



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

MODELAGEM ANALÍTICA DA TEMPERATURA DE CORTE
NO TORNEAMENTO DO FERRO FUNDIDO VERMICULAR
UTILIZANDO INSERTOS DE METAL DURO REVESTIDOS
EXPERIMENTALMENTE PELO PROCESSO SOL-GEL

BRUNA APARECIDA REZENDE

Belo Horizonte, 28 de agosto de 2020.

BRUNA APARECIDA REZENDE

**MODELAGEM ANALÍTICA DA TEMPERATURA DE CORTE
NO TORNEAMENTO DO FERRO FUNDIDO VERMICULAR
UTILIZANDO INSERTOS DE METAL DURO REVESTIDOS
EXPERIMENTALMENTE PELO PROCESSO SOL-GEL**

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

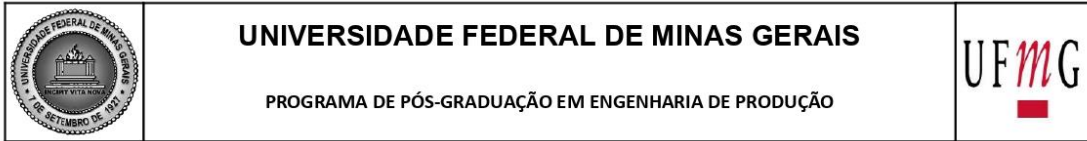
Área de concentração: Processos de Fabricação e Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Juan Carlos Campos Rubio.

Coorientador: Prof. Dr. Frederico de Castro Magalhães.

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2020

R467m	<p>Rezende, Bruna Aparecida. Modelagem analítica da temperatura de corte no torneamento do ferro fundido vermicular utilizando insertos de metal duro revestidos experimentalmente pelo processo sol-gel [recurso eletrônico] / Bruna Aparecida Rezende. - 2020. 1 recurso online (xxix, 146 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Juan Carlos Campos Rubio. Coorientador: Frederico de Castro Magalhães</p> <p>Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Anexos e apêndices: f. 112-146.</p> <p>Bibliografia: f. 100-111. Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia de produção - Teses. 2. Aspereza de superfície - Teses. 3. Processo sol-gel - Teses. 4. Temperatura - Teses. I. Campos Rubio, Juan Carlos. II. Magalhães, Frederico de Castro. III. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. IV. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 658.5(043)</p>
-------	--



FOLHA DE APROVAÇÃO

MODELAGEM ANALÍTICA DA TEMPERATURA DE CORTE NO TORNEAMENTO DO FERRO FUNDIDO VERMICULAR UTILIZANDO INSERTOS DE METAL DURO REVESTIDOS EXPERIMENTALMENTE PELO PROCESSO SOL-GEL

BRUNA APARECIDA REZENDE


Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, como requisito para obtenção do grau de Doutor em ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, área de concentração PESQUISA OPERACIONAL E INTERVENÇÃO EM SISTEMAS SOCIOTÉCNICOS, linha de pesquisa Processos de Fabricação e Materiais.

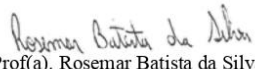
Aprovada em 28 de agosto de 2020, pela banca constituída pelos membros:



 Prof(a). Juan Carlos Campos Rubio - Orientador
 UFMG


 Prof(a). Frederico de Castro Magalhaes - Coorientador
 UFMG


 Prof(a). Manuel Houmard
 UFMG


 Prof(a). Alessandro Roger Rodrigues
 Universidade de São Paulo


 Prof(a). Rosemar Batista da Silva
 Universidade Federal de Uberlândia


 Prof(a). Denilson José do Carmo
 Centro Tecnológico de Fundação Marcelino Corradi

Belo Horizonte, 28 de agosto de 2020.

Dedico este trabalho aos meus pais, meus irmãos, minha avó e ao João Paulo. Foi por vocês que não desisti no meio do caminho.

AGRADECIMENTOS

Agradeço, primeiramente, a Deus por não me deixar perder a fé e me conceder a realização de um grande sonho.

À Nossa Senhora das Graças e Nossa Senhora Aparecida, por sempre intercederem a Deus por mim.

Aos meus queridos pais, João Batista e Elcácia, por tudo o que sou.

Aos meus irmãos, Igor e João Pedro, por todo o apoio.

À querida avó Terezinha, por todas as orações e por ser meu porto seguro.

Ao João Paulo, por dividir comigo as tristezas e alegrias durante a realização deste curso e, principalmente, por entender a minha ausência em alguns momentos.

Ao meu orientador, Professor Dr. Juan Carlos Campos Rubio, por acreditar em meu potencial, por todo o conhecimento compartilhado; enfim, por toda a amizade.

Ao meu coorientador, Professor Dr. Frederico de Castro Magalhães, por toda a paciência e todos os ensinamentos e, além disso, por nunca me deixar esquecer a importância da fé.

Ao Professor Dr. Denilson José do Carmo, pela contribuição no fornecimento de materiais, bem como por todos os ensinamentos.

Ao Professor Dr. Manuel Houmard, pela contribuição quanto aos revestimentos das ferramentas e por estar sempre disponível e disposto a ajudar; enfim, por toda a amizade.

Aos Professores Doutores Alexandre Mendes Abrão, Paulo Eustáquio de Faria e Marcelo Araújo Câmara, por todos os ensinamentos.

Aos Professores Doutores Alessandro Roger Rodrigues e Rosemar Batista da Silva, por participarem da banca examinadora.

Aos colegas que tiveram participação direta e indireta neste trabalho; em especial, ao Anderson, Natália, Michele, Poliana, Augusto, Vinícius, Sinval, Walter, Bárbara, Carlos, Bruno, Breno, Kláudia, Fernanda Mara e Fernanda Daniela. Agradeço por compartilharem trabalhos, dúvidas, conversas, almoços, casamentos, aniversários e um pouco mais.

À Marina Cândida, por sempre me ajudar nos momentos difíceis e tornar meus dias mais felizes.

À entidade de fomento Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001, pelo apoio à pesquisa.

Ao SENAI Itaúna - CETEF Marcelino Corradi, pelo fornecimento do ferro fundido utilizado no presente trabalho.

Ao Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Minas Gerais (IFMG) – *Campus Bambuí*, por permitir a licença para o meu afastamento, contribuindo para a conclusão deste curso.

Enfim, meus sinceros agradecimentos a todos aqueles que, de alguma forma, contribuíram para a conclusão desta etapa.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	xi
LISTA DE GRÁFICOS	xvi
LISTA DE TABELAS	xx
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	xxi
LISTA DE ABREVIATURAS DE ELEMENTOS E COMPOSTOS QUÍMICOS	xxii
NOMENCLATURAS	xxiv
RESUMO	xxviii
ABSTRACT	xxix
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivo geral	2
1.2 Objetivos específicos	2
1.3 Justificativa	3
1.4 Estrutura da tese	4
2 REVISÃO DA LITERATURA	5
2.1 Ferro fundido	5
2.1.1 Classificações dos ferros fundidos	5
2.1.2 Ferro fundido vermicular	8
2.1.3 Usinabilidade do ferro fundido vermicular	12
2.2 Forças na usinagem de ferro fundido vermicular	15
2.3 Materiais para ferramentas na usinagem de ferro fundido.....	18
2.3.1 Apresentação	18
2.3.2 Metal duro	21
2.4 Revestimentos de ferramentas de corte.....	23
2.4.1 Sol-gel	25
2.4.2 Dióxido de titânio (TiO ₂)	29
2.4.3 Óxido de alumínio (Al ₂ O ₃).....	29
2.4.4 Sol-gel para ferramentas de corte.....	30

2.5	Temperatura em usinagem.....	31
2.5.1	Apresentação.....	31
2.5.2	Métodos para medição de temperatura em usinagem.....	32
2.5.3	Termografia infravermelha.....	34
2.5.4	Modelos analíticos para predição da temperatura de corte.....	37
2.6	Método dos elementos finitos para determinação de variáveis no processo de usinagem.....	42
2.7	Considerações parciais.....	45
3	METODOLOGIA.....	46
3.1	Materiais.....	46
3.2	Revestimentos das ferramentas.....	47
3.2.1	Limpeza dos insertos.....	47
3.2.2	Revestimento de dióxido de titânio (TiO ₂).....	47
3.2.3	Revestimento de óxido de alumínio (Al ₂ O ₃).....	48
3.3	Equipamentos.....	49
3.3.1	Análise Química por Espectrometria Óptica – Base Ferro.....	49
3.3.2	Difração de Raios-X.....	49
3.3.3	Caracterização dos revestimentos.....	49
3.3.4	Ensaio de riscamento.....	49
3.3.5	Análise do coeficiente de atrito.....	50
3.4	Testes de torneamento.....	51
3.4.1	Força de corte.....	52
3.4.2	Temperatura.....	52
3.4.3	Rugosidade.....	53
3.5	Planejamento fatorial completo.....	53
3.6	Simulação numérica.....	54
3.6.1	Modelo Numérico.....	54
3.6.2	Equação Constitutiva.....	55

3.6.3	Condições de contato	56
3.6.4	Troca térmica.....	57
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	59
4.1	Análise química	59
4.2	Metalografia do ferro fundido vermicular	60
4.3	Difração de Raios-X	60
4.4	Caracterização do revestimento de óxido de alumínio	61
4.5	Caracterização do revestimento de dióxido de titânio	63
4.6	Caracterização do revestimento multicamadas	64
4.7	Adesão por meio do ensaio de riscamento.....	66
4.8	Coefficiente de atrito.....	68
4.9	Ensaio de torneamento	71
4.9.1	Força de corte	71
4.9.2	R _a (desvio aritmético médio da rugosidade)	73
4.9.3	Temperatura do cavaco	76
4.10	Predição da temperatura do cavaco.....	80
4.11	Método de elementos finitos para a temperatura	86
4.12	Predição da temperatura na interface.....	91
4.13	Método dos elementos finitos para a força de corte	95
5	CONCLUSÕES	96
6	PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS	98
7	PUBLICAÇÕES ORIUNDAS DA TESE.....	99
	REFERÊNCIAS	100
	ANEXO I.....	112
	ANEXO II	114
	ANEXO III	115
	APÊNDICE A	117
	APÊNDICE B.....	118
	APÊNDICE C.....	120

APÊNDICE D	121
APÊNDICE E	122
APÊNDICE F	123
APÊNDICE G	124
APÊNDICE H - R_z (Altura Máxima do Perfil)	126
APÊNDICE I - R_t (Altura Total do Perfil)	128
APÊNDICE J – Temperatura por MEF	130
APÊNDICE K – Força de corte por MEF	136

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.1 - Efeitos de alguns elementos estruturais nos ferros fundidos.....	6
FIGURA 2.2 - Micrografias de vários tipos de ferro fundido. (a) Ferro fundido branco, (b) Ferro fundido cinzento, (c) Ferro fundido nodular, (d) Ferro fundido maleável e (e) Ferro fundido vermicular.....	7
FIGURA 2.3 - Influência do teor de enxofre na produção de ferro fundido vermicular por diferentes métodos.	8
FIGURA 2.4 - Composição-limite de alguns elementos deletérios.	9
FIGURA 2.5 - Propriedades mecânicas dos ferros fundidos cinzento, vermicular e nodular de matriz perlítica.	10
FIGURA 2.6 - Variação das propriedades físicas e mecânicas dos ferros fundidos em função do percentual de nodularidade.....	10
FIGURA 2.7 - Classes de ferro fundido vermicular.....	11
FIGURA 2.8 - Vidas das ferramentas para as ligas L1, L2 e L3.....	14
FIGURA 2.9 - Desgaste de flanco da ferramenta (VB) durante o fresamento nas condições de corte A ($v_c=120$ m/min; $f=0,25$ mm/rev; $a_p=1,5$ mm e tempo de ciclo=275 s) (a) e B ($v_c=200$ m/min; $f=0,15$ mm/rev; $a_p=1,5$ mm e tempo de ciclo=275 s) (b).....	15
FIGURA 2.10 - Mudança de força resultante para diferentes velocidades de corte ($v_c = 100, 200$ e 300 m/min) para as técnicas a seco e MQL.....	17
FIGURA 2.11 - Valores de coeficiente de atrito para diferentes velocidades de corte ($v_c = 100, 200$ e 300 m/min) e $f = 0,1, 0,2$ e $0,3$ mm/rev para as técnicas a seco e MQL.....	17
FIGURA 2.12 - Forças de corte medidas em diferentes velocidades de corte e avanços (incerteza 1 N/mm).....	18
FIGURA 2.13 - Vidas das ferramentas de metal duro e de cerâmica ($f = 0,1$ mm/dente, $a_p = 1$ mm).....	19
FIGURA 2.14 - Comparação do desgaste de flanco dos insertos sem revestimento após o corte de FGI (azul), CGI (vermelho) e NGI (preto) a várias velocidades de corte.....	20
FIGURA 2.15 - Desgaste da ferramenta <i>versus</i> tempo de corte	22

FIGURA 2.16 - Comparação de ferramentas revestidas pelos processos CVD, PVD e sol-gel.	24
FIGURA 2.17 - Comparativo entre as técnicas de deposição imersão e centrifugação... ..	26
FIGURA 2.18 - Progressos recentes realizados na preparação de filmes finos por imersão por meio da variação de condições químicas e de processamento. (A) Gráficos típicos de espessura <i>versus</i> velocidade de retirada mostrando os 3 regimes de deposição. (B) Esquema das várias forças motrizes que governam a deposição; (C) filme de TiO ₂ mesoporoso obtido no regime capilar a partir de soluções aquosas; (D) Camada de ZrO ₂ ultrafina obtida em regime intermediário; (E) Exemplo de replicação de um molde de poliestireno nanoporoso por sílica obtido no regime de resistência viscosa.....	28
FIGURA 2.19 - Principais filmes obtidos por sol-gel, solventes e catalisadores.....	28
FIGURA 2.20 - Desgaste de flanco máximo para as ferramentas sem revestimento, com revestimento sol-gel (SiO ₂) e PVD (TiN).....	30
FIGURA 2.21 - Proporção do calor gerado no corte transferido para a ferramenta, peça de trabalho e cavaco.	32
FIGURA 2.22 - Avaliação de técnicas de medição de temperatura.....	34
FIGURA 2.23 - Montagem experimental para a medição de temperatura no fresamento utilizando pirômetro infravermelho.....	35
FIGURA 2.24 - Comparação entre os valores de temperatura de corte teóricos e experimentais para o aço inoxidável AISI 304.....	36
FIGURA 2.25 - Desgaste inicial (a), Desgaste intermediário (b) e Ferramenta desgastada (c) dos insertos sem e com revestimento, respectivamente.	36
FIGURA 2.26 - Resultados experimentais e MEF para: (a) força de corte principal, (b) força de empuxo, (c) temperatura da peça de trabalho e (d) temperatura da ferramenta de corte no processo de torneamento.....	43
FIGURA 2.27 - Temperatura média da superfície de folga obtida por MEF com o desgaste de flanco de 200 µm.	44
FIGURA 2.28 - Distribuição de temperatura medida e predita da ferramenta e do suporte para duas condições condições de corte	45
FIGURA 3.1 - Configurações do suporte e da ferramenta utilizada.	47
FIGURA 3.2 - Esquema das etapas da técnica de deposição de filme de Al ₂ O ₃ por <i>dip-coating</i> usado neste trabalho.....	49
FIGURA 3.3 - a) Equipamento de riscamento; b) Detalhe do ensaio.	50

