (Figura 76). E seguidamente se calcularam os valores de potência de corte (Figura 77 e Figura 78).

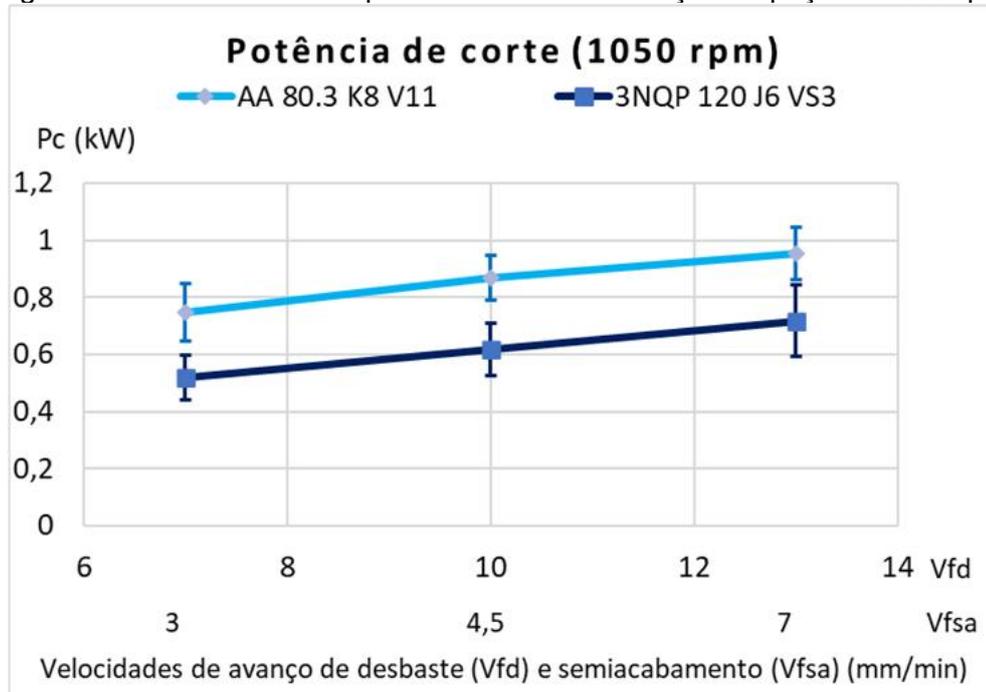
Figura 76 Potência mecânica do ensaio 7 (rebolo II, velocidade de avanço de mergulho de 7 mm/min e velocidade de rotação da peça de 1050 rpm)



Fonte: O autor

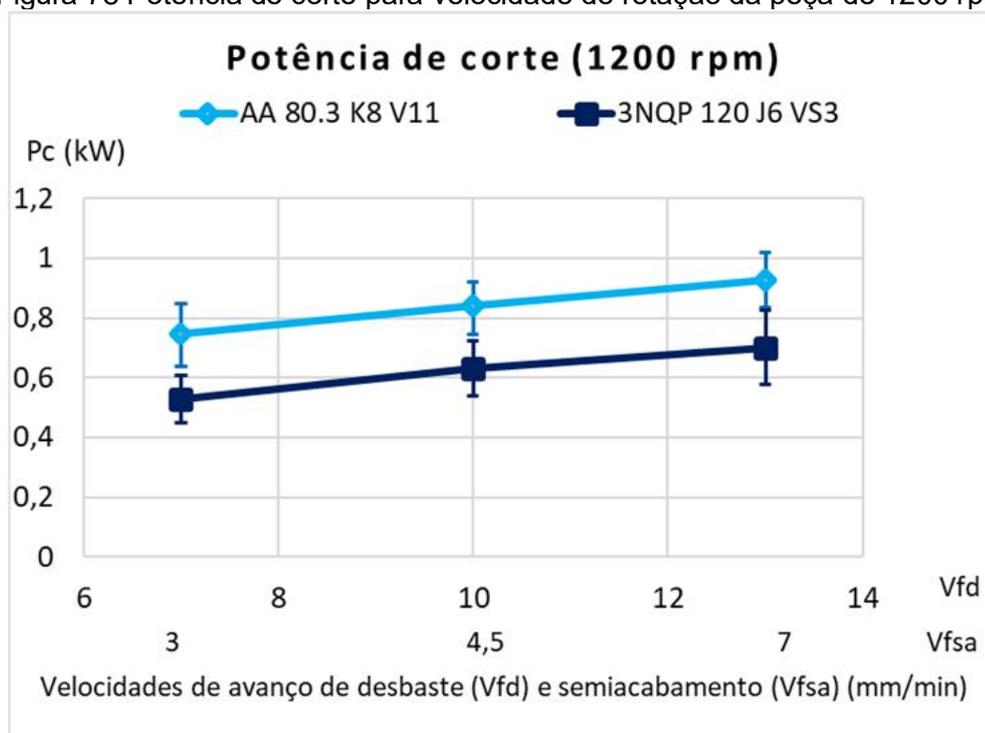
Na Figura 76 pode se observar um perfil cíclico com as etapas da retificação: desbaste, semiacabamento, acabamento e centelhamento, com as variações do consumo de potência respectivas a cada etapa.

Figura 77 Potência de corte para velocidade de rotação da peça de 1050 rpm



Fonte: O autor

Figura 78 Potência de corte para velocidade de rotação da peça de 1200 rpm



Fonte: O autor

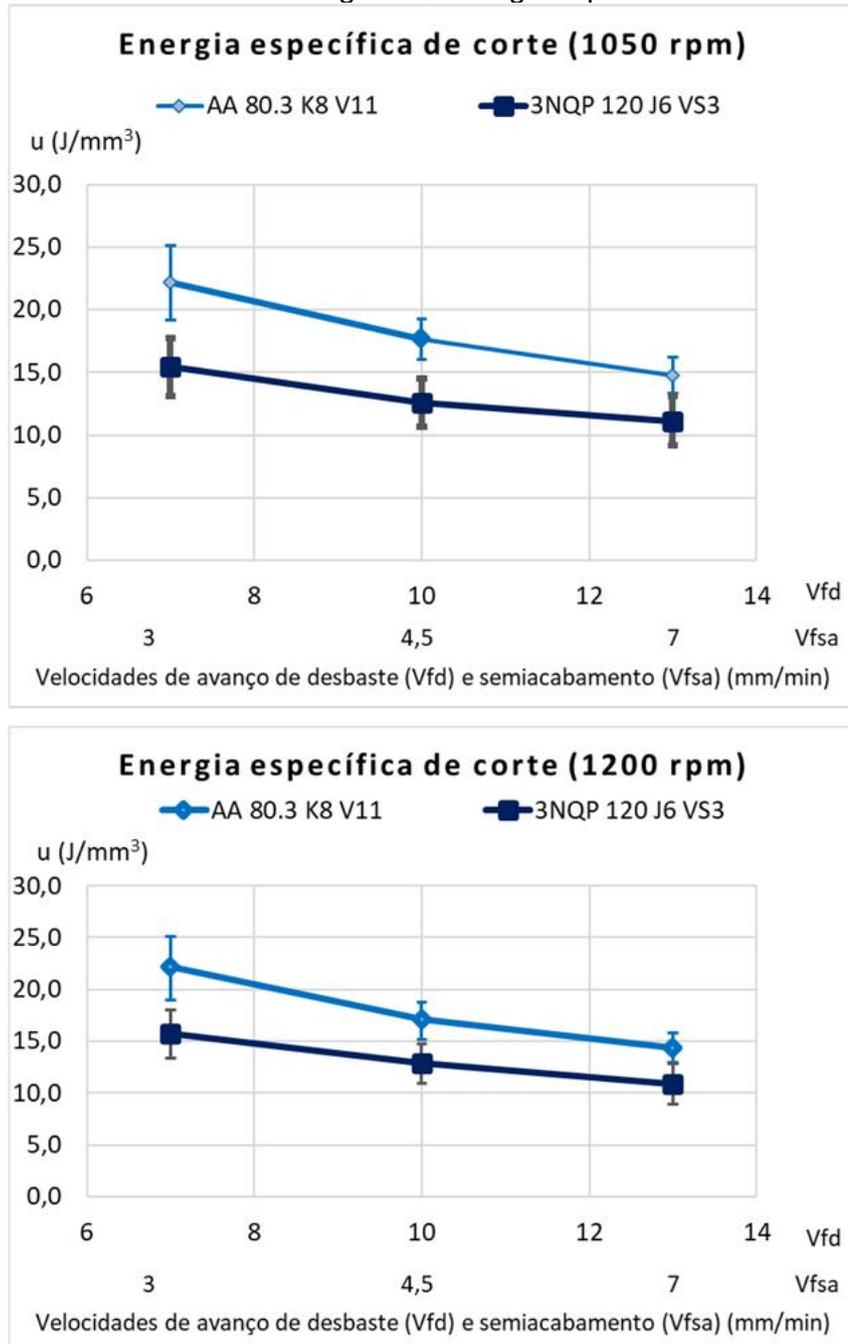
Dos resultados obtidos se observa uma maior potência necessária para o corte por parte do rebolo de alumina monocristalina. De igual forma, observa-se que o rebolo 3NQP 120 J6 VS3 (II) teve o melhor desempenho, realizando a remoção de material com uma diminuição da potência de corte em aproximadamente 25%. Os resultados obtidos coincidem com outras pesquisas anteriores como Selvakumaran et al. (2018), Nadolny (2014), Starkov et al. (2014), Ben Fathallah et al. (2009) nas quais se observa que os abrasivos de alumina microcristalina tem uma maior capacidade de autoafiação e menor coeficiente de atrito, realizando um corte com menor consumo energético e maior eficiência.

Em relação aos parâmetros de corte, nota-se que a potência de corte tem uma tendência a aumentar linear e proporcionalmente em relação à velocidade de avanço, em uma taxa crescente de aproximadamente 30 W por cada 1 mm/min. Estima-se que por causa do aumento da taxa de remoção de material, ocasionada por maiores velocidades de avanço, os valores das potências de corte tendem a aumentar, estes resultados concordam com pesquisas como as realizadas por Rowe (2014), Malkin (2008), Ben Fathallah et al. (2009) e Choi e Subrahmanya (2008). Por outro lado, não houve uma variação significativa da potência de corte em relação à velocidade de rotação da peça.

4.4.1 ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE

Através do procedimento exposto no capítulo anterior foram encontrados os seguintes resultados de energia específica de corte (Figura 79).

Figura 79 Energia específica de corte



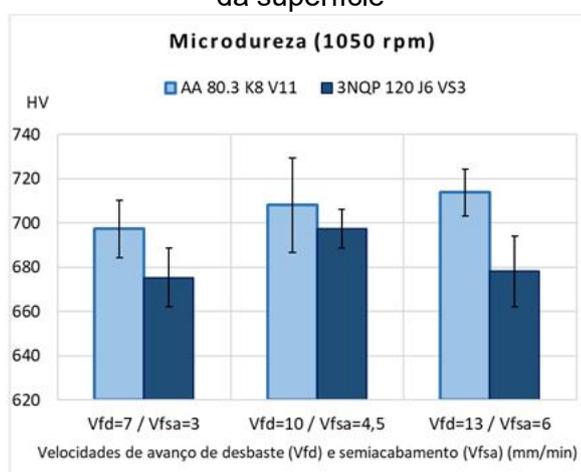
Fonte: O autor

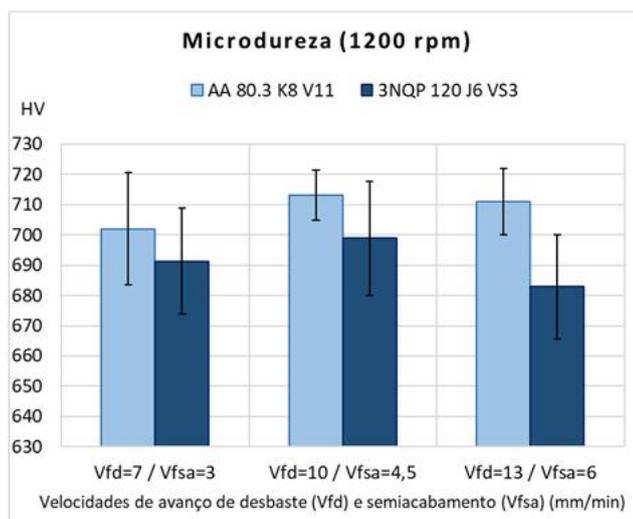
Através dos resultados obtidos se observa uma diminuição da energia específica de corte em aproximadamente 25% com o uso do rebolo de alumina microcristalina em comparação com seu par monocristalino. De igual forma nota-se uma tendência à diminuição da energia específica de corte com o aumento da velocidade de avanço de mergulho, com uma taxa diminuição de aproximadamente 1 J/mm³ por cada incremento de 1 mm/min na velocidade de avanço. Neste caso acontecem dois fenômenos em paralelo, por uma parte maiores velocidades de avanço tendem a aumentar a potência de corte, mas ao mesmo tempo diminui o tempo de corte, aumentando a taxa de remoção de material. Em pesquisas como as realizadas por Malkin (2008); Ben Fathallah (2009) e Choi e Subrahmanya (2008) foi relatado que para maiores taxas de remoção de material a energia específica de corte tem uma diminuição, isto ocorre porque a componente da energia de formação de cavaco é relativamente maior em comparação com as componentes por deformação plástica e por deslizamento. Além disso, no estudo realizado por Steffens e König (1983) se observa como um aumento na taxa de remoção de material ocasiona maiores valores de espessura do cavaco, diminuindo o coeficiente de atrito no corte e as componentes da energia específica de corte por atrito e deformação plástica.

4.5 MICRODUREZA

Conforme o procedimento detalhado no capítulo anterior foram obtidos os valores da microdureza das amostras (Figura 80).

Figura 80 Microdureza, com uma carga de 0,5 kgf e uma profundidade de 0,05 mm da superfície





Fonte: O autor.