FIGURA 3.4 - Ensaio pino sobre disco.....	51
FIGURA 3.5 - Torno Romi Centur 30S.....	51
FIGURA 3.6 - Montagem experimental para a medição de temperatura.....	52
FIGURA 3.7 - Rugosímetro portátil Taylor Robson.....	53
FIGURA 3.8 - Condições de contorno empregadas no modelo numérico proposto.....	54
FIGURA 3.9 - Constantes do material CGI para equação constitutiva Johnson-Cook....	56
FIGURA 4.1 - Metalografia do ferro fundido vermicular sem e com ataque químico, respectivamente.	60
FIGURA 4.2 - Difração de raios-X para as amostras sem tratamento (a) e com tratamento térmico (b)	61
FIGURA 4.3 - Comportamento do revestimento de óxido de alumínio no substrato e espessura.....	61
FIGURA 4.4 - EDS do substrato (a) e do revestimento de Al ₂ O ₃ (b).	62
FIGURA 4.5 - Comportamento do revestimento de dióxido de titânio no substrato e espessura	63
FIGURA 4.6 - EDS do substrato (a) e do revestimento de TiO ₂ (b).....	64
FIGURA 4.7 - Comportamento do revestimento multicamadas no substrato e espessura.....	65
FIGURA 4.8 - EDS do substrato (a) e do revestimento multicamadas (b).	66
FIGURA 4.9 - EDS da região do substrato (a), EDS do revestimento de Al ₂ O ₃ (b), Imagem MEV do ensaio de riscamento na amostra com revestimento de Al ₂ O ₃ (c) e Gráfico da força <i>z versus</i> distância para <i>scratch test</i> do revestimento de Al ₂ O ₃ (d).....	67
FIGURA 4.10 - EDS da região do substrato (a), EDS do revestimento multicamadas (b), Imagem MEV do ensaio de riscamento na amostra com revestimento multicamadas (c) e Gráfico da força <i>z versus</i> distância para <i>scratch test</i> do revestimento multicamadas (d).....	68
FIGURA 4.11 - Imagem MEV do pino revestido com Al ₂ O ₃ após o ensaio pino sobre disco (a), EDS da região 1 de deslizamento (b), EDS da região sem deslizamento (c) e EDS da região 2 de deslizamento (d).....	70
FIGURA 4.12 - Imagem MEV do pino revestido com multicamadas após o ensaio pino sobre disco (a), EDS da região 1 de deslizamento (b), EDS da região sem deslizamento (c) e EDS da região 2 de deslizamento (d).	70

- FIGURA 4.13 - Distribuição de temperatura para a ferramenta com revestimento de óxido de alumínio, velocidade de corte de 125 m/min e avanço 0,2 mm/rev. 86
- FIGURA 4.14 - Distribuição de temperatura para velocidade de corte de 125 m/min e avanço 0,1 mm/rev, para as ferramentas sem revestimento (a), com revestimento de óxido de alumínio (b) e multicamadas (c)..... 87
- FIGURA 4.15 - Distribuição de temperatura para velocidade de corte de 125 m/min e avanço 0,3 mm/rev, para as ferramentas sem revestimento (a), com revestimento de óxido de alumínio (b) e multicamadas. (c)..... 88
- FIGURA 4.16 - Distribuição de temperatura para velocidade de corte de 275 m/min e avanço 0,3 mm/rev, para as ferramentas sem revestimento (a), com revestimento de óxido de alumínio (b) e multicamadas (c)..... 88
- FIGURA J.1 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c). 130
- FIGURA J.2 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c). 130
- FIGURA J.3 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c). 131
- FIGURA J.4 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c). 131
- FIGURA J.5 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c)..... 132
- FIGURA J.6 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c)..... 132
- FIGURA J.7 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c)..... 133

- FIGURA J.8 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c)..... 133
- FIGURA J.9 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c). 134
- FIGURA J.10 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c). 134
- FIGURA J.11 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c). 135
- FIGURA J.12 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c). 135

LISTA DE GRÁFICOS

GRÁFICO 4.1 - Coeficiente de atrito em função da distância de deslizamento	69
GRÁFICO 4.2 - Probabilidade normal dos resíduos da força de corte	71
GRÁFICO 4.3 - Influência dos efeitos principais sobre a força de corte.....	73
GRÁFICO 4.4 - Probabilidade normal dos resíduos para o parâmetro R_a	74
GRÁFICO 4.5 - Gráfico dos efeitos principais para R_a	75
GRÁFICO 4.6 - Interação da velocidade de corte <i>versus</i> avanço para R_a	76
GRÁFICO 4.7 - Probabilidade normal dos resíduos da temperatura do cavaco.....	77
GRÁFICO 4.8 - Probabilidade normal dos resíduos da temperatura do cavaco após a transformada.	77
GRÁFICO 4.9 - Influência dos efeitos principais sobre a temperatura do cavaco.	78
GRÁFICO 4.10 - Interação da ferramenta <i>versus</i> velocidade de corte para a temperatura do cavaco	80
GRÁFICO 4.11 - Dependência da condutividade térmica de acordo com a temperatura para WC, Al_2O_3 e TiO_2	83
GRÁFICO 4.12 - Erros relativos sobre a temperatura para as equações geradas para as ferramentas sem revestimento, com revestimento de Al_2O_3 e multicamadas.	84
GRÁFICO 4.13 - Média e intervalo de confiança do erro para o modelo de Gottwein, avanço e K_{eq}	86
GRÁFICO 4.14 - Resultados experimentais e MEF para a temperatura do cavaco decorrente da usinagem com inserto sem revestimento.	90
GRÁFICO 4.15 - Resultados experimentais e MEF para a temperatura do cavaco decorrente da usinagem com inserto revestido com óxido de alumínio.....	90
GRÁFICO 4.16 - Resultados experimentais e MEF para a temperatura do cavaco decorrente da usinagem com inserto revestido com multicamadas.....	91
GRÁFICO 4.17 - Resultados obtidos por meio do modelo K_{eq} e MEF, para a temperatura na interface, para a ferramenta sem revestimento.	93
GRÁFICO 4.18 - Resultados obtidos por meio do modelo K_{eq} e MEF, para a temperatura na interface, para a ferramenta com revestimento de óxido de alumínio.	94

GRÁFICO 4.19 - Resultados obtidos por meio do modelo K_{eq} e MEF, para a temperatura na interface, para a ferramenta com revestimento multicamadas.....	94
GRÁFICO B.1 - Gráfico da força z versus distância para o teste de riscamento (<i>scratch test</i>) do revestimento de Al_2O_3	118
GRÁFICO B.2 - Gráfico da força z versus distância para o teste de riscamento (<i>scratch test</i>) do revestimento de Al_2O_3	118
GRÁFICO B.3 - Gráfico da força z versus distância para o teste de riscamento (<i>scratch test</i>) do revestimento multicamadas.....	118
GRÁFICO B.4 - Gráfico da força z versus distância para o teste de riscamento (<i>scratch test</i>) do revestimento multicamadas.....	119
GRÁFICO H.1 - Probabilidade normal dos resíduos de R_z	126
GRÁFICO H.2 - Influência da velocidade de corte e avanço sobre R_z	127
GRÁFICO I.1 - Probabilidade normal dos resíduos de R_t	128
GRÁFICO I.2 - Influência da velocidade de corte e avanço sobre R_t	129
GRÁFICO K.1 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	136
GRÁFICO K.2 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	137
GRÁFICO K.3 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	137
Gráfico K.4 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	137
GRÁFICO K.5 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	137
GRÁFICO K.6 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	138
GRÁFICO K.7 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	138
GRÁFICO K.8 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	138
GRÁFICO K.9 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	138
GRÁFICO K.10 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	139

GRÁFICO K.11 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	139
GRÁFICO K.12 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	139
GRÁFICO K.13 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	139
GRÁFICO K.14 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	140
GRÁFICO K.15 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	140
GRÁFICO K.16 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	140
GRÁFICO K.17 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	140
GRÁFICO K.18 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	141
GRÁFICO K.19 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	141
GRÁFICO K.20 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	141
GRÁFICO K.21 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	141
GRÁFICO K.22 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	142
GRÁFICO K.23 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	142
GRÁFICO K.24 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	142
GRÁFICO K.25 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	142
GRÁFICO K.26 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	143
GRÁFICO K.27 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	143

GRÁFICO K.28 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	143
GRÁFICO K.29 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	143
GRÁFICO K.30 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	144
GRÁFICO K.31 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	144
GRÁFICO K.32 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	144
GRÁFICO K.33 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	144
GRÁFICO K.34 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.....	145
GRÁFICO K.35 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.....	145
GRÁFICO K.36 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.....	145
GRÁFICO K.37 - Resultados experimentais e MEF para a força de corte decorrente da usinagem com inserto sem revestimento.	146
GRÁFICO K.38 - Resultados experimentais e MEF para a força de corte decorrente da usinagem com inserto revestido com óxido de alumínio.....	146
GRÁFICO K.39 - Resultados experimentais e MEF para a força de corte decorrente da usinagem com inserto revestido com multicamadas.	146

LISTA DE TABELAS

TABELA 3.1 - Propriedades mecânicas do ferro fundido vermicular	46
TABELA 3.2 - Condições experimentais.....	54
TABELA 4.1 - Análise da composição química do ferro fundido vermicular.....	59
TABELA 4.2 - Análise de Variância para Força de Corte.....	72
TABELA 4.3 - Análise de Variância para R_a	74
TABELA 4.4 - Análise de Variância para a temperatura do cavaco.....	78
TABELA 4.5 - Resultados da temperatura média do cavaco obtida experimentalmente e por MEF.....	89
TABELA 4.6 - Resultados para temperatura na interface para o modelo K_{eq} e MEF.....	92
TABELA A.1 - Resultados das medições de R_a dos corpos de prova utilizados no ensaio pino sobre disco	117
TABELA C.1 - Resultados para as medições de força de corte.....	120
TABELA D.1 - Resultados para as medições de R_a	121
TABELA E.1 - Resultados para as medições de R_z	122
TABELA F.1 - Resultados para as medições de R_t	123
TABELA G.1 - Resultados para as medições de temperatura do cavaco	124
TABELA G.2 - Resultados para os resíduos da temperatura do cavaco após a transformada	125
TABELA H.1 - Análise de Variância para R_z	126
TABELA I.1 - Análise de Variância para R_t	128
TABELA K.1 - Resultados da força de corte obtida por MEF	136

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AISI	Instituto Americano de Ferro e Aço (<i>American Iron and Steel Institute</i>)
ANOVA	Análise de Variância (<i>Analysis of Variance</i>)
APC	Aresta Postiça de Corte
ASM	Sociedade Americana para Metais (<i>American Society for Metals</i>)
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	Sociedade Americana de Testes e Materiais (<i>American Society for Testing and Materials</i>)
CDTN	Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear
CGI	Ferro Fundido Vermicular (<i>Compacted Graphite Iron</i>)
CVD	Deposição química de vapor (<i>Chemical Vapour Deposition</i>)
EDS	Espectroscopia de energia dispersiva (<i>Energy Dispersion Spectroscopy</i>)
FGI	Ferro fundido com grafita lamelar (<i>Flake Graphite Iron</i>)
IPA	<i>Aluminium Isopropoxide</i>
ISO	Organização Internacional de Normalização (<i>International Organization for Standardization</i>)
MDF	Método das diferenças finitas
MEF	Método dos elementos finitos
MEC	Método dos elementos de contorno
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
MQL	Mínima quantidade de lubrificante (<i>Minimum Quantify of Lubrificant</i>)
NGI	Ferro Fundido Nodular (<i>Ductile ou Nodular Graphite Iron</i>)
pH	Potencial hidrogeniônico
PVD	Deposição Física de Vapor (<i>Physical Vapour Deposition</i>)
SAE	Sociedade dos Engenheiros Automotivos (<i>Society of Automotive Engineers</i>)
SENAI	Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial
TIPT	<i>Tetraisopropilo orthotitanato</i>
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
UFU	Universidade Federal de Uberlândia

LISTA DE ABREVIATURAS DE ELEMENTOS E COMPOSTOS QUÍMICOS

Al	Alumínio
AlO(OH)	Boemita
Al ₂ O ₃	Óxido de alumínio
C	Carbono
C ₆ H ₈ O ₇	Ácido cítrico
Ca	Cálcio
Ce	Cério
CeO ₂	Óxido de cério
Co	Cobalto
CuO	Óxido de cobre
Fe	Ferro
Fe ₃ C	Carboneto de ferro
Ga ₂ O ₃	Óxido de gálio
HCl	Ácido clorídrico
HNO ₃	Ácido nítrico
H ₂ O	Água deionizada
In ₂ O ₃	Óxido de índio
KOH	Hidróxido de potássio
Mn	Manganês
Mg	Magnésio
Mo	Molibdênio
MoO ₃	Óxido de molibdênio
MnS	Sulfeto de manganês
NbC	Carboneto de nióbio
NaOH	Hidróxido de sódio
NH ₄ OH	Hidróxido de amônio
NiO	Óxido de níquel
O	Oxigênio
S	Enxofre

Si	Silício
SiO ₂	Dióxido de silício
Si ₃ N ₄	Nitreto de silício
SnO ₂	Dióxido de estanho
TaC	Carboneto de tântalo
Ti	Titânio
TiAlN	Nitreto de titânio-alumínio
TiC	Carboneto de titânio
TiO ₂	Dióxido de titânio
TiN	Nitreto de titânio
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiAl	Nitreto de alumínio-titânio
ZnO	Óxido de zinco
ZrO ₂	Óxido de zircônio
W	Tungstênio
WC	Carboneto de tungstênio
WO ₃	Óxido de tungstênio