Dos resultados obtidos não se observou uma diferença significativa da microdureza das amostras. Conforme os resultados observados nos estudos de Rowe (2014), Malkin (2008) e Holesovsky e Hrala (2004), era esperável uma maior microdureza das amostras retificadas com os rebolos de alumina monocristalina, devido a que o uso deste abrasivo propicia maiores temperaturas de corte e danos térmicos como a retêmpera, produzindo uma mudança de fase formando martensita não revenida, aumentando a dureza e diminuindo a resistência à fadiga e ao impacto. Adicionalmente, não se observou uma influência significativa dos parâmetros de corte na microdureza das amostras. Desta maneira houve uma diminuição da microdureza da superfície em aproximadamente 110 HV e 90 HV para a alumina microcristalina e microcristalina respectivamente.

4.6 CAMADAS COM QUEIMA E RETÊMPERA

Através do procedimento apresentado anteriormente foram contadas as peças com dano térmico por queima e retêmpera, adicionalmente se observaram as camadas com esses danos e seguidamente foram medidas as espessuras dessas camadas (Tabela 7).

Tabela 9 Quantidade de peças com queima e retêmpera

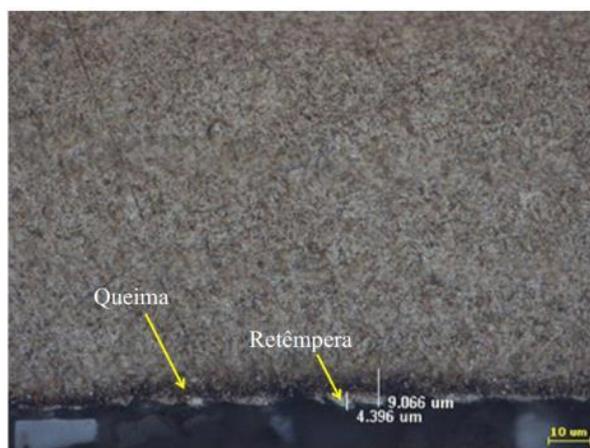
Rebolos	Velocidade de rotação da peça, N_w (rpm)	Velocidade de avanço de desbaste (mm/min)	Porcentagem de amostras (%)		
			Sem queima nem retêmpera	Aceitáveis por queima	Aceitáveis por retêmpera
AA 80.3 K8 V11	1050	7	25	100	75
		10	50	75	50
		13	0	100	100
	1200	7	50	100	100
		10	0	100	100
		13	0	75	25
3NQP 120 J6 VS3	1050	7	100	100	100
		10	25	100	75
		13	100	100	100
	1200	7	25	100	100
		10	100	100	100
		13	100	100	100

Fonte: O autor

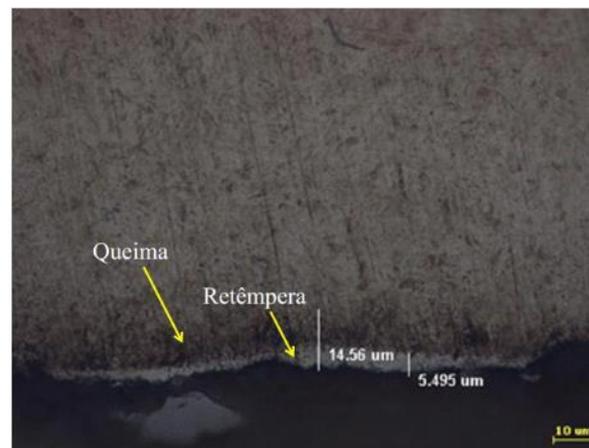
Através de um microscópio ótico foram analisadas e medidas as amostras e as camadas de queima e retêmpera. Na Figura 81 é apresentada a camada mais superficial com retêmpera (de cor branca), seguida pela camada com queima (mais escura) e depois o substrato da amostra (Figura 81 a e b) e de igual forma se mostram amostras sem esses danos térmicos (Figura 81 c e d). A formação dessas camadas está em concordância com estudos anteriores como os realizados por Rowe (2014), Malkin (2008) e Holesovsky e Hrala (2004), nos quais analisaram a retêmpera de vários aços formando martensita não revenida geralmente na superfície mais externa da peça correspondente às maiores temperaturas, seguida frequentemente por outra camada com queima caracterizada por uma liberação de tensões devido a temperaturas altas. As espessuras máximas dessas camadas foram medidas, obtendo-se os resultados da Tabela 10 e a Figura 82.

Figura 81 Imagens microscópica das camadas com queima e retêmpera. Ampliação de 1000x, rebolo: AA 80.3 K8 V11, velocidade de avanço de 10 mm/min e 1050 rpm.

a)



b)



c)



d)



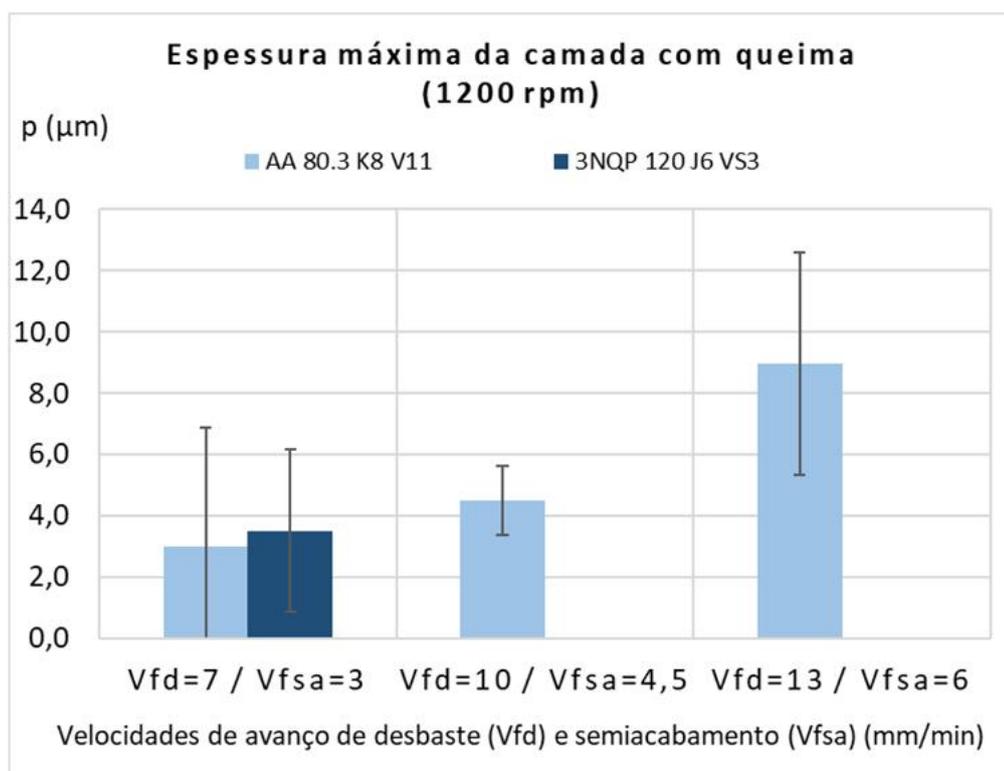
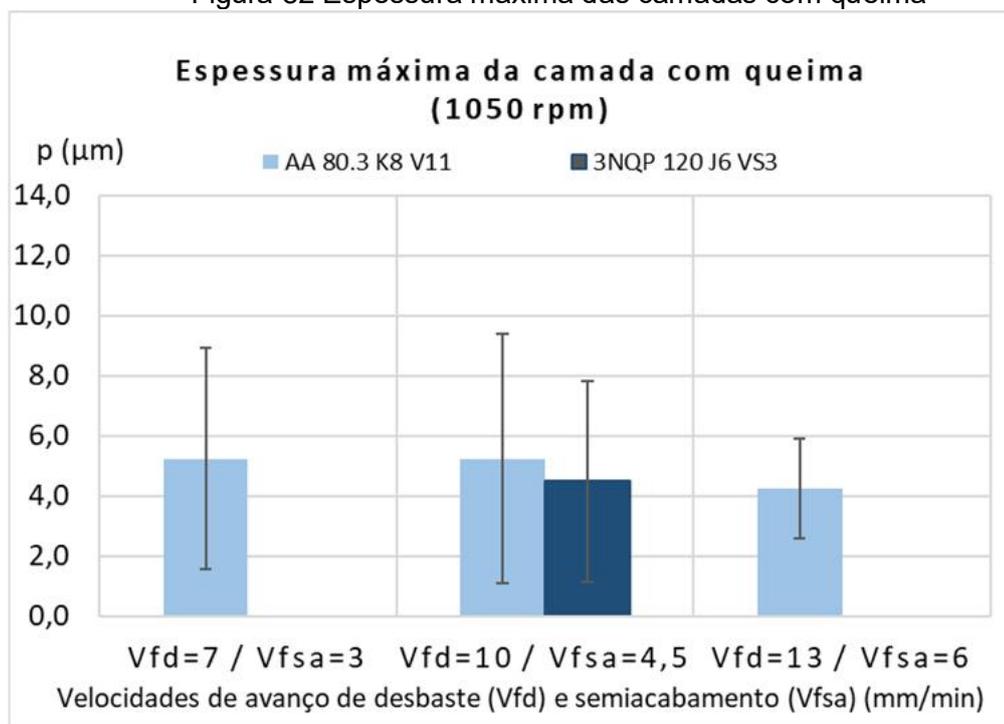
Fonte: Empresa parceira do projeto.