NOMENCLATURAS

A	Proporção de energia mecânica que é sentida como um aumento na temperatura
a_1	Coefficiente experimental 1
Along	Alongamento (%)
a_p	Profundidade de usinagem [mm]
b	Largura de corte [mm]
b_1	Coefficiente experimental 2
B	Módulo de encruamento por deformação
B_1	Proporção de calor que flui do plano de cisalhamento para a peça
B_2	Proporção de calor que flui da interface cavaco/ferramenta para o cavaco
C	Coefficiente de sensibilidade à velocidade de deformação
c	Calor específico [J/kg.K]
C	Valor característico do par ferramenta/peça e das condições de operação
c_1	Coefficiente experimental 3
c_1	Calor específico dos materiais envolvidos [J/Kg.K]
C_2	Constante experimental
c_p	Capacidade de calor específico [J/kg/°C]
D	Diâmetro médio do grão [mm]
d_1	Coefficiente experimental 4
e_1	Coefficiente experimental 5
f	Avanço [mm/rev] ou [mm/rot]
F_c	Força de corte [N]
F_f	Força de avanço [N]
f_f	Fração da energia de atrito conduzida para o inserto à ferramenta (coeficiente da partição de calor)
F_t	Projeção da força principal de corte sobre a superfície de saída da ferramenta na sua direção tangencial [N]
f_v	Vetor da densidade de força do corpo [N/m ³]
F-valor	Valor da variação entre médias da amostra/variação dentro das amostras
h	Coefficiente de transferência de calor na interface [kW/m ² /°C]
i	Expoente característico do par ferramenta/peça e das condições de operação

k_1	Coeficiente de resistência específico do material [MPa.mm ^{1/2}]
k	Difusividade térmica [W/m.°C]
k_2	Difusividade térmica do material do cavaco [W/m.°C]
K	Condutividade térmica [W/m°.C] ou [W/m.K]
K_2	Condutividade térmica [W/m.°C]
K_{eq}	Condutividade térmica equivalente [W/m°.C] ou [W/m.K]
K_n	Condutividade térmica do n ésimo material [W/m°.C] ou [W/m.K]
l_c	Comprimento de contato ferramenta/cavaco sobre a superfície de saída [mm]
LE	Limite de escoamento [MPa]
LR	Limite de resistência [MPa]
m	Expoente de sensibilidade à temperatura (amolecimento térmico)
n	Expoente de encruamento por deformação
n	Número de materiais envolvidos no processo de usinagem
η_f	Fator de conversão de trabalho decorrente do atrito
η_p	Fator de conversão do trabalho de plástico (Fator de Taylor-Quinney)
P_c	Potência de corte [W]
P-valor	Valor do nível descritivo ou probabilidade de significância
Q	Porção de calor gerada [W]
q_c	Fluxo de energia total no cavaco [W]
\dot{q}_f	Fluxo de calor decorrente do atrito na interface inserto/material [W/m ²]
q_l	Fluxo de energia na interface cavaco/ferramenta [W]
q_{ll}	Energia específica na forma de calor devido ao atrito entre a superfície do cavaco e a ferramenta [W/m ²]
$\dot{q}_{\rightarrow inserto}$	Fluxo de calor transmitido para a ferramenta [W/m ²]
$\dot{q}_{\rightarrow material}$	Fluxo de calor absorvido pela peça de trabalho (energia calorífica liberada principalmente pelo cavaco) [W/m ²]
\dot{q}_p	Aquecimento gerado pela deformação plástica [W/m ³]
\dot{q}_v	Geração de calor volumétrico [W/m ³]
q_z	Fluxo de energia no plano de cisalhamento [W]
q_{z1}	Energia específica na forma de calor [W/m ²]
R_1	Proporção de calor que flui da fonte do corpo semi-infinito 1
R_2	Proporção de calor que flui da fonte do corpo semi-infinito 2
R_a	Desvio aritmético médio do perfil de rugosidade (μm)

R-sq	R quadrado
R-sq (adj)	R quadrado ajustado
R-sq (pred)	R quadrado predito
R_t	Altura total do perfil de rugosidade (μm)
R_z	Altura máxima do perfil de rugosidade (μm)
S	Desvio padrão entre os pontos de dados e os valores ajustados
S_U	Tensão máxima [MPa]
T	Temperatura [$^{\circ}\text{C}$]
T_o	Temperatura ambiente [$^{\circ}\text{C}$]
T_0	Temperatura de referência do ambiente [$^{\circ}\text{C}$]
T_{CT-exp}	Temperatura de corte experimental [$^{\circ}\text{C}$]
T_{int-m}	Temperatura da peça de trabalho [$^{\circ}\text{C}$]
T_{int-i}	Temperatura do inserto na interface [$^{\circ}\text{C}$]
T_m	Temperatura de fusão do material [$^{\circ}\text{C}$]
$T_{máx}$	Temperatura máxima [$^{\circ}\text{C}$]
V	Velocidade [m/s]
V_B	Desgaste de flanco [μm]
$V_{Bmáx}, VB_{Bmáx}$	Desgaste de flanco máximo [μm]
v_c	Velocidade de corte [m/min]
v_{cav}	Velocidade de saída do cavaco [m/min]
θ	Temperatura de corte [K]
θ_c	Temperatura do cavaco [$^{\circ}\text{C}$]
$\theta_{interface}$	Temperatura na interface [$^{\circ}\text{C}$]
$\overline{\Delta T}_{Zcav}$	Temperatura do cavaco próxima ao plano de cisalhamento [$^{\circ}\text{C}$]
$\overline{\Delta T}_{Icav}$	Temperatura na interface cavaco/ferramenta [$^{\circ}\text{C}$]
ρ	Densidade do material [kg/m^3]
ρ_1	Densidade do material 1 [kg/m^3]
Φ	Ângulo de cisalhamento [$^{\circ}$]
α	Nível de significância
σ	Tensor de tensão de Cauchy [MPa]
σ_y	Tensão de escoamento [MPa]
σ_1	Constante dos materiais [MPa]
σ_0	Tensão de escoamento do material (limite elástico) [MPa]

$\bar{\sigma}$	Tensão equivalente [MPa]
σ_N	Tensão normal de atrito [MPa]
$\dot{\epsilon}_0$	Taxa de deformação de referência [s^{-1}]
ϵ	Deformação plástica
$\dot{\epsilon}$	Taxa de deformação equivalente [s^{-1}]
$\dot{\epsilon}^p$	Taxa de deformação plástica equivalente [s^{-1}]
μ	Coefficiente de atrito
\ddot{u}	Vetor de aceleração [m/s^2]
λ	Condutividade térmica [$W/m/^\circ C$]
$\dot{\gamma}$	Velocidade de deslizamento relativa [m/s]
τ_f	Tensão de cisalhamento do atrito [MPa]
$\bar{\tau}_{máx}$	Tensão de cisalhamento limite [MPa]

RESUMO

Para a obtenção de um melhor desempenho das ferramentas de corte, os revestimentos surgem como alternativa no processo de usinagem. O objetivo do revestimento é melhorar as condições tribológicas nas interfaces ferramenta-peça e ferramenta-cavaco. Neste trabalho, estudou-se o comportamento de insertos de metal duro sem revestimento e com revestimentos de Al_2O_3 e multicamadas (TiO_2 e Al_2O_3) sintetizados pelo processo sol-gel no torneamento do ferro fundido vermicular. De forma geral, os revestimentos depositados apresentaram boa adesão ao substrato. Com relação ao ensaio de riscamento, os resultados indicaram que o revestimento multicamadas apresentou melhor adesão ao substrato. Por meio dos testes pino sobre disco, menores coeficientes de atrito foram encontrados para as ferramentas revestidas até a distância de deslizamento de 100 m. Para a verificação da influência dos parâmetros de corte (v_c e f), bem como do revestimento, realizou-se um planejamento fatorial completo (matriz 3^{24}). A análise de variância (ANOVA) foi utilizada para avaliar a influência dos parâmetros de corte e do revestimento sobre a força de corte, rugosidade e temperatura do cavaco, e os resultados indicaram que a força de corte foi menor para a ferramenta revestida com multicamadas. Para a rugosidade, o aumento da velocidade de corte contribuiu para minimizar os parâmetros avaliados, ao contrário do avanço, que proporcionou o aumento destes. Já para a temperatura do cavaco, os menores valores foram obtidos quando se utilizou o inserto multicamadas, sendo que o aumento da velocidade de corte e do avanço colaborou para a elevação da temperatura. Por fim, realizou-se a modelagem numérica por meio de elementos finitos, validando-se o modelo numérico por meio dos resultados experimentais da temperatura do cavaco. Pela técnica de linearização, obteve-se um modelo analítico para a temperatura do cavaco e para a interface, e, além disso, o modelo de Gottwein foi modificado, acrescentando-se a ele os parâmetros avanço e condutividade térmica equivalente. O modelo obtido apresentou boa concordância com os resultados obtidos por meio da técnica numérica.

Palavras-chave: Revestimentos sol-gel. Força de corte. Rugosidade. Temperatura. Predição da temperatura.

ABSTRACT

In order to obtain better cutting tools performance, the coatings can be an alternative to the machining process. The goal of the coating is to improve tribological conditions in the chip-tool and tool-workpiece interfaces. Due to this, in this work, the behavior of uncoated, Al_2O_3 and multilayer (TiO_2 and Al_2O_3) coated tungsten carbide (WC) inserts by the sol-gel process used in the turning process of compacted graphite iron was studied. Overall, the deposited coatings showed good adhesion to the substrate. The scratch test indicated that the multilayer coating showed better adhesion on the substrate. The pin-on-disc tests indicated that lower friction coefficients were found for the coated tools up to 100 m of the sliding distance. To verify the influence of the cutting parameters (v_c and f) and the coating, a full factorial design (matrix $3^{2 \times 4^1}$) was made. The analysis of variance (ANOVA) was used to evaluate the influence of the cutting parameters and tool coating on the cutting force, roughness and chip temperature. The results demonstrated that the lower cutting forces were obtained using the multilayer coated tool. The increase of the cutting speed contributed to minimize the roughness parameters, different from the feed. For the chip temperature, lower values were obtained when the multilayer insert was used. The increase of cutting speed and feed contributed to a higher chip temperature. Finally, a numerical modeling was performed using the finite elements method (FEM). The numerical model was validated through the experimental results of the chip temperature. An analytical model for both chip and interface (chip/tool) temperature was obtained by the linearization technique. Thus, an improved Gottwein model was created using not only cutting speed, but also the parameters feed and equivalent thermal conductivity. Both improved Gottwein model and FEM showed similar results when compared to the experimental values obtained.

Keywords: Sol-gel coatings. Cutting force. Roughness. Chip temperature. Temperature prediction.

1 INTRODUÇÃO

A fabricação é uma atividade relativamente antiga, e a madeira era o principal material utilizado na manufatura de peças. Posteriormente, surgiram materiais novos e mais resistentes, como consequência da Revolução Industrial (MACHADO *et al.*, 2015). Com o advento desse grande marco histórico, surgiu também a dificuldade de manufaturar, bem como de elevar a qualidade e a produtividade durante os processos.

Gouveia *et al.* (2016) afirmam que dentre os processos de fabricação de peças metálicas, a usinagem é um dos mais utilizados, o que justifica seu estudo, visando minimizar os problemas técnicos e econômicos oriundos dela. Para isso, variáveis como força, potência de corte, temperatura e desgaste devem ser avaliadas, visto que representam as variáveis de saída de uma operação de usinagem.

Sabe-se que a maior parte da potência necessária na usinagem é convertida em calor (TRENT 1988 *apud* Machado *et al.*, 2015). Assim, é importante conhecer as variáveis influentes durante a geração de calor neste processo, pois o calor gerado é decorrente do trabalho da deformação plástica, do cisalhamento e do atrito. De acordo com Toenshoff e Denkena (2013) as parcelas de calor vão para a ferramenta, o cavaco e a peça, podendo afetar as propriedades mecânicas da peça e as forças. Dessa forma, a temperatura de corte torna-se um fator decisivo na otimização do processo, estando também relacionada ao desgaste das ferramentas de corte.

Nota-se uma grande dificuldade na mensuração na temperatura de corte, devido ao contato direto entre a ferramenta e a peça de trabalho. Além disso, o acesso a essa região de contato, durante a usinagem, é restrito (NING e LIANG, 2018). Diferentes técnicas experimentais têm sido utilizadas, bem como soluções analíticas e a simulação por elementos finitos, para a aproximação da temperatura na região de corte.

De forma a contribuir para um melhor desempenho das ferramentas no corte de materiais (obtenção de menores esforços de corte e temperaturas, por exemplo), surge a necessidade de melhorá-las, e uma forma é por meio do uso de revestimentos. Estes tendem a melhorar as condições tribológicas entre as interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça (ASTAKHOV, 2006). Os revestimentos cerâmicos, por apresentarem boas propriedades, como estabilidade térmica, inércia química, alta dureza, biocompatibilidade, entre outras, têm sido comumente empregados, como os revestimentos de dióxido de titânio e óxido de alumínio

utilizados no presente trabalho. Eles podem ser produzidos por diferentes técnicas (PVD, CVD e sol-gel, por exemplo) (STYLIANOU *et al.*, 2019; PULCI *et al.*, 2015; YANG *et al.*, 2014; CHEN *et al.*, 2000; PEREIRA *et al.*, 2017). A técnica sol-gel permite a obtenção de revestimentos a baixas temperaturas, é aplicável a substratos de geometrias complexas e apresenta baixo custo (WRIGHT e SOMMERDIJK, 2001; DAI *et al.*, 2009; BRINKER e SCHERER, 1990; YANG, ZHANG e MO, 2014). Por estas razões, foi a técnica escolhida para a obtenção dos revestimentos utilizados.

Com o intuito de verificar a influência de revestimentos nas ferramentas de corte, optou-se, neste trabalho, pela usinagem do ferro fundido vermicular, que é de grande utilidade na indústria automotiva, em coletores de exaustão, blocos de motores diesel, cabeçote do motor, discos de freio, tambor de freio, etc. (TUPY, 2018). Isso decorre de suas boas propriedades mecânicas, apesar de apresentar uma usinabilidade inferior à do ferro fundido cinzento. A presença de partículas duras na microestrutura e a ausência de partículas de sulfeto de manganês são fatores que agem de forma a dificultar a usinagem deste material (GUESSER, 2009).

Diante desse contexto, um estudo foi realizado com o intuito de verificar o desempenho de insertos de metal duro sem e com revestimento, depositados pelo processo sol-gel, e também analisar qual ferramenta apresentou melhor comportamento no torneamento do ferro fundido vermicular. Além disso, um modelo analítico simplificado para a temperatura do cavaco e para a temperatura na interface cavaco-ferramenta foi obtido considerando-se a variável condutividade térmica equivalente, assim como um modelo numérico, por meio de elementos finitos, também foi elaborado.

A seguir, o objetivo geral e os objetivos específicos são descritos.

1.1 Objetivo geral

O presente trabalho teve como objetivo geral o estudo de insertos revestidos pelo processo sol-gel no torneamento do ferro fundido vermicular (CGI).

1.2 Objetivos específicos

Os objetivos específicos deste trabalho foram os seguintes:

- caracterizar os revestimentos depositados pelo processo sol-gel;

- compreender a influência dos parâmetros - velocidade de corte, avanço e revestimento da ferramenta na força de corte na operação de torneamento;
- verificar a influência dos parâmetros - velocidade de corte, avanço e revestimento da ferramenta- sobre a rugosidade da peça;
- avaliar a influência dos parâmetros - velocidade de corte, avanço e revestimento da ferramenta - sobre a temperatura do cavaco formado durante o torneamento;
- realizar a modelagem por elementos finitos da temperatura, de forma a validar os resultados experimentais obtidos;
- prever a temperatura do cavaco e a temperatura na interface cavaco-ferramenta durante o torneamento, por meio de um modelo analítico, utilizando a condutividade térmica equivalente dos materiais envolvidos.

1.3 Justificativa

A usinagem é um dos processos mais aplicáveis na fabricação de materiais metálicos. Por esse motivo, diferentes pesquisadores concentraram seus esforços na melhoria das ferramentas e na otimização dos parâmetros de corte (GOUVEIA *et al.*, 2016). Uma das formas de melhoria é a utilização de revestimentos nas ferramentas de corte, os quais podem apresentar características diferenciadas (como, por exemplo, condutividade térmica). Astakhov (2006) afirma que o propósito dos revestimentos é a melhoria das condições tribológicas.

O processo avaliado apresenta-se complexo e envolve diversas variáveis. Ning e Liang (2018) afirmam que a temperatura elevada na usinagem convencional tem uma influência negativa, visto que contribui com o mecanismo de difusão. Assim, a estimativa de temperatura é o ponto-chave para a melhoria do processo de corte (VALIORGUE *et al.*, 2013). Tal variável também está diretamente relacionada com o desgaste e a vida útil das ferramentas.

O intuito de relacionar a temperatura na operação de torneamento com a utilização de revestimentos, por meio da propriedade condutividade térmica, motivou o desenvolvimento do presente trabalho. A sua principal justificativa se dá pelo fato de que a temperatura é uma variável de difícil mensuração, e modelos analíticos em função da condutividade térmica dos materiais envolvidos, que constam na literatura, não são de fácil utilização.

1.4 Estrutura da tese

A presente tese está estruturada da seguinte forma:

- Capítulo 2: Revisão da Literatura - neste tópico, é apresentado o levantamento das referências sobre o processo de usinagem do ferro fundido vermicular, bem como sobre o método de revestimento sol-gel. Além disso, algumas soluções analíticas para a predição da temperatura e alguns trabalhos com a utilização do método de elementos finitos são apresentados.
- Capítulo 3: Metodologia – aqui, são apresentados os materiais, equipamentos e métodos utilizados no desenvolvimento do trabalho. São descritos os parâmetros utilizados para os ensaios realizados, bem como as principais características do modelo numérico proposto.
- Capítulo 4: Resultados e Discussão - neste capítulo, são descritos e discutidos os resultados experimentais referentes à força de corte, rugosidade e temperatura do cavaco; a modelagem matemática da temperatura do cavaco e da temperatura de corte, e o modelo numérico proposto para a temperatura de corte.
- Capítulo 5: Conclusões - neste tópico, apresentam-se as conclusões oriundas dos principais resultados obtidos.
- Capítulo 6: Propostas de trabalhos futuros.
- Capítulo 7: Publicações oriundas da tese.
- Referências: neste tópico, são descritas as referências utilizadas para a realização deste trabalho.

2 REVISÃO DA LITERATURA

Neste capítulo, é exposta a revisão acerca do ferro fundido vermicular e do processo de usinagem por torneamento, mostrando a definição da operação e dos tipos de ferramentas utilizadas nesta. Apresentam-se uma revisão sobre o método de revestimento sol-gel, bem como os tipos de revestimento mais usados em ferramentas de corte e, em seguida, uma visão global com observações experimentais sobre medição de forças na operação de torneamento e temperatura do cavaco. Por fim, algumas soluções analíticas para a predição da temperatura são exibidas e também a utilização do método dos elementos finitos na usinagem.

2.1 Ferro fundido

2.1.1 Classificações dos ferros fundidos

Os ferros fundidos e os aços são materiais à base de Fe e C, altamente utilizados por diversos setores das indústrias, devido à sua grande versatilidade. Sousa, Sales e Machado (2018) afirmam que, dentre os materiais metálicos, a segunda maior produção é representada pelos ferros fundidos. Uma das vantagens dos ferros fundidos é a possibilidade de se obter peças com geometrias complexas (PEREIRA, 2010).

De acordo com Guessser (2009), os ferros fundidos são ligas Fe-C-Si, que ainda podem conter outros elementos em concentrações menores. Os elementos que mais influenciam na estrutura dos ferros fundidos são o carbono e o silício, onde o primeiro determina a quantidade de grafita que pode ser formada, e o segundo é o elemento grafitizante, favorecendo a decomposição de Fe_3C (carboneto de ferro) (CALLISTER JR., 2008).

Guessser (2009) afirma que os ferros fundidos podem conter diversos elementos de liga, os quais podem ser classificados em três categorias: 1 - silício e alumínio; 2 - níquel, cobre e estanho; e 3 - cromo, molibdênio, tungstênio e vanádio (ASM, 1990). O cobre e o estanho são os principais elementos perlitizantes ou refinadores da perlita; já os elementos do grupo 3 são formadores de carbonetos. A FIG. 2.1 reúne as principais categorias dos elementos de liga utilizados nos ferros fundidos, bem como o efeito de cada elemento.

Categorias	Elemento químico	Efeito
Grupo 1	Alumínio	Grafitizante
	Silício	Grafitizante
Grupo 2	Níquel	Perlitizante
	Cobre	Perlitizante
	Estanho	Perlitizante
Grupo 3	Cromo	Formador de carbonetos
	Molibdênio	Formador de carbonetos
	Vanádio	Formador de carbonetos

FIGURA 2.1 - Efeitos de alguns elementos estruturais nos ferros fundidos.

Fonte: Adaptado de Chiaverini (2005).

Smith (1998) descreve que, com a adição de elementos de liga, pode-se obter excelente resistência ao desgaste, à abrasão e/ou à corrosão. As diferenças na forma da grafita, juntamente com a combinação com os constituintes da matriz, afetam as propriedades dos ferros fundidos (dureza, resistência à tração, condutividade térmica, fadiga mecânica, etc.) e, por sua vez, interferem na usinabilidade desses materiais (KAMINSKI e ALVELID, 2000).

Os ferros fundidos podem ser divididos em cinco tipos: ferro fundido branco, cinzento, nodular, maleável e vermicular (CALLISTER e RETHWISCH, 2010). A nomenclatura dos ferros fundidos cinzento e branco relaciona-se à aparência da fratura (acinzentada e clara/branca, respectivamente). No caso do ferro fundido nodular e do vermicular, remete ao formato da grafita: para o primeiro, têm-se esferas individuais, e, para o segundo, as partículas de grafita são aleatoriamente orientadas e alongadas, porém mais curtas, mais grossas e com bordas arredondadas, sendo também denominadas de vermes. Por fim, para o maleável, a nomenclatura diz respeito a algumas propriedades mecânicas; ele é considerado o primeiro ferro fundido com significativa ductilidade (GUESSER, 2009; SINTERCAST, 2018). A FIG. 2.2 apresenta a micrografia de cada um.

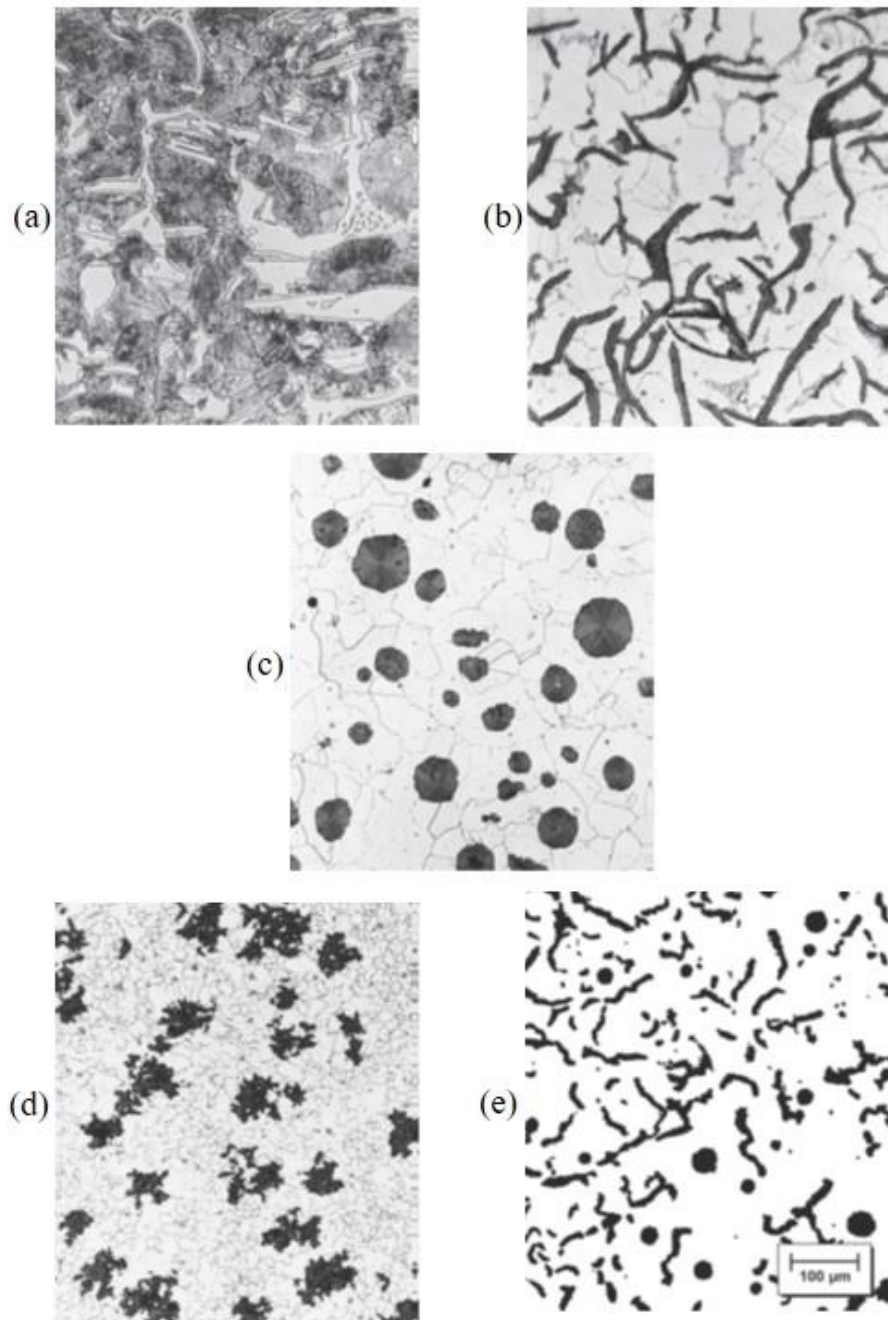


FIGURA 2.2 - Micrografias de vários tipos de ferro fundido. (a) Ferro fundido branco, (b) Ferro fundido cinzento, (c) Ferro fundido nodular, (d) Ferro fundido maleável e (e) Ferro fundido vermicular.

Fonte: Callister e Rethwisch (2010).

A seguir, é realizada uma descrição do ferro fundido vermicular, objeto deste trabalho, bem como das suas particularidades.

2.1.2 Ferro fundido vermicular

A obtenção do ferro fundido vermicular, também conhecido como CGI (do inglês *Compacted Graphite Iron*), foi decorrente de erros de composição química durante a produção de ferro fundido nodular (JUNIOR e GUESSER, 2011).

Com relação aos métodos estudados para obtenção do ferro fundido vermicular, têm-se adicionado elementos nodularizantes, como o magnésio (Mg) ou Cério (Ce), e elementos antinodularizantes, como o titânio (Ti), em quantidades controladas (GUESSER, SCHROEDER e DAWSON, 2001; DAWSON, 2002). Outro elemento químico que necessita de controle durante a fabricação de ferro fundido vermicular é o enxofre (S). Na FIG. 2.3, pode-se observar a influência do teor deste elemento na produção de ferros fundidos vermicular, nodular e cinzento, com a utilização de diferentes elementos químicos. Uma pequena alteração no teor de enxofre ou no teor de magnésio contribui para a formação de grafita lamelar ou esferoidal, e, com a adição de antinodulizantes, como o titânio, consegue-se ampliar a faixa residual de magnésio e, então, minimizar a influência do enxofre. Por outro lado, para o processo que utiliza somente magnésio, são necessários equipamentos especiais dotados de técnicas de análise térmica e de oxidação, visto que a faixa referente ao CGI é bem estreita, indicando a necessidade de uma quantidade precisa deste elemento (DAWSON, 1994; GUESSER *et al.*, 2001).

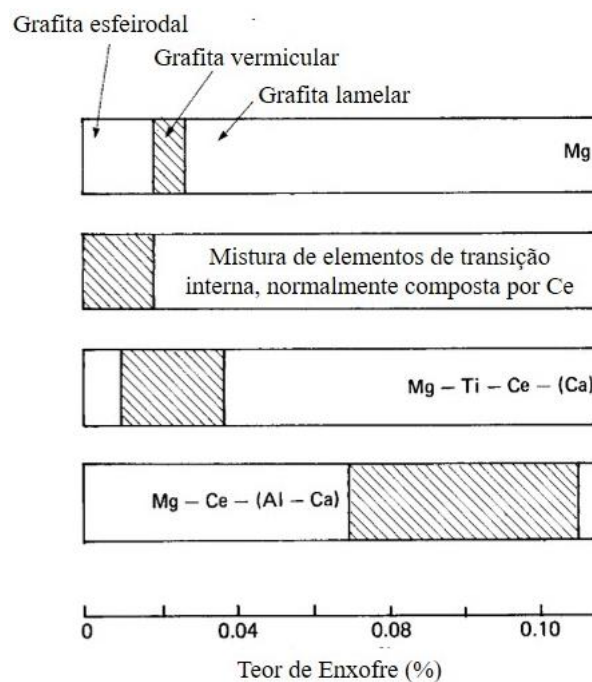


FIGURA 2.3 - Influência do teor de enxofre na produção de ferro fundido vermicular por diferentes métodos.

Fonte: Adaptado de Elliott (1988).

É importante destacar o efeito de outros elementos deletérios nos ferros fundidos, além do titânio e do enxofre. Portanto, percentuais são definidos para a composição dos ferros fundidos, conforme a FIG. 2.4.

Elemento	Composição (%)
Alumínio	0,1
Arsênio	0,02
Bismuto	0,002
Cádmio	0,01
Chumbo	0,002
Antimônio	0,002
Selênio	0,03
Telúrio	0,02
Zircônio	0,1

FIGURA 2.4 - Composição-limite de alguns elementos deletérios.

Fonte: Adaptado de ASM (1990).

Para o ferro fundido vermicular, que se encontra em posição intermediária entre os ferros fundidos cinzento e nodular, a grafita apresenta-se no formato de vermes (FIG. 2.5). Sua maior resistência à iniciação e à propagação de trincas, em comparação com os ferros fundidos cinzentos, e maior resistência à distorção do que os ferros fundidos nodulares, os tornam adequados para moldes de lingotes. Além disso, as propriedades físicas e mecânicas também são justificadas pelos cantos arredondados das lamelas de grafita, sendo que estes não agem muito como pontos de concentração de tensões. Além disso, a grafita interconectada contribui para uma maior taxa de transferência de calor e de absorção das vibrações mecânicas do que no ferro fundido nodular (ASM HANDBOOK, 1990; GUESSER, 1997). Dentre as aplicações do CGI tem-se a utilização em coletores de exaustão, blocos de motores diesel, cabeçote do motor, discos de freio, tambor de freio, etc. (TUPY, 2018).

Propriedades	Cinzeno	Vermicular	Nodular
Resistência à tração (MPa)	250	450	750
Resistência à Fadiga (MPa)	110	200	250
Módulo de elasticidade (GPa)	105	145	160

FIGURA 2.5 - Propriedades mecânicas dos ferros fundidos cinzeno, vermicular e nodular de matriz perlítica.