Tabela 10 Espessuras das camadas com queima e retêmpera

Rebolos	Velocidade de rotação da peça, N_w (rpm)	Velocidade de avanço de desbaste (mm/min)	Espessura da camada com queima (μm)		Espessura da camada com retêmpera (μm)	
			Média	Tamanho do IC	Média	Tamanho do IC
AA 80.3 K8 V11	1050	7	5,3	3,7	2,5	2,3
		10	5,3	4,1	2,5	3,3
		13	4,3	1,7	2,5	0,6
	1200	7	3,0	3,9	1,5	1,9
		10	4,5	1,1	2,3	0,3
		13	9,0	3,6	4,5	1,4
3NQP 120 J6 VS3	1050	7	0,0	0,0	0,0	0,0
		10	4,5	3,3	2,5	1,9
		13	0,0	0,0	0,0	0,0
	1200	7	3,5	2,7	1,8	1,4
		10	0,0	0,0	0,0	0,0
		13	0,0	0,0	0,0	0,0

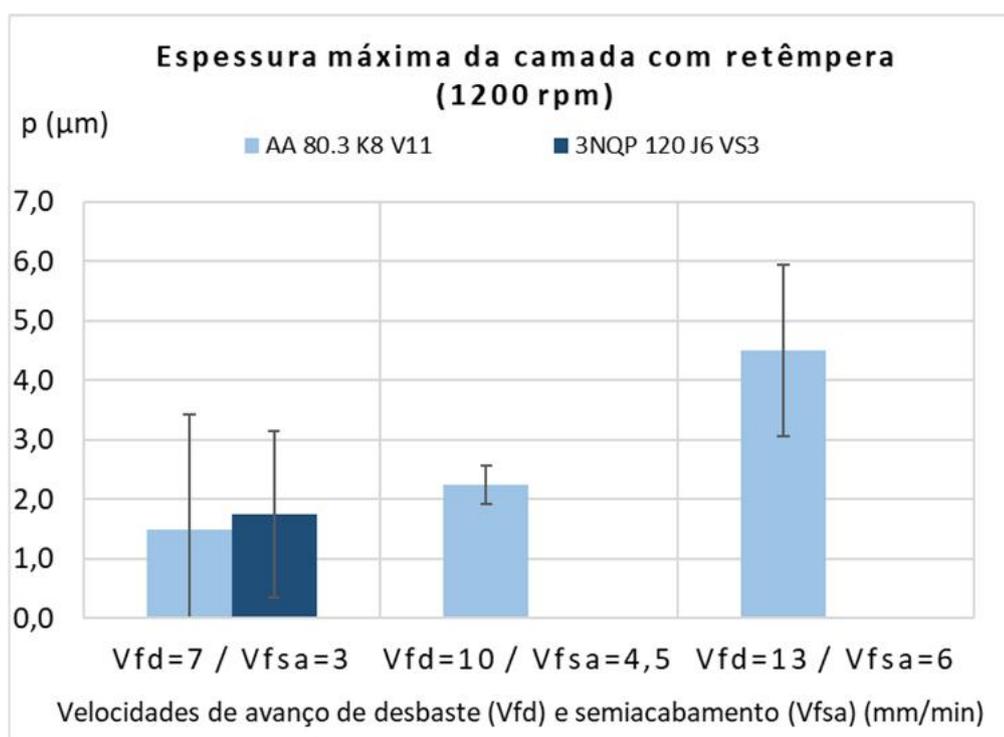
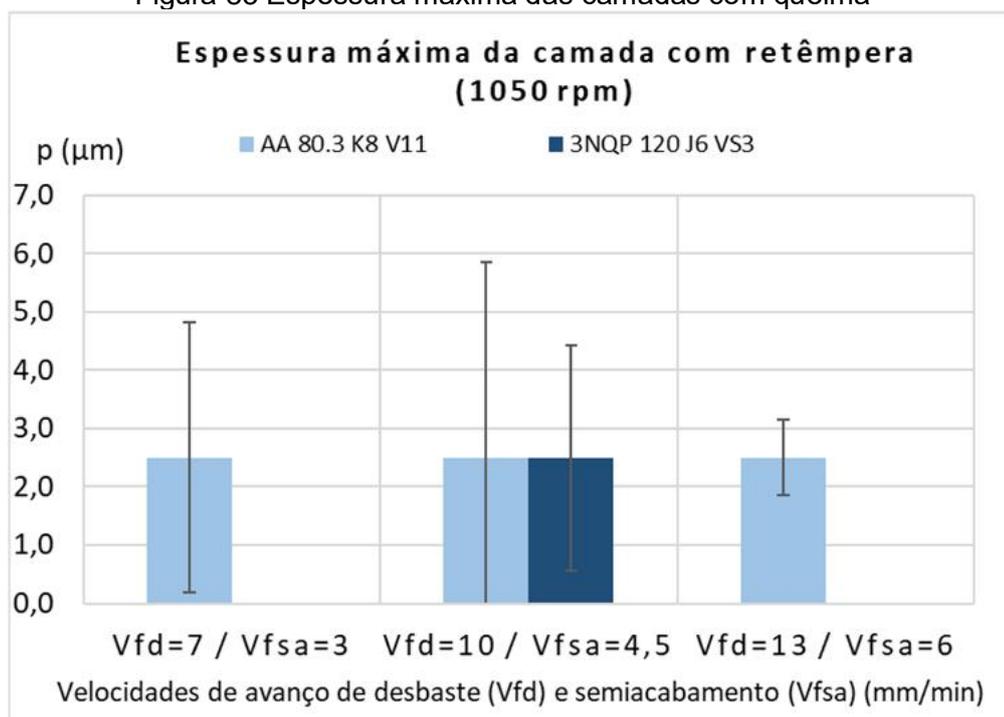
Fonte: O autor

Figura 82 Espessura máxima das camadas com queima



Fonte: O autor.