Fonte: Adaptado de Kress (2002) *apud* Junior e Guessser (2011).

Na FIG. 2.6, tem-se as propriedades físicas e mecânicas do ferro fundido vermicular e do ferro fundido nodular em função da nodularidade. As propriedades de ductilidade e tensão apresentam-se superiores para o nodular; já a condutividade térmica e a capacidade de amortecimento são mais elevadas para o vermicular.

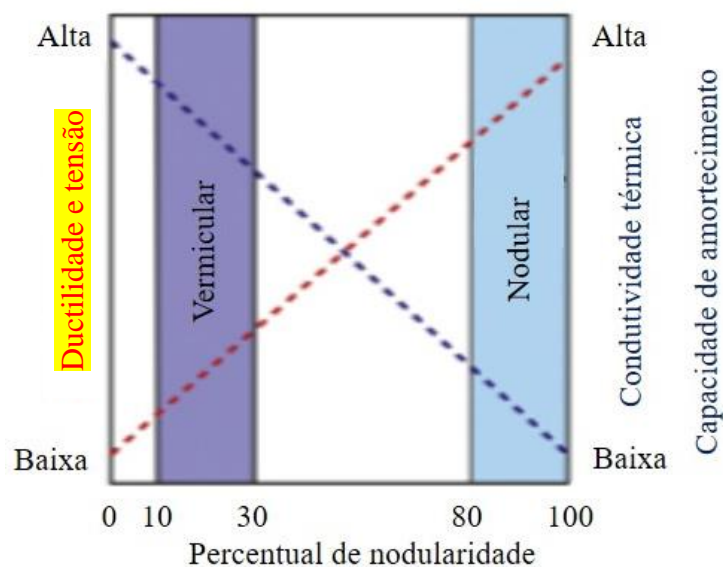


FIGURA 2.6 - Variação das propriedades físicas e mecânicas dos ferros fundidos em função do percentual de nodularidade.

Fonte: Adaptado de Rundman e Iacoviello (2001).

Dentre as vantagens em relação ao ferro fundido cinzeno, estão (ASM, 1990; CALLISTER e RETHWISCH, 2010):

- Maior resistência à tração, o que reduz a necessidade de ligas caras com elementos como níquel, cromo, cobre e molibdênio;
- Maior ductilidade e tenacidade;
- Baixa oxidação.

Na FIG. 2.7, são exibidas as classes de ferro fundido vermicular previstas na Norma SAE J1887/2002, bem como algumas propriedades mecânicas de cada uma. Como pode ser observado, a classe é dependente do tipo de matriz, visto que esta influencia nas características do material.

Classe	Dureza típica (HB)	LR min (MPa)	LE min (MPa)	Along. min (%)	Matriz típica	Nodularidade (%)
C250	121-179	250	175	3,0	ferrita	<20
C300HN	131-189	300	175	3,0	ferrita	20-50
C300	143-207	300	210	2,5	ferrita-perlita	<20
C350	163-229	350	245	2,0	ferrita-perlita	<20
C400	197-255	400	280	1,5	ferrita-perlita	<20
C450	207-269	450	315	1,0	perlita	<20
C500HN	207-269	500	315	1,5	perlita	20-50

FIGURA 2.7 - Classes de ferro fundido vermicular.

Fonte: Norma SAE J1887/2002 – Guessser (2009).

A influência da matriz durante a usinagem de ferro fundido vermicular foi estudada por Phillips (1982), que analisou o comportamento de ferramentas de metal duro, com e sem revestimento, no torneamento e na furação de CGI com matrizes ferríticas e perlíticas. Em todos os testes, foram obtidas maiores vidas úteis das ferramentas na usinagem do CGI ferrítico, devido à sua menor dureza.

Por outro lado, Sousa, Sales e Machado (2018) afirmam que o teor de perlita no CGI influencia o desgaste das ferramentas, mas há também uma relação com o tipo da operação de corte. Dawson (2002) avaliou o torneamento e o fresamento de CGI contendo diferentes proporções de perlita na matriz (50 a 95%), observando que o conteúdo de perlita influenciou diretamente na usinabilidade do material. De forma geral, para o fresamento, a vida útil da ferramenta aumentou com a elevação da proporção de perlita na matriz. Tais resultados se devem ao fato de que os elementos perlitizantes propiciaram boa deformação plástica e fácil clivagem, favorecendo a formação de cavacos. No caso do torneamento, a vida útil da ferramenta diminuiu com o aumento da proporção de perlita. Para as operações de corte

contínuo (como é o caso do torneamento), os elementos perlitizantes de alta liga deixam o material mais duro e abrasivo, levando a maiores desgastes das ferramentas.

Quanto à usinabilidade do ferro fundido vermicular, a descrição será feita a seguir.

2.1.3 Usinabilidade do ferro fundido vermicular

A usinabilidade pode ser estabelecida por variáveis como o tempo de serviço da ferramenta, acabamento superficial, temperatura de corte e formação do cavaco. Sua definição é expressa por meio do índice de usinabilidade, que relaciona um conjunto de propriedades de usinagem do material estudado em relação a outro tomado como padrão (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2006). Essa característica também é afetada por variáveis dependentes da máquina-ferramenta e variáveis dependentes do processo, como as condições de corte escolhidas (STEMMER, 1993).

Em geral, os ferros fundidos grafitizados (menos os brancos tipicamente) exibem boa usinabilidade para quase todos os critérios selecionados (SOUZA *et al.*, 2009). A variação da usinabilidade dos ferros fundidos depende da composição química e da sua microestrutura (CASTILLO, 2005). Por outro lado, a grafita contribui para o aumento da quebra de cavacos durante o processo de usinagem (MAMEDOV, 2003). Já o resíduo de grafita atua como lubrificante, reduzindo o atrito entre a peça e a ferramenta (MARWANGA *et al.*, 1999).

Machado *et al.* (2015) adicionaram algumas recomendações a serem seguidas para a obtenção de um bom desempenho na usinagem dos ferros fundidos:

- Baixa porcentagem de carbono pode levar a dificuldades no processo de usinagem, visto que haverá menor porcentagem de grafite;
- Microestruturas com alto teor de Si na ferrita são menos dúcteis, mais resistentes mecanicamente e com menor tendência ao aparecimento de APC (aresta postiça de corte);
- Aumento de perlita eleva a dureza e a resistência mecânica, diminuindo o desempenho do processo (redução da usinabilidade);
- Estrutura lamelar mais refinada leva a piores desempenhos na usinagem;
- Presença de carbonetos na microestrutura reduz as condições de corte, visto que são partículas de alta dureza;
- Partes superiores da peça fundida concentram as piores impurezas, devido a serem mais leves;

- Ferros fundidos vermiculares e brancos são mais difíceis de usinar, em relação aos outros.

Sousa *et al.* (2018) listam o ferro fundido vermicular como um material difícil para o corte, apontando três fatores:

- Tende a produzir cavacos descontínuos e serrilhados, o que causa flutuação e vibração de alta frequência durante o corte;
- A baixa condutividade térmica do CGI leva ao acúmulo de calor na interface cavaco-ferramenta, causando fáceis aderências nas superfícies das ferramentas;
- Contém uma porcentagem significativa de titânio, para melhoria durante o processo de fundição. Uma alta porcentagem de titânio promove a formação de carbonitreto de titânio (TiCN) e carboneto de titânio (TiC), devido às altas temperaturas causadas pelo corte. Essas partículas são mais duras que as ferramentas de corte de metal duro e podem riscá-las facilmente. Os ferros fundidos vermiculares produzidos no sistema Sinter Cast não contém titânio.

De acordo com Ding *et al.* (2019), esses fatores podem resultar em sério desgaste adesivo na superfície de saída da ferramenta de corte e aumentar o desgaste por abrasão na superfície de folga. Isso contribui para que a ferramenta de corte atinja rapidamente seu limite de desgaste, que, por sua vez, eleva significativamente os custos de usinagem, reduzindo, assim, a eficiência do processo.

Em seu trabalho, Dawson (2001) cita como variáveis influentes na usinagem de ferro fundido vermicular as características morfológicas da grafita, os efeitos de elementos químicos na formação de sulfetos e carbonetos e problemas resultantes das inclusões encontradas na liga.

Guesser (2009) afirma que a microestrutura dos ferros fundidos pode afetar a usinabilidade de três formas: abrasividade, lubrificação na interface cavaco/ferramenta e quebra do cavaco. Com relação à abrasividade, esta se justifica pela presença de partículas de titânio na composição do ferro fundido vermicular. Por outro lado, a lubrificação na interface cavaco/ferramenta é consideravelmente reduzida devido à ausência do composto MnS durante o processo de corte, sendo a ação exercida somente pela grafita. E, por fim, a quebra do cavaco, que está relacionada ao tamanho da região de aderência e ao tempo de contato cavaco/ferramenta, os quais são minimizados somente pela ação da grafita. Na usinagem do CGI, a região de adesão é pequena, sendo que o material encontra-se em posição intermediária entre o cinzento e o nodular (GUESSER, 2009; DAWSON *et al.*, 2001; CALLISTER e RETHWISCH, 2010).

O ferro fundido vermicular (CGI) exibe propriedades típicas de usinagem de metais duros, na qual há a obtenção de cavacos descontínuos. Como já mencionado, estes tendem a causar flutuações na força de corte e aumentar as vibrações mecânicas. A baixa condutividade térmica do CGI contribui para o acúmulo de calor na interface material/ferramenta durante o processo de usinagem, causando desgaste oxidativo e descamação do revestimento das ferramentas (YUAN *et al.*, 2014). Su *et al.* (2016), além da ausência de MnS e baixa condutividade térmica, confirmam também a presença de partículas duras de titânio como um fator contribuinte para a dificuldade de manufaturar esse material. Dentre os principais problemas no torneamento de ferro fundido vermicular às velocidades de corte moderadas, tem-se a formação de aresta postiça de corte, combinada com desgaste abrasivo e adesivo (ABDOOS *et al.*, 2019).

Ao realizar testes de torneamento para avaliar a usinabilidade do ferro fundido vermicular, em função da variação do teor de titânio, Rosa *et al.* (2010) observaram que o aumento da porcentagem de Ti contribui para a diminuição do tempo de corte médio, ou seja, para a redução da vida útil da ferramenta. Porém, pode-se observar que a velocidade de corte é mais influente. A FIG. 2.8 ilustra a comparação dos resultados obtidos (% Ti em peso: Liga 1 = 0,007; Liga 2 = 0,03; Liga 3 = 0,03; e nodularidade (%): Liga 1 = 7; Liga 2 = 12, Liga 3 = 16).

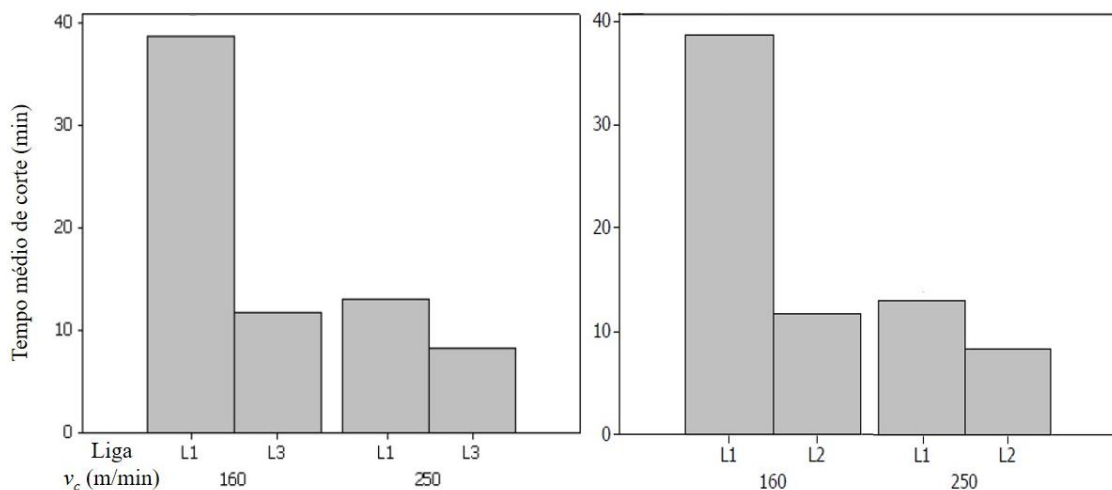


FIGURA 2.8 - Vidas das ferramentas para as ligas L1, L2 e L3.

Fonte: Rosa *et al.* (2010).

Malakizadi *et al.* (2018) avaliaram o efeito da microestrutura do material, propriedades mecânicas e condições de usinagem na usinabilidade durante o fresamento do ferro fundido vermicular. Os autores verificaram o efeito da quantidade de silício, bem como compararam

com o ferro fundido convencional ferrítico-perlítico. Na FIG. 2.9 são ilustrados os resultados obtidos.

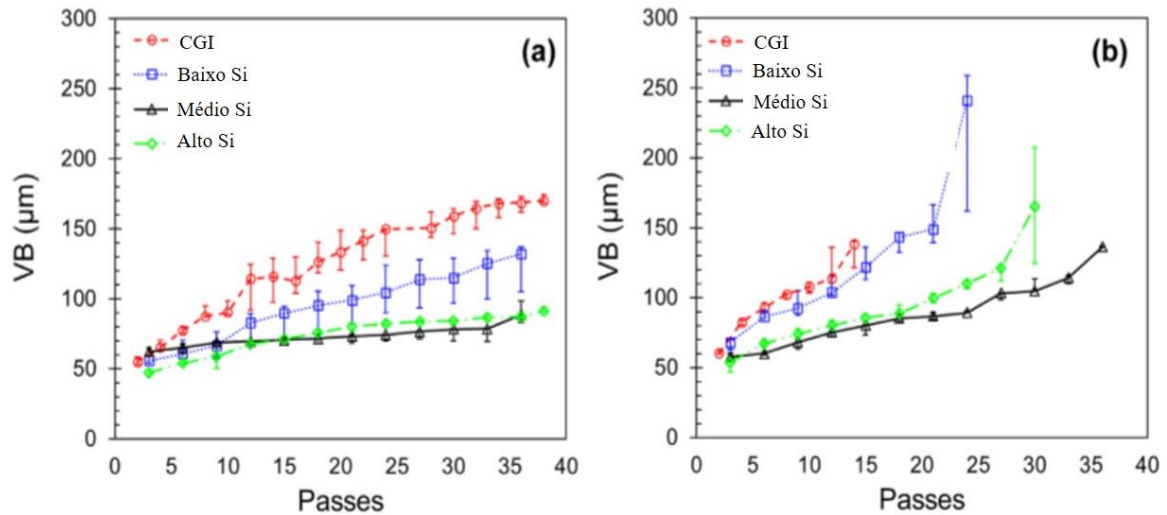


FIGURA 2.9 - Desgaste de flanco da ferramenta (VB) durante o fresamento nas condições de corte A ($v_c=120$ m/min; $f=0,25$ mm/rev; $a_p=1,5$ mm e tempo de ciclo=275 s) (a) e B ($v_c=200$ m/min; $f=0,15$ mm/rev; $a_p=1,5$ mm e tempo de ciclo=275 s) (b).

Fonte: Malakizadi *et al.* (2018).

O Si-CGI provou uma usinabilidade superior em comparação ao CGI ferrítico-perlítico convencional. Em particular, foi observado um desgaste de flanco quase 50% menor ao se usar CGI com médio Si em menor velocidade de corte e maior avanço por dente (condição A). A vida útil da ferramenta foi pelo menos 2,5 vezes maior ao se usar este material com avanço por dente mais baixo e maior velocidade de corte (condição B), em comparação com o CGI de referência. Isso ocorreu, em parte, devido à ausência de lamelas de cementita abrasiva, dentro da matriz do CGI, com teor médio e alto de silício. O desempenho aprimorado da ferramenta pode ser alcançado por meio do controle da composição química do CGI. (MALAKIZADI *et al.*, 2018).

2.2 Forças na usinagem de ferro fundido vermicular

Os ferros fundidos com maior dureza necessitam de maiores forças de corte, porém a dureza não é proporcional a essa variável. A morfologia grafitica, o conteúdo e o tamanho, bem como o teor de perlita e o espaçamento interlamelar da perlita, também afetam os esforços de corte gerados durante a usinagem desses materiais (REN *et al.*, 2019).

Dois dentre os fatores que justificam o estudo das forças durante a usinagem de ferro fundido vermicular foram comentados anteriormente: ausência do composto MnS e presença de partículas de titânio.

De forma a avaliar os esforços de corte no torneamento de ferro fundido, Abdoos *et al.* (2019) utilizaram diferentes espessuras no revestimento de TiAlN. Os resultados demonstraram que um aumento da espessura atrasa a exposição do substrato, o que contribui para a vida útil da ferramenta. Por outro lado, a espessura influencia a microgeometria da ferramenta, de forma a afetar as forças de corte e as cargas térmicas e mecânicas no revestimento, podendo levar a falha prematura da ferramenta. Assim, observa-se a necessidade de controle, de modo a obter a espessura ótima, sendo que, no trabalho realizado, os melhores resultados foram alcançados com o revestimento de 11 μm de espessura.

Kuzu, Bijanzad e Bakkal (2015) investigaram a usinabilidade do ferro fundido vermicular usando condições com a técnica MQL (mínima quantidade de lubrificante) e a seco. Os insertos utilizados compreendiam uma mistura de Al_2O_3 e ZrO_2 . Para os resultados referentes às componentes da força de usinagem, obteve-se que a variação desta em função da utilização de lubrificante foi relativamente pequena (cerca de 2 a 5%), ao contrário do que se pôde observar para a influência da velocidade de corte. A FIG. 2.10 reúne os principais resultados obtidos em função dos diversos parâmetros e condições de corte. Visando complementar os resultados de força, os autores realizaram a medição do coeficiente de atrito (FIG. 2.11), sendo que, na maioria dos ensaios realizados, a técnica MQL foi eficiente, contribuindo para a obtenção de um menor coeficiente de atrito entre as partes. Porém, não se pode dizer que essa variação foi suficiente para alterar significativamente a força de usinagem.

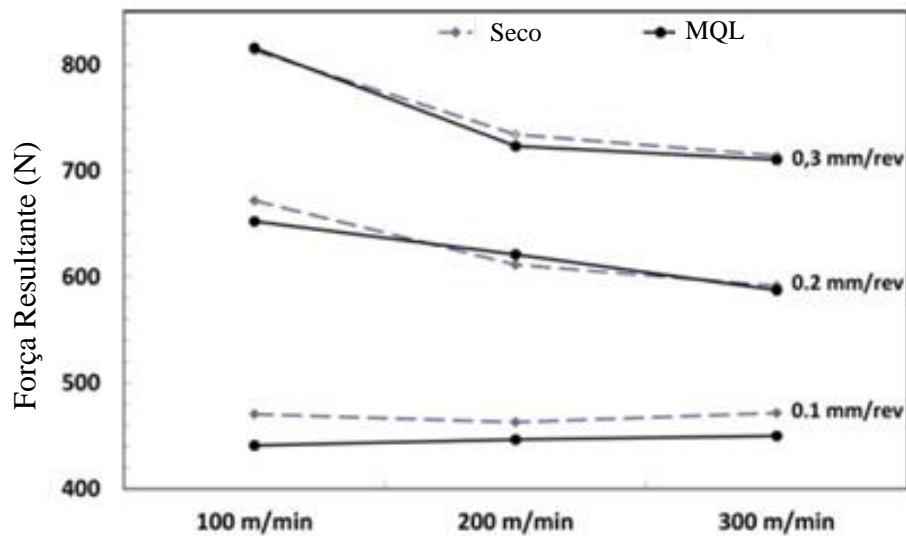


FIGURA 2.10 - Mudança de força resultante para diferentes velocidades de corte ($v_c = 100, 200$ e 300 m/min) para as técnicas a seco e MQL.

Fonte: Adaptado de Kuzu, Bijanzad e Bakkal (2015).

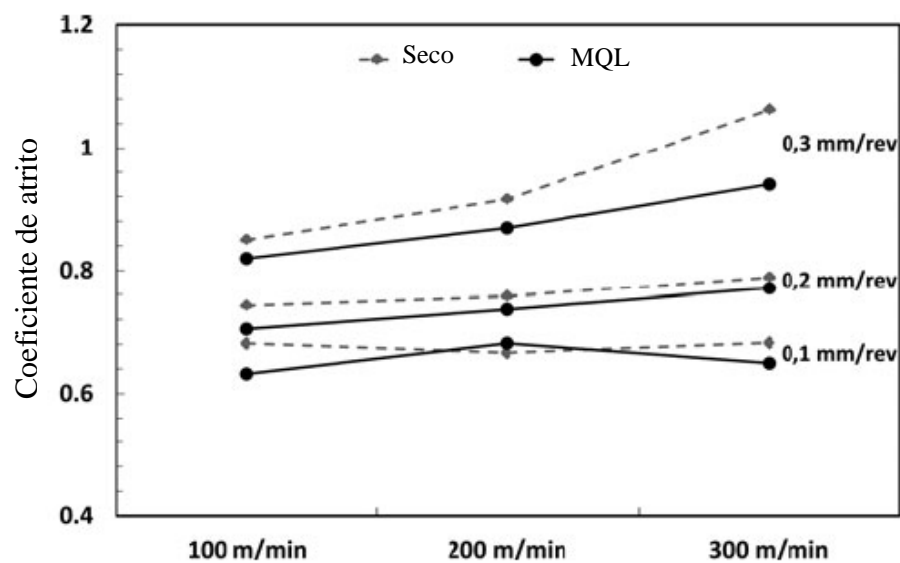


FIGURA 2.11 - Valores de coeficiente de atrito para diferentes velocidades de corte ($v_c = 100, 200$ e 300 m/min) e $f = 0,1, 0,2$ e $0,3$ mm/rev para as técnicas a seco e MQL.

Fonte: Adaptado de Kuzu, Bijanzad e Bakkal (2015).

No trabalho de Mohammed, Ng e Elbestawi (2012), foi avaliada a influência dos parâmetros de corte no torneamento de ferro fundido vermicular, utilizando-se velocidades de corte de 100, 200 e 400 m/min, e avanços de 0,05, 0,1 e 0,2 mm/rev. O inserto empregado foi de metal duro sem revestimento, e as forças de corte foram expressas em N/mm. Os resultados confirmaram a influência dos parâmetros de corte na força de corte, como pode ser observado na FIG. 2.12.

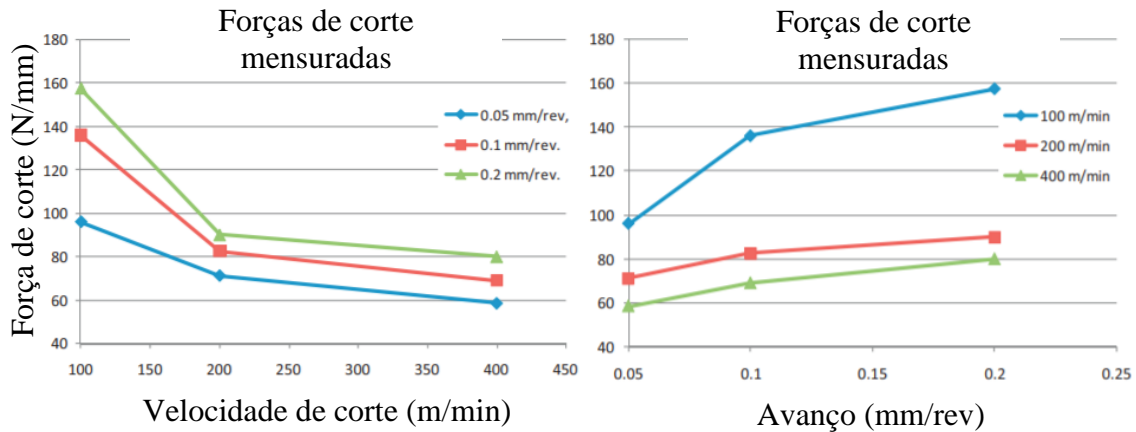


FIGURA 2.12 - Forças de corte medidas em diferentes velocidades de corte e avanços (incerteza 1 N/mm).

Fonte: Adaptado de Mohammed e Elbestawi (2012).

Os autores afirmam que, durante a usinagem, dois fatores de efeitos opostos competiram: encruamento e amolecimento térmico. Na velocidade de corte de 100 m/min, a temperatura de corte não foi alta o suficiente para causar amolecimento no material e reduzir as forças de corte. Aumentando-se a velocidade de corte para 200 m/min, houve elevação da temperatura, e isso contribuiu para o amolecimento térmico do material da peça, contrariando o fenômeno encruamento, o que levou a uma menor resistência do material. Para a velocidade de 400 m/min, a temperatura de corte atingiu um valor elevado e, por isso, prevaleceu o amolecimento térmico, apresentando um efeito mais significativo, sendo que a influência do avanço decorre da quantidade de material removido.

2.3 Materiais para ferramentas na usinagem de ferro fundido

2.3.1 Apresentação

Os materiais de ferramentas mais utilizados, de forma geral, são o metal duro revestido e a cerâmica - óxido de alumínio. Considera-se mais adequado o primeiro material para a usinagem a velocidades de cortes convencionais, enquanto o segundo é indicado para usinagem em alta velocidade. Dentre as principais propriedades desejáveis para o material de uma ferramenta de corte, estão: alta dureza, tenacidade suficiente para evitar falha por fratura, alta resistência ao desgaste abrasivo, dentre outras (KLOCKE, 2011).

Os materiais comumente usados em ferramentas, na usinagem de ferros fundidos, são o aço rápido, o metal duro classe K (com e sem revestimento), a cerâmica e os materiais

ultraduros (CBN) (MACHADO *et al.*, 2015; TRENT e WRIGHT, 2000). As ferramentas para a usinagem de ferro fundido devem ser resistentes à abrasão e ter alta tenacidade, além de serem quimicamente inertes, para evitar interações com o material da peça de trabalho (YIGIT *et al.*, 2008). Os estudos mais recentes concentram-se na utilização de ferramentas cerâmicas e metal duro (com e sem revestimento).

Niu *et al.* (2019) compararam o desempenho de ferramentas de metal duro e ferramentas cerâmicas no fresamento de ferro fundido vermicular por meio do desgaste de flanco máximo ($V_{Bmáx}$). Os autores concluíram que o metal duro é melhor que a cerâmica em termos de vida útil da ferramenta (FIG. 2.13), enquanto a cerâmica é melhor que o metal duro na obtenção de menor rugosidade da superfície. Com relação à vida útil da ferramenta, uma explicação é que os carbonetos de titânio, no CGI, podem apresentar dureza maior que a da ferramenta de corte cerâmica, que, por sua vez, apresenta menor tenacidade. Além disso, o revestimento da ferramenta de metal duro utilizada foi o Al_2O_3 , e sua dureza é maior que a do nitreto de silício (Si_3N_4), o que ocorre também com a resistência ao desgaste (GABALDO *et al.*, 2010). Os resultados obtidos para a qualidade da superfície foram justificados pela maior resistência ao calor da ferramenta de Si_3N_4 . De forma geral, as ferramentas de metal duro mostraram-se mais adequadas para a usinagem a velocidades mais baixas (400 m/min), e, com relação às ferramentas de cerâmica, não foi possível observar grande variação na vida da ferramenta com a variação da velocidade de corte. Porém, melhores resultados foram alcançados para a velocidade de corte de 800 m/min.

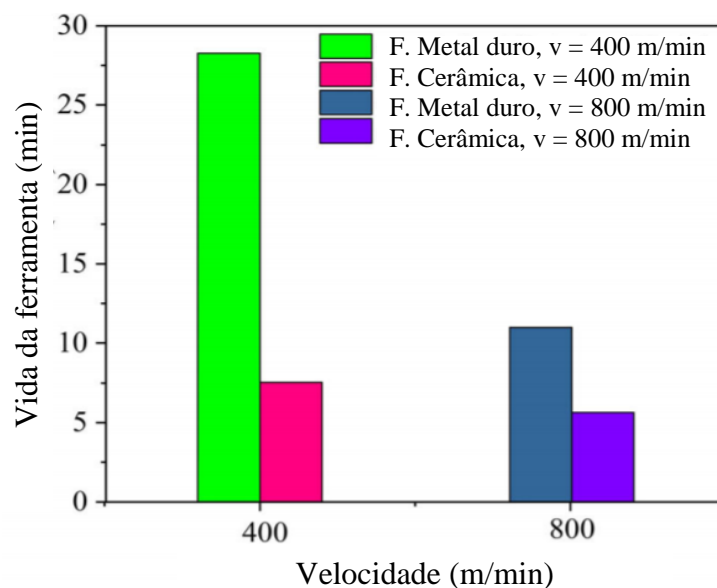


FIGURA 2.13 - Vidas das ferramentas de metal duro e de cerâmica ($f = 0,1$ mm/dente, $a_p = 1$ mm).

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

Sousa *et al.* (2019) também utilizaram ferramentas cerâmicas (ferramentas de alumina dopadas com óxido de magnésio) no torneamento de ferro fundido vermicular. Os autores consideraram esse tipo de ferramenta como promissora na usinagem de CGI, por ser altamente abrasiva e por terem obtido resultados consideráveis para a velocidade de corte de 200 m/min, podendo observar, ainda, adesão e desgaste abrasivo nas ferramentas de corte.