Figura 83 Espessura máxima das camadas com queima



Fonte: O autor.

Conforme os dados obtidos se observa que o rebolo 3NQP 120 J6 VS3 tem um melhor desempenho em termos de menores espessuras de queima e retêmpera em comparação com seu par de alumina monocristalina. Além disso, observa-se que o rebolo de alumina microcristalina teve um melhor desempenho com menores

espessuras das camadas de queima e retêmpera e em vários casos não apresentou nenhum dano térmico. Adicionalmente, notou-se uma proporcionalidade entre as espessuras das camadas com queima e retêmpera evidenciando-se que um dano térmico elevado por queima é acompanhado por camadas mais espessas com retêmpera.

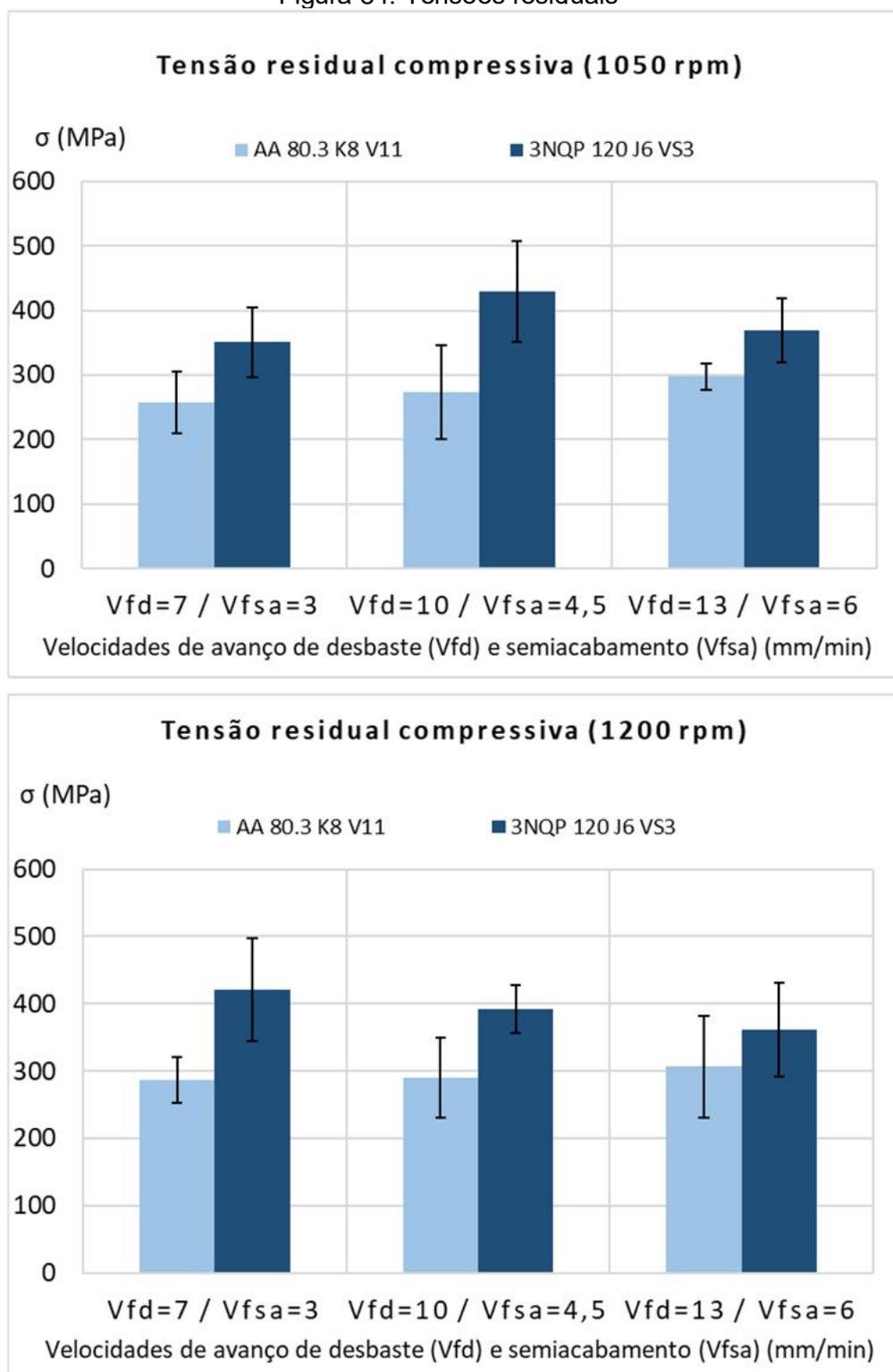
Conforme os resultados obtidos é importante destacar que o rebolo AA 80.3 K8 V11 possui dano térmico significativo em todas as configurações, com exceção nos parâmetros de corte de 10 mm/min de velocidade de avanço e 1200 rpm de rotação da peça. Por outro lado, o rebolo 3NQP 120 J6 VS3 preenche os requisitos em todos os casos com exceção dos parâmetros de 10 mm/min e 1050 rpm. Resultado que está em concordância com os estudos de Nadolny (2014), Ben Fathallah (2009), Malkin (2009) e Choi et al. (2008), os quais identificaram um menor coeficiente de atrito por parte dos rebolos de alumina microcristalina, consumindo menos energia, gerando menos calor e menores danos térmicos.

Nos resultados obtidos para uma rotação da peça de 1200 rpm é possível notar uma tendência de aumento do dano térmico com o aumento da velocidade de avanço para o rebolo de alumina monocristalina. Pesquisas anteriores como as análises realizadas por Malkin (2009), Choi et al. (2008) e Ben Fathallah (2009) mostram como os parâmetros de corte mais críticos para a queima e retêmpera são as elevadas velocidades de avanço (altas taxas de remoção de material) e baixas velocidades de rotação da peça. Em relação à velocidade de rotação da peça, o estudo realizado por Liu et al. (2015) descreve como a temperatura na superfície diminui com as altas velocidades de rotação desta. Na pesquisa atual a condição mais crítica para queima e retêmpera foi de 13 mm/min de velocidade de avanço, 1200 rpm de velocidade de rotação da peça e rebolo de alumina monocristalina.

4.7 TENSÕES RESIDUAIS

Conforme o procedimento detalhado no capítulo anterior foram medidas as tensões residuais obtendo-se os resultados apresentados na Figura 84.