Com o objetivo de investigar e comparar o desgaste de flanco das ferramentas de metal duro utilizadas (sem revestimento e com camadas de TiCN, Al₂O₃ e TiN), Tooptong, Park e Kwon (2018) realizaram torneamento a seco de três tipos de ferro fundido (cinzento, nodular e vermicular) (FIG. 2.14). O avanço e a profundidade de usinagem utilizados foram mantidos constantes em 0,2 mm/rev e 2 mm, respectivamente, utilizando-se velocidades de corte na faixa de 150 a 350 m/min. Dentre os principais resultados, os autores destacaram que a variação de temperatura, durante a usinagem do FGI, em relação aos outros dois materiais, justificou-se pela presença das fases de grafita na forma de veios no primeiro, o que tendeu a reduzir sua tenacidade à fratura e, conseqüentemente, o calor gerado. Em relação à diferença no desgaste de flanco, obteve-se que, para a usinagem de CGI e NGI com insertos sem revestimento, houve a formação de uma camada aderida na ferramenta, que protege a superfície de folga da abrasão, diminuindo o desgaste de flanco. Os resultados obtidos para o torneamento com insertos revestidos (TiCN, Al₂O₃ e TiN) foram contrários aos citados anteriormente, pois, durante a usinagem do ferro fundido cinzento, o sulfeto de manganês age como lubrificante, de forma a reduzir o atrito, minimizando o desgaste dos insertos. A porcentagem de enxofre e manganês no FGI foi significativamente maior que nos outros materiais. A FIG. 2.14 refere-se ao desgaste de flanco ocorrido nos insertos sem revestimento para os diferentes parâmetros de corte utilizados na usinagem dos três materiais torneados.

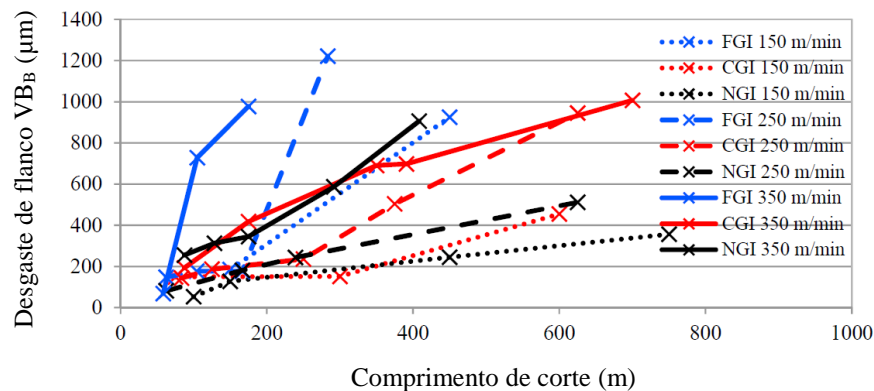


FIGURA 2.14 - Comparação do desgaste de flanco dos insertos sem revestimento após o corte de FGI (azul), CGI (vermelho) e NGI (preto) a várias velocidades de corte.

Fonte: Tooptong, Park e Kwon (2018).

Por outro lado, Yamamoto *et al.* (2018) avaliaram o torneamento de ferro fundido vermicular utilizando uma nova família de revestimento PVD, sendo que o revestimento foi depositado por um cátodo superfino. Os autores mostraram que a razão Al/Ti do revestimento TiAlN utilizado interfere no desempenho do corte, sendo que, quando a razão Al/Ti é maior, a vida da ferramenta diminui. Além disso, a técnica de revestimento utilizada mostrou-se superior ao revestimento PVD convencional.

2.3.2 Metal duro

O metal duro é um dos materiais mais utilizados para ferramentas de corte, devido às suas características, que se adequam bem a este fim. De acordo com Machado *et al.* (2015), resistência ao desgaste, resistência mecânica e tenacidade estão entre as principais características do metal duro.

O material desenvolvido primeiramente era composto por carboneto de tungstênio e cobalto, e, posteriormente, foi adicionado a ele TiC, TaC e/ou NbC. Os compostos inseridos foram capazes de provocar maior resistência ao desgaste abrasivo, contribuir para inibição da difusão e melhorar a estabilidade química do metal previamente produzido (MACHADO *et al.*, 2015; KLOCKE, 2011).

O teor de cobalto nas ferramentas de metal duro influencia o comportamento dos revestimentos. Huang, Kuo e Lin (1992) realizaram experimentos utilizando ferramentas com vários teores de cobalto e observaram que menores porcentagens deste elemento acarretam melhor adesão e crescimento do filme de diamante no substrato de metal duro. Por outro lado, sabe-se que o cobalto tem a propriedade de aumentar a resistência ao impacto, bem como à ruptura transversal, sendo que menores taxas deste elemento ocasionam perda para essas propriedades. No caso do revestimento diamante, Veillere *et al.* (2011) afirmam que a presença de cobalto pode catalisar a formação de carbono não diamante (carbono sp^2), prejudicando a formação do carbono tipo diamante (carbono sp^3).

Outro fator destacado na literatura é a adição de materiais na matriz do metal duro. Huang, Wang e Ai (2000) utilizaram alumina preparada pelo método sol-gel e pó de (W, Ti) C, sendo que os grãos do carboneto foram revestidos uniformemente com uma camada de alumina. Os resultados após a usinagem de aço carbono (0,45%C) indicaram maior resistência ao desgaste, por meio do indicador V_B (FIG. 2.15), e, além disso, as propriedades mecânicas dessa nova ferramenta foram melhoradas.

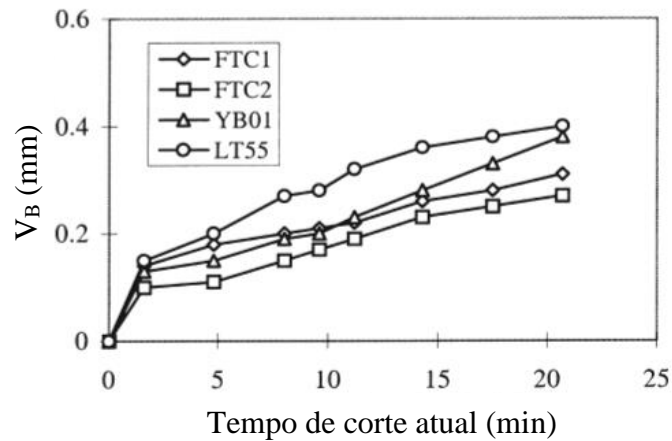


FIGURA 2.15 - Desgaste da ferramenta *versus* tempo de corte atual na usinagem do aço 1045 para as ferramentas FTC1 (TiC com revestimento de alumina), FTC2 ((W, Ti)C com revestimento de alumina), YB01 (metal duro comercial) e LT55 (45% de alumina e 55% de TiC).

Fonte: Huang, Wang e Ai (2000).

O tamanho do grão do metal duro tem impacto direto em duas propriedades físicas vitais das ferramentas de corte: dureza e resistência à ruptura transversal. Neste sentido, Kuttolamadom, Mears e Kurfess (2015) avaliaram a correlação da taxa de desgaste volumétrica de insertos com tamanhos de grãos do carboneto (0,54 μm e 0,61 μm) na usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V. Os resultados mostraram que, de forma geral, os volumes de desgaste são ligeiramente maiores para pastilhas com grão submicrônico maior, sendo que o tamanho de grão gera alteração no livre caminho do ligante cobalto, entre outros aspectos de contorno de grãos. Isso é justificado, também, com base na Equação de Hall-Petch (Equação 2.1):

$$\sigma_y = \sigma_1 + \frac{k_1}{\sqrt{D}} \quad (2.1)$$

Onde:

σ_y = tensão de escoamento [MPa]

σ_1 = constante dos materiais [MPa]

k_1 = coeficiente de resistência específico do material [MPa.mm^{1/2}]

D = diâmetro médio do grão [mm]

2.4 Revestimentos de ferramentas de corte

Visando à obtenção de um desempenho superior das ferramentas de corte, os revestimentos surgem como uma alternativa na usinagem de materiais. De acordo com Astakhov (2006), o objetivo de qualquer revestimento se resume em melhorar as condições tribológicas nas interfaces cavaco-ferramenta e ferramenta-peça, devendo apresentar algumas características, as quais são citadas por KALPAKJIAN e SCHIMD (2013):

- Alta dureza;
- Estabilidade química e inerte;
- Baixa condutividade térmica;
- Compatibilidade e boa ligação ao substrato;
- Pouca ou nenhuma porosidade.

Com o intuito de atender a essas necessidades, diferentes métodos e técnicas para revestimentos foram desenvolvidos. Uma classificação geral para os processos de deposição é a seguinte: processos no estado gasoso, processos no estado de solução, processos de estado fundido ou semifundido e processos de estado sólido (RICKERBY e MATTHEWS, 1991). Em ferramentas de corte, os mais utilizados são o PVD e o CVD, que são métodos de deposição no estado gasoso. O principal fator que limita a utilização do processo CVD é a temperatura do tratamento, que é de, aproximadamente 1000°C, sendo que, para o PVD, essa temperatura fica em torno de 500°C. Dentre os métodos no estado de solução, tem-se o sol-gel, que, apesar de ser um método de deposição comumente empregado, seu uso em ferramentas de corte é relativamente baixo.

A técnica PVD consiste na deposição de um revestimento de forma física, e a CVD, na deposição de um sólido em uma superfície aquecida por meio de uma reação química de vapor ou gás.

Por outro lado, essas técnicas apresentam algumas desvantagens, já que, para o processo CVD, a temperatura é um fator limitante, não podendo ser utilizado em substratos com baixo ponto de fusão. Além disso, baixa eficiência, precursores tóxicos e alta energia requerida, devido à necessidade de altas temperaturas de deposição, também podem ser citados (ASM, 1994; MATTOX, 2010). Considerando-se as diferentes categorias do processo PVD, podem ser citadas desvantagens como o fato de que muitos parâmetros de processamento devem ser controlados, além de haver pouca utilização de material vaporizado e formação de glóbulos fundidos do material ejetado da superfície sólida (MATTOX, 2010).

Para a técnica CVD, um dos revestimentos mais utilizados combina MT-Ti(C,N), Al₂O₃ e TiN, o qual denominamos tripla camada. A seguir, têm-se as principais funções de cada camada desse tipo de revestimento (SANDIVIK, 2018; KALPAKJIAN e SCHIMD, 2013):

- Ti(C,N) - resistência ao desgaste por abrasão, resultando na redução do desgaste de flanco e cratera;
- Al₂O₃ – quimicamente inerte, porém não é recomendado para a usinagem de titânio. Apresenta baixa condutividade térmica e atua também como barreira térmica para melhorar a resistência à deformação plástica;
- TiN - melhora a resistência ao desgaste e é usada para detecção deste; baixo atrito.

Bobzin (2017) afirma que, ao selecionar uma tecnologia de revestimento, geralmente há uma regra geral: para o torneamento, os revestimentos CVD são indicados, por causa do maior volume de desgaste. Para o fresamento, por outro lado, revestimentos de PVD são mais adequados, devido às tensões de compressão e arestas de corte com quina viva.

Na FIG. 2.16 tem-se um comparativo das técnicas descritas anteriormente, usadas em ferramentas de corte, bem como da técnica sol-gel, que será detalhada na sequência.

	CVD	PVD	Sol-gel
Temperatura do tratamento	Aproximadamente 1000°C	Aproximadamente 500°C	200°C a 800°C (para cristalização do filme)
Aresta de corte	Arredondamento requerido	Pode ser quina viva	Pode ser quina viva
Espessura do revestimento	Até 12 µm	Até 4 µm	Até 6 µm
Camadas	Multicamadas TiC – TiN, TiN – TiCN – TiN, TiC – Al ₂ O ₃	TiN, TiCN, TiAl	Al ₂ O ₃ , TiO ₂ , SiO ₂
Estudos realizados	Torneamento e Mandrilamento	Fresamento, roscamento e furação	Furação, torneamento e fresamento
Vantagens	<p>Maior resistência ao desgaste;</p> <p>Maior resistência à craterização;</p> <p>Grande vida da ferramenta</p>	<p>Substitui ferramentas sem revestimento: com mesma tenacidade, mesma configuração de aresta e mesma precisão;</p> <p>Reduz APC;</p> <p>Maior vida da ferramenta</p>	<p>Maior resistência ao desgaste quando comparada com ferramentas sem revestimento</p>

FIGURA 2.16 - Comparação de ferramentas revestidas pelos processos CVD, PVD e sol-gel.

Fonte: Machado *et al.* (2015); Schneller *et al.* (2013); Chen *et al.* (2000); Pereira (2017); Rubio *et al.* (2017); Hu *et al.*, (2017).

2.4.1 Sol-gel

2.4.1.1 Apresentação

O método sol-gel tem sido muito empregado para a obtenção de filmes cerâmicos óxidos em superfícies, porém estudos da sua utilização em ferramentas de corte ainda são limitados. O termo sol-gel é proveniente do fenômeno de transição que ocorre no qual uma suspensão coloidal, ou solução polimérica, transforma-se em gel por meio de ligações entre as partículas ou entre as espécies moleculares, levando à formação de uma rede sólida tridimensional (HIRATSUKA, SANTILLI e PULCINELLI, 1995).

Um sol é uma suspensão estável de partículas coloidais (nanopartículas), ou cadeias poliméricas, em um líquido. As partículas podem ser amorfas ou cristalinas e podem ter subestruturas densas, porosas ou poliméricas, decorrentes da agregação de unidades químicas subcoloidais. Um gel consiste em uma rede sólida porosa, tridimensionalmente contínua, envolvendo e suportando uma fase líquida contínua, denominada "gel molhado". A gelificação, ou seja, a formação dos géis, ocorre devido à formação de ligações entre as partículas dispersas no sol, sendo que a formação do gel pode ser reversível quando outras ligações estão envolvidas, como forças de Van der Waals ou pontes de hidrogênio. A estrutura de uma rede de gel depende, em grande parte, do tamanho e da forma das partículas de sol (LEVY *et al.*, 2015).

O processo sol-gel tem como principal vantagem o fato de que óxidos sólidos podem ser produzidos e processados em baixas temperaturas (WRIGHT e SOMMERDIJK, 2001; DAI *et al.*, 2009; MACKENZIE, 1984 *apud* BRINKER e SCHERER, 1990). Com a utilização deste método, também é possível a preparação de um filme para aplicações tecnológicas com baixo custo (YANG, ZHANG e MO, 2014).

Mackenzie (1984) *apud* Brinker e Scherer (1990) retrata, além do que foi descrito anteriormente, os seguintes benefícios:

- Maior homogeneidade da matéria-prima;
- Maior pureza da matéria-prima;
- Possibilidade de produzir produtos com estruturas especiais, como os filmes.

Por outro lado, as principais desvantagens são:

- Larga contração durante o processamento;
- Poros finos residuais;

- Hidroxila residual;
- Carbono residual;
- Soluções orgânicas de risco à saúde;
- Longo tempo de processamento.

Dahlby, Barhoum e Bartl (2014) consideram que atingir alta estabilidade mecânica pelo método sol-gel ainda é muito desafiador.

Além da variedade de precursores existentes para a preparação de uma solução sol-gel interferir no filme a ser obtido, os catalisadores e os solventes também são capazes de gerar alterações neste. Catalisadores ácidos e básicos afetam diferentemente as taxas de reação de hidrólise e condensação, visto que os primeiros exercem maior influência na reação de hidrólise. Da mesma forma, a razão molar (R) entre H₂O e o precursor metálico é considerada um fator crucial no processo, e a água e o etanol são os principais solventes utilizados (LEVY *et al.*, 2015).

A solução sol-gel pode ser depositada no substrato por meio de imersão, centrifugação, pulverização e eletrodeposição (GOUVEIA, 2013). A seguir, tem-se um comparativo entre duas das técnicas mais comumente utilizadas para deposição sol-gel: imersão e centrifugação (FIG. 2.17).