Figura 84. Tensões residuais



Fonte: O autor.

Dos resultados obtidos pode-se observar como as amostras usinadas com o abrasivo de alumina microcristalina apresentaram uma maior tensão residual compressiva em comparação com seus pares retificadas com abrasivos de alumina

monocristalina, em aproximadamente 25%. Estes resultados corroboram estudos como os realizados por Ding et al. (2016), Jawahir et al. (2013) e Mao (2011), onde para maiores temperaturas de corte (consequência da maior energia específica de corte) acontecem mudanças de fase, formando martensita com uma estrutura cristalina sobressaturada gerando tensões residuais trativas. Adicionalmente, nota-se que as tensões residuais são compressivas, devido ao efeito das tensões mecânicas geradas na usinagem (geralmente compressivas) serem maiores que as tensões ocasionadas pelas altas temperaturas e mudanças de fase (neste caso trativas). Os resultados também estão em concordância com o estudo comparativo realizado por Ben Fathallah et al. (2009) que relatou uma tendência por parte dos rebolos de alumina microcristalina gerar superfícies usinadas com tensões residuais compressivas maiores.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 CONCLUSÕES

Os desempenhos dos abrasivos de alumina microcristalina e monocristalina foram analisados e comparados através deste estudo para a retificação cilíndrica de mergulho do aço 18CrNi8. A análise foi focada em parâmetros como precisão dimensional das peças, potência e energia específica de corte, presença de queima e retêmpera, microdureza e tensões residuais, desse modo se chegou às seguintes conclusões:

1. Não se observou diferença significativa na precisão dimensional das amostras estudadas para os parâmetros de corte usados.
2. Não houve diferença significativa nos valores de rugosidade obtidos com o rebolo de alumina microcristalina ou com o rebolo de alumina monocristalina.
3. O rebolo de alumina microcristalina demandou uma potência de corte inferior para realizar a retificação, observando-se uma diminuição da potência em aproximadamente 25% em relação ao rebolo de alumina monocristalina. Além disso, observou-se um incremento da potência de corte com o aumento da velocidade de avanço de mergulho com uma taxa de aproximadamente 30 W para cada incremento de 1 mm/min na velocidade de avanço de desbaste.
4. O uso do rebolo de alumina microcristalina proporcionou uma energia específica de corte cerca de 25% menor que aquela para o rebolo de alumina monocristalina. Também se observou uma tendência à diminuição da energia específica de corte com o aumento da velocidade de avanço de mergulho, com uma taxa diminuição de aproximadamente 1 J/mm³ por cada incremento de 1 mm/min na velocidade de avanço.
5. Não se observou uma diferença significativa nos valores de microdureza das amostras retificadas com rebolos de alumina microcristalina e monocristalina.

6. O emprego do rebolo de alumina microcristalina resultou em menores espessuras de queima e retêmpera em comparação com aquele de alumina monocristalina. Adicionalmente, foi observada uma tendência à proporcionalidade entre as espessuras das camadas com queima e retêmpera evidenciando-se que um dano térmico elevado por queima vai acompanhado por camadas mais espessas com retêmpera.
7. Houve predominância de tensões residuais compressivas nas peças, independentemente do tipo de rebolo testado. O rebolo de abrasivo de alumina microcristalina proporcionou maiores valores, cerca de 25% superior, de tensões residuais em relação ao rebolo de alumina monocristalina.
8. O desgaste dos rebolos foi baixo devido à alta frequência de dressagem requerida para se evitar variações dimensionais e de rugosidade. O rebolo de alumina monocristalina apresentou desgaste por fratura frágil e achatamento de grão, enquanto que o de alumina microcristalina mostrou desgaste por fratura frágil e microlascamento de grão.

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Segundo o estudo realizado recomendam-se os seguintes possíveis trabalhos futuros:

1. Comparar o desempenho dos rebolos de alumina microcristalina e monocristalina na retificação cilíndrica de mergulho de diferentes perfis.
2. Analisar a influência das vibrações mecânicas na topografia das peças retificadas, em termos de rugosidade e variações dimensionais.
3. Comparar a integridade superficial das amostras retificadas com diferentes frequências de dressagem.

REFERÊNCIAS

ARAUJO, L. M. Influência da concentração de grãos de Al₂O₃ microcristalinos sobre a força e textura na retificação cilíndrica externa de mergulho. **UFSC**, 2018.

ANDRETTA, J. Análise do erro de forma na retificação interna de assentos de bicos injetores. **UFSC**, 2012.

BALART, M; BOUZINA, A; EDWARDS, L; FITZPATRICK, M. The onset of tensile residual stresses in grinding of hardened steels. **Struct. Mater. Prop. Microstructural Process**, v. 367, n. 1–2, p. 132–142, 2004.

BARBACKI, A; KAWALEC, M; HAMROL, A. Turning and grinding as a source of microstructural changes in the surface layer of hardened steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 133, p. 21–25, 2003.

BEN FREDJ, N; BRAHAM, C; SIDHOM, H. Ground surface improvement of the austenitic stainless steel AISI 304 using cryogenic cooling. **Surface & Coatings Technology**, v. 200, p. 4846–4860, 2006.

AKCAN, S; SHAH, W; MOYLAN, S; CHANDRASEKAR, S; CHHBRA, P; YANG, H. Formation of white layers in steel by machining and their characteristics. **Metallurgical and Materials Transactions**, v. 33, n. 4, p.1245–1254, 2002.

BEN FATHALLAH, B; BEN FREDJ, N; SIDHOM, H; BRAHAM, C. Effects of abrasive type cooling mode and peripheral grinding wheel speed on the AISI D2 steel ground surface integrity. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 49, n. 3–4, p. 261 –272, 2009.

BILHA, V. Análise do processo de retificação interna aplicado à fabricação de bicos injetores diesel. **UTFPR**, 2015.

BRINKSMEIER E. et al. Advances in Modelling and Simulation of Grinding Processes. **Annals of the CIRP**, v. 55, n. 2 p. 667–696, 2006.

CHAKRABORTY, K; CHATTOPADHYAY, A; CHAKRABARTI, A. A study on the grindability of niobium microalloyed forging quality HSLA steels. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 141, p. 404–410, 2003.

CHOI, N; SUBRAHMANYA, H; LI, SHIN. Generalized practical models of cylindrical plunge grinding processes. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 48 p. 61–72, 2008.

CHOU, Y.K; EVANS, C.J. White Layers and Thermal Modeling of Hard Turned Surfaces. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 39, p. 1863–1881, 1999.

DA SILVA, L; BIANCHI, E; FUSSE, R. Analysis of surface integrity for minimum quantity lubricant—MQL in grinding. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 47, p. 412–418, 2007.

DING, W; ZHANG, L; LI, Z; ZHU, Y; SU, H; XU, J. Review on grinding-induced residual stresses in metallic materials. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 2 p. 9-12, 2016.

DINIZ, A; MARCONDES, F; COPPINI, N. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. São Paulo: Artliber, 2013.

GARCIA, V. et al. Electro-discharge machining (EDM) versus hard turning and grinding-Comparison of residual stresses and surface integrity generated in AISI O1 tool steel. **Journal of Materials Processing Technology**, v.195, p. 186-194, 2008.

LI, G; WANG, L; YANG, L. Multi-parameter optimization and control of the cylindrical grinding process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 129, p. 232–236, 2002.

Garcia, V. et al. Evaluation of the residual stresses generated by different types of machining using X-ray diffraction. **Boletín De La Sociedad Española De Cerámica y Vidrio**, v. 43, n. 2, p. 251–254, 2004.

GOMES, J. **Tópicos avançados da retificação**. São Carlos: USP, 2001.

GRIFFITHS, B. Mechanism of White Layer Generation with Reference to Machining and Deformation Processes. **ASME Journal of Tribology**, v. 109, p. 525–530, 1987.

GRZESIK, W. **Machining of Hard Materials**. In: **Machining**. London: Springer, 2008.

EDA, H; OHMURA, E; YAMAUCHI, S. Computer virtual simulation on structural changes of steel in grinding process and experimental verification. **Annals of the CIRP**, v. 42, n. 1, p. 389–392, 1993.

HASHIMOTO, F. Specific Energy Comparison between Hard Turning and Grinding, **STC G Meeting**, Paris, 2010.

HELLETSBERGER, H; NOICHL, J. Einsatzbereiche von Schleifstoffen. Grenzwerte und Wirtschaftlichkeit von Korund, Sinterkorund und CBN. **Tech Rundsch**, v. 85, n. 13, p. 24–28, 1993.

HERMAN, D; PLICHTA, J; NADOLNY, K. New ceramic abrasive tools for rough and finishing grinding in one pass. **Mater Sci Forum**, v. 526, p. 163–168, 2006.

HOLESOVSKY, F; HRALA, M. Integrity of ground cylindrical surface. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 154, p. 714–721, 2004.

JAWAHIR I. et al. Surface integrity in material removal processes: recent advances. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 60, p. 603–626, 2011.

KARPUSCHEWSKI, B; KNOCHE, H; HIPKE, M. Gear Finishing by Abrasive Processes. **Annals of the CIRP**, v. 57, n. 2, p. 612–640, 2008.

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 2**. Grinding, Honing and Lapping. Berlin: Springer, 2009.

KLOCKE, F; KÖNIG, W. **Fertigungsverfahren-Schleifen**. Verlag: Springer, 2005.

KLOCKE, F; ENGELHORN R, MAYER J, WEIRICH T. Microanalysis of the contact zone of tribologically loaded secondphase reinforced sol-gel-abrasives. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 51 n. 1, p. 245-250, 2002.

JACKSON, M; MILLS, B. Materials selection applied to vitrified alumina & cBN grinding wheels. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 108, p. 114–124, 2000.

JACKSON, M; DAVIS, C; HITCHINER, M; MILLS, B. High-speed grinding with cBN grinding wheels - applications and future technology. **Journal of Materials Processing Technology** v. 110, p. 78–88, 2001.

LIU, M; NGUYEN, T; ZHANG,L; WU, Q; SUN,D. Effect of grinding-induced cyclic heating on the hardened layer generation in the plunge grinding of a cylindrical component. **International Journal of Machine Tools and Manufacture** v. 89, p. 55–63, 2015.

LIU, Y.; GONG, Y.; BAUER, R.; WARKENTIN, A. Experimental and numerical investigation into workpiece surface topology in point grinding. **Journal of Engineering Manufacture**, v. 29, p. 4367–4378, 2015.

MALKIN, S.; GUO, C. Thermal analysis of grinding, **Annals of the CIRP**, v. 56, n. 2, p. 760–782, 2007.

MAO, C. et al. An experimental investigation of affected layers formed in grinding of AISI 52100 steel. **International Journal Adv. Manufacturing Technology**, v. 54, p. 515 – 523, 2011.

MAYER, J; ENGELHORN, R; BOT, R; WEIRICH, T; HERWARTZ, C; KLOCKE, F. Wear characteristics of second-phase-reinforced sol–gel corundum abrasives. **Acta Materialia**, v. 54, p. 3605–3615, 2006.

MATSUO, T. Recent researches on high efficiency and heavy duty grinding. **International Japan Society Precision Engineering**, v. 27, p. 303–306, 1993.

NADOLNY, K. State of the art in production, properties and applications of the microcrystalline sintered corundum abrasive grains. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 74, p. 1445–1457, 2014.

NADOLNY, K. A review on single-pass grinding processes. **J Cent South Univ**, v. 20, p. 1502–1509, 2013^a.

NADOLNY, K. The effect of integrating the structural modifications of the grinding wheel upon the internal cylindrical grinding process. **Arch. Civil Mechanical Engineering**, v. 12, p. 60–67, 2012.

NADOLNY, K. Microdiscontinuities of the grinding wheel and their effects on its durability during internal cylindrical grinding. **Mach Sci Technol**, v. 17, p. 74–92, 2013b.

NGUYEN, T; ZHANG, LC. Grinding-hardening using dry air and liquid nitrogen: prediction and verification of temperature fields and hardened layer thickness. **International Journal of Machine and Tool Manufacturing**, v. 50, n. 10, p. 901–910. 2010.

NIZANKOWSKI C. Manufacturing sintered corundum abrasives. **Archives of Civil Mechanical Engineering**, v. 2, p. 53–64, 2002

RAMESH, A. et al. Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100. steel. **Mater Sci Eng**, v. 390, p. 88–97, 2005.

ROWE, W. **Principles of Modern Grinding Technology**. Londres: Elsevier, 2014.

SALONITIS, K. **Grind hardening process. Springer briefs in applied sciences and technology. Manufacturing and surface engineering**. Cranfield: Springer, 2015.

SELVAKUMARAN, D. et al. Performance Comparison of Sol-gel with White Alumina Abrasives for Grinding of Super Duplex Stainless Steel (SDSS). **Procedia Manufacturing**, v. 26, p. 1448–1458, 2018.

SMITH, P. L. A killer combination for ideal grinding conditions. **American Machinist**, p. 1 –11, 1998.

STARKOV, V. K. et al. Comparative Analysis of Performance of Cubic Boron Nitride and Microcrystalline Alumina Tools in Profile Grinding of Form Cutters. **Investigation of machining processes**, v. 36, n. 1, p. 43–48, 2014.

STEPHENSON, D; JIN, T; CORBETT, J. High efficiency deep grinding of a low alloy steel with plated cBN wheels. **Annals of the CIRP**, v. 51 p. 241–244, 2002.

STEFENS, K; KÖNIG, W. Closed loop simulation of grinding. **CIRP Annals**, v. 32, n. 1, p. 255–259, 1983.

SUNARTO, I; YOSHIO I. Creep feed profile grinding of Ni-based superalloys with ultrafine-polycrystalline cBN abrasive grits, **Precision Engineering**, v. 25, p. 274–283, 2001.

UPADHYAYA, R; MALKIN, S. Thermal Aspects of Grinding with Electroplated CBN Wheels. **ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering**, v. 126, p. 107-116, 2004.

TONSHOFF, H; FRIEMUTH, T; BECKER, J. Process monitoring in grinding. **CIRP Annals-Manufacturing Technology**, v. 51, p. 551–571, 2002.

TOTTEN, G; HOWES, M; INOUE, T. **Handbook of residual stress and deformation of steel**. Ohio: ASM International, 2002.

ZHANG, H. et al. Grinding characteristics and Mechanism of Ceramic Alumina Wheels on Aeronautical Alloys. **Advanced Materials Research** v. 591-593, p. 373-376, 2012.

ICHIDA, Y. et al. Formation mechanism of finished surface in ultrahigh-speed grinding with cBN Wheels. **JSME International Journal**, v. 49, p. 100–105, 2006.

YOUTSOS, A. **Residual stress and its effect on fracture and fatigue**. Springer, 2006, ISBN:978-1-4020-5328-3

YU, X; LAU W. A finite-element analysis of residual stress in stretch grinding. **J Mater Process Technology**, v. 94, p. 13–22, 1999.

YUI, A; LEE, H.S. Surface grinding with ultra high speed cBN wheel. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 62, p. 393–396, 1996.

ZHANG, H; CHEN, W; FU, X; HUANG, L. Grinding characteristics and Mechanism of Ceramic Alumina Wheels on Aeronautical Alloys. **Advanced Materials Research**, v. 591-593 p. 373-376, 2012.

APÊNDICES

APÊNDICE A - DIMENSÕES FINAIS DE CONTROLE

Rebolo	Velocidade de rotação da peça, N_w (rpm)	Velocidade de avanço de desbaste V_{fd} (mm/min)	Diâmetro da haste (mm)	Tamanho do intervalo de confiança (\pm mm)	Profundidade do assento (mm)	Tamanho do intervalo de confiança (\pm mm)
AA 80.3 K8 V11 (I)	1050	7	9,1510	0,0123	26,3207	0,0087
		10	9,1376	0,0146	26,3198	0,0112
		13	9,1452	0,0153	26,3146	0,0104
	1200	7	9,1484	0,0123	26,3243	0,0098
		10	9,1428	0,0158	26,3193	0,0091
		13	9,1554	0,0144	26,3093	0,0107
3NQP 120 J6 VS3 (II)	1050	7	9,1535	0,0079	26,3250	0,0090
		10	9,1508	0,0058	26,3227	0,0085
		13	9,1517	0,0110	26,3093	0,0103
	1200	7	9,1474	0,0077	26,3243	0,0080
		10	9,1501	0,0115	26,3172	0,0113
		13	9,1518	0,0071	26,3083	0,0102

APÊNDICE B - RESULTADOS DE RUGOSIDADE

Rebolo	Velocidade de rotação da peça, N_w (rpm)	Velocidade de avanço de desbaste V_{fd} (mm/min)	Rugosidade média no ombro (μm)	Tamanho do intervalo de confiança ($\pm\text{mm}$)	Rugosidade média na haste (μm)	Tamanho do intervalo de confiança ($\pm\text{mm}$)
AA 80.3 K8 V11 (I)	1050	7	3,12	0,53	3,65	0,62
		10	3,12	1,28	3,49	0,66
		13	3,41	1,04	3,83	1,24
	1200	7	3,68	0,98	3,49	0,69
		10	3,45	0,99	3,61	0,84
		13	3,59	1,40	3,40	0,22
3NQP 120 J6 VS3 (II)	1050	7	4,42	0,63	3,38	0,73
		10	4,19	0,88	4,53	1,29
		13	4,12	0,69	4,19	0,50
	1200	7	4,15	1,46	3,12	0,85
		10	4,24	0,68	4,09	0,50
		13	3,90	0,50	4,13	1,30

APÊNDICE C - POTÊNCIA DE CORTE POR ENSAIO

Tabela 11 Potência de corte por ensaio

Rebolos	Velocidade de rotação da peça, N_w (rpm)	Velocidade de avanço De desbaste V_{fd} (mm/min)	Potência de corte (kW) Média	Tamanho do IC ao 95% (\pmkW)
AA 80.3 K8 V11 (I)	1050	7	0,75	0,11
	1050	10	0,87	0,10
	1050	13	0,95	0,09
	1200	7	0,75	0,10
	1200	10	0,84	0,08
	1200	13	0,93	0,09
3NQP 120 J6 VS3 (II)	1050	7	0,52	0,08
	1050	10	0,62	0,09
	1050	13	0,72	0,13
	1200	7	0,53	0,06
	1200	10	0,63	0,09
	1200	13	0,70	0,12

APÊNDICE D - FORÇA TANGENCIAL

Rebolos	Velocidade de rotação da peça, N_w (rpm)	Velocidade de avanço De desbaste V_{fd} (mm/min)	Força tangencial de corte F_t (N)	Tamanho do IC ao 95% ($\pm N$)
I	1050	7	16,6	2,4
I	1050	10	19,3	2,2
I	1050	13	21,2	2,1
I	1200	7	16,6	2,2
I	1200	10	18,7	1,8
I	1200	13	20,6	2,0
II	1050	7	11,5	1,8
II	1050	10	13,7	2,1
II	1050	13	15,9	2,8
II	1200	7	11,7	1,3
II	1200	10	14,0	2,1
II	1200	13	15,6	2,6

APÊNDICE E - ENERGIA ESPECÍFICA DE CORTE

Rebolos	Velocidade de rotação da peça, N_w (rpm)	Velocidade de avanço De desbaste V_{fd} (mm/min)	Energia específica de corte u (J/mm³)	Tamanho do IC ao 95% (\pmJ/mm³)
I	1050	7	22,2	3,2
I	1050	10	17,7	2,0
I	1050	13	14,8	1,4
I	1200	7	22,2	3,0
I	1200	10	17,1	1,6
I	1200	13	14,4	1,4
II	1050	7	15,4	2,4
II	1050	10	12,6	1,9
II	1050	13	11,1	2,0
II	1200	7	15,7	1,8
II	1200	10	12,9	1,9
II	1200	13	10,9	1,8

APÊNDICE F - MICRODUREZA

Rebolos	Velocidade de rotação da peça, N_w (rpm)	Velocidade de avanço De desbaste Vfd (mm/min)	Microdureza Vickers (HV)	Tamanho do IC ao 95%
AA 80.3 K8 V11	1050	7	697	13
	1050	10	708	21
	1050	13	714	11
	1200	7	702	19
	1200	10	713	8
	1200	13	711	11
3NQP 120 J6 VS3	1050	7	675	13
	1050	10	698	9
	1050	13	678	16
	1200	7	691	17
	1200	10	699	19
	1200	13	683	17

APÊNDICE G - TENSÃO RESIDUAL

Rebolos	Velocidade de rotação da peça, N_w (rpm)	Velocidade de avanço De desbaste V_{fd} (mm/min)	Tensão residual compressiva (MPa)	Tamanho do IC ao 95% (MPa)
AA 80.3 K8 V11	1050	7	257	47
	1050	10	274	73
	1050	13	297	21
	1200	7	287	34
	1200	10	290	60
	1200	13	307	76
3NQP 120 J6 VS3	1050	7	351	54
	1050	10	429	78
	1050	13	368	50
	1200	7	420	76
	1200	10	392	36
	1200	13	362	70