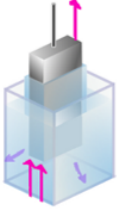

Técnica de deposição	Tipo de substrato	Velocidade	Variáveis influentes na espessura do filme
Imersão 	Geometria complexa	1-10 mm/s	Velocidade de retirada Capilaridade Diluição do precursor Evaporação do solvente Temperatura Viscosidade
Centrifugação 	Plano e liso	1000-10000 rev/s	Distância do substrato ao eixo de rotação Tempo de rotação Taxa de evaporação do solvente Força centrífuga

FIGURA 2.17 - Comparativo entre as técnicas de deposição imersão e centrifugação.

Fonte: Adaptado de Sanchez *et al.* (2011); Levy *et al.* (2015); Grosso (2011).

Visto que a imersão foi escolhida para a deposição dos filmes nos insertos, tem-se, a seguir, uma descrição mais detalhada desta técnica. Os trabalhos até então desenvolvidos, referentes à deposição sol-gel em ferramentas de corte, os quais foram citados no presente estudo, foram também elaborados utilizando-se o processo por imersão.

2.4.1.2 Deposição por Imersão (*Dip-coating*)

Dentre os métodos de deposição da solução sol-gel para a formação de filmes finos, um dos mais utilizados é a imersão. A uniformidade, a espessura, a porosidade e a morfologia do filme podem ser alteradas pelo controle da concentração do sol, velocidade de retirada do substrato, tempo de imersão e temperatura (°C) e tempo de secagem (THONGSURIWONG, AMORNPITOKSUK e SUWANBOON, 2013). Grosso (2011) a julga uma técnica ideal para se preparar camadas finas a partir de soluções químicas, pois é um processo considerado de baixo custo.

Para a obtenção de um filme por meio da técnica de imersão (*dip-coating*), são necessárias três etapas, conforme a seguir (SCHNELLER *et al.*, 2013):

1. Imersão e tempo de permanência: o substrato é imerso na solução precursora a uma velocidade constante, seguida por um certo tempo de permanência, a fim de possibilitar um prazo de interação suficiente do substrato com a solução, para completo revestimento.
2. Deposição e drenagem: ao puxar o substrato para cima, a uma velocidade constante, uma fina camada de solução precursora é depositada, e o excesso de líquido será drenado da superfície.
3. Evaporação: o solvente da solução evapora, formando o fino filme depositado, etapa que pode ser estimulado por secagem. Subsequentemente, o revestimento pode ser submetido a tratamento térmico adicional, de modo a queimar produtos orgânicos residuais e induzir uma possível cristalização dos óxidos funcionais.

Na FIG. 2.18 é ilustrado um esquema acerca da técnica descrita. Tem-se, também, um gráfico que relaciona a velocidade de retirada com a espessura a ser obtida, sendo que as principais variáveis influentes nessa técnica já foram citadas anteriormente.

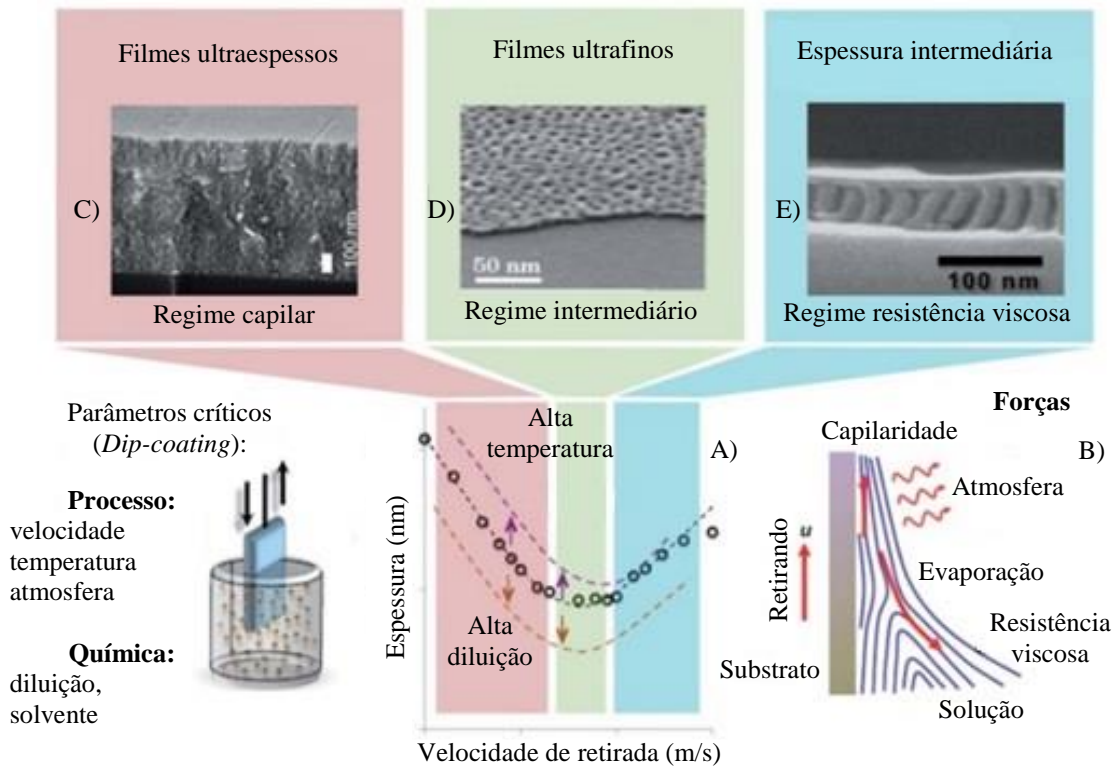


FIGURA 2.18 - Progressos recentes realizados na preparação de filmes finos por imersão por meio da variação de condições químicas e de processamento. (A) Gráficos típicos de espessura *versus* velocidade de retirada mostrando os 3 regimes de deposição. (B) Esquema das várias forças motrizes que governam a deposição; (C) filme de TiO₂ mesoporoso obtido no regime capilar a partir de soluções aquosas; (D) Camada de ZrO₂ ultrafina obtida em regime intermediário; (E) Exemplo de replicação de um molde de poliestireno nanoporoso por sílica obtido no regime de resistência viscosa.

Fonte: Adaptado de Grosso (2011).

Por meio da técnica sol-gel, diferentes óxidos podem ser preparados. Na FIG. 2.19 são reunidos os principais revestimentos que podem ser obtidos pelo processo sol-gel, bem como os catalisadores e solventes utilizados.

Principais revestimentos sol-gel	Al ₂ O ₃ , TiO ₂ , ZrO ₂ , SiO ₂ , ZnO, WO ₃ , SnO ₂ , NiO, MoO ₃ , In ₂ O ₃ , CuO, Ga ₂ O ₃ , CeO ₂
Principais solventes	Etanol, água, butanol, isopropanol
Principais catalisadores	HCl, HNO ₃ , C ₆ H ₈ O ₇ , NH ₄ OH, NaOH, KOH

FIGURA 2.19 - Principais filmes obtidos por sol-gel, solventes e catalisadores.

Fonte: Levy *et al.* (2015); Chen *et al.*, (2000); Pereira (2017); Rubio *et al.* (2017).

As características dos tipos de revestimentos depositados nas ferramentas durante o desenvolvimento deste trabalho (óxido de alumínio e dióxido de titânio) são detalhados a seguir.

2.4.2 Dióxido de titânio (TiO₂)

O dióxido de titânio é um material que tem sido alvo de muitas pesquisas nas últimas décadas, principalmente para ser utilizado em dispositivos na obtenção de energias renováveis e limpas (LI *et al.*, 2015). Aplicações nas áreas médica, elétrica, residencial, agricultura, de purificação de ar e de água também podem ser destacadas (SHAHEED e HUSSEIN, 2015).

A temperatura de cristalização deste material cerâmico é consideravelmente baixa (a partir de 300 °C), conforme observada no trabalho de DU *et al.* (2015).

Dentre as principais propriedades, podem ser citadas o baixo custo, a alta estabilidade, a inércia química, a biocompatibilidade e a não toxicidade (GURYLEV, SU e PERNG, 2015).

É possível a obtenção deste óxido por métodos como sol-gel (RUBIO *et al.*, 2017), CVD (SATHASIVAM *et al.*, 2015; KING *et al.*, 2008), ou, ainda, pulverização catódica (CORMIER *et al.*, 2014).

2.4.3 Óxido de alumínio (Al₂O₃)

Um dos principais usos do óxido de alumínio consiste em revestimento para ferramentas de corte, visto que ele apresenta considerável resistência ao desgaste (STYLIANOOU *et al.*, 2019; CZETTL e POHLER, 2016). Além dessa importante aplicação, pode ser destacado o uso em microeletrônicos, catálise ou como barreira térmica e barreira de difusão.

O Al₂O₃ é caracterizado por ter uma excelente estabilidade térmica, inércia química, dureza relativamente alta em temperaturas elevadas, boas propriedades mecânicas, de desgaste e anticorrosão, e alta resistência elétrica em altas temperaturas (CZETTL e POHLER, 2016; TOMA *et al.*, 2010).

Os revestimentos são tipicamente preparados por deposição química de vapor (CVD) (STYLIANOOU *et al.*, 2019), deposição física de vapor (PVD) (PULCI *et al.*, 2015), sol-gel (CHEN *et al.*, 2000) ou plasma-spray (YANG *et al.*, 2014).

2.4.4 Sol-gel para ferramentas de corte

Dentre os trabalhos que utilizaram sol-gel em ferramentas de corte, podem ser citados o de RUBIO *et al.* (2017), CHEN *et al.* (2000) e PEREIRA (2017). O primeiro trata da furação de um material sanduíche (alumínio e polietileno), cujos resultados indicaram que, com a broca revestida de TiO_2 , menores rebarbas foram formadas, devido ao menor coeficiente de atrito entre a peça e a ferramenta.

No trabalho desenvolvido por Chen *et al.* (2000), os autores buscaram comparar a durabilidade de insertos de metal duro, sem revestimento e revestidos com alumina pelos métodos sol-gel e CVD, analisando o índice V_B . Embora sua durabilidade seja menor que a da ferramenta revestida pelo CVD, o desempenho foi superior ao da ferramenta sem revestimento. Para o comprimento de usinagem de 2500 m, por exemplo, os desgastes de flanco foram 0,1 mm, 0,18 mm e 0,35 mm, para as ferramentas sem revestimento, e revestidas com alumina pelos métodos sol-gel e CVD, respectivamente.

O último trabalho destacado refere-se à furação de ferro fundido nodular, com a utilização de ferramentas com revestimento de SiO_2 , processado pelo método sol-gel. A autora concluiu que o revestimento sol-gel apresenta-se como uma alternativa intermediária entre a opção de ferramenta sem revestimento e com revestimento comercial, quando se tratou do desgaste de flanco máximo das brocas. Isso se deve principalmente ao fato de que o revestimento sol-gel demonstrou uma espessura menor com relação ao revestimento comercial de TiN. A FIG. 2.20 ilustra o $V_{B_{\text{máx}}}$ obtido para cada uma das ferramentas utilizadas.

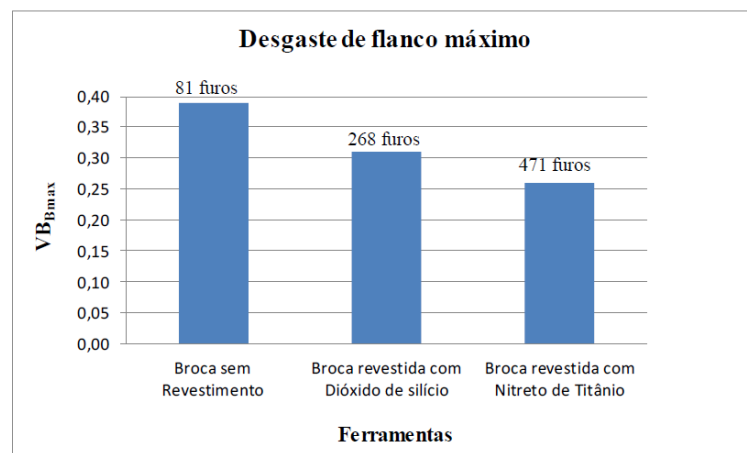


FIGURA 2.20 - Desgaste de flanco máximo para as ferramentas sem revestimento, com revestimento sol-gel (SiO_2) e PVD (TiN).

Fonte: Pereira (2017).

2.5 Temperatura em usinagem

2.5.1 Apresentação

É de suma importância compreender quais fatores influenciam a temperatura nas operações de usinagem, visto que a maior parte (90%) da potência que é consumida é convertida em calor (energia mecânica em energia térmica). É necessário que a contribuição relativa de cada uma delas seja compreendida; no entanto, é difícil obter tal informação experimentalmente, e, conseqüentemente, uma abordagem analítica é essencial (HO, 1976).

No processo de usinagem, tanto a peça de trabalho quanto a ferramenta são afetadas pelo calor gerado na interface cavaco/ferramenta, e a ferramenta de corte pode chegar ao colapso. A temperatura de corte afeta fortemente as propriedades mecânicas e as forças da peça de trabalho e da ferramenta (AYDIN *et al.*, 2013). Estes efeitos causam desgaste na superfície de flanco e na saída da ferramenta. Akhil *et al.* (2016) afirmam que o aumento do calor gerado pelo aumento da velocidade durante a usinagem pode ser prejudicial, visto que proporciona maior desgaste das ferramentas.

Portanto, dentre os índices para determinação do desgaste da ferramenta, a temperatura de corte é um dos mais utilizados (ANDJELKOVIĆ *et al.*, 2016). Assim, a estimativa de temperatura é o ponto-chave para a melhoria do processo de corte (VALIORGUE *et al.*, 2013).

Temperaturas baixas na usinagem são necessárias, já que temperaturas elevadas prejudicam a vida útil das ferramentas, pois aceleram o desgaste e o padrão das peças usinadas (NING e LIANG, 2018). A peça, o atrito do cavaco e a deformação elástico-plástica são fatores que modificam o aquecimento durante o corte (LI *et al.*, 2011).

Devido aos complexos fenômenos de contato entre a ferramenta de corte e a peça de trabalho, a medição da temperatura de corte na usinagem é difícil, porque há um acesso restrito durante a operação (NING e LIANG, 2018). Muitas técnicas têm sido usadas para medir a temperatura de corte na usinagem, e, assim, termopares e métodos de detecção de radiação térmica podem ser usados. Maekawa *et al.* (2015) afirmam que a técnica de medição sem contato apresenta mais vantagens que os métodos de contato.

Muitas fontes de calor são geradas nas operações de usinagem, sendo as principais devido à deformação plástica, ao cisalhamento e ao atrito. O calor é distribuído no cavaco, na peça de trabalho e no meio ambiente, sendo, para este último, uma taxa pequena, podendo ser desconsiderada quando não há a utilização de fluido de corte. Há uma pequena fração, também, representada pela ferramenta de corte (TOENSHOFF e DENKENA, 2013), mas a maior parcela

de energia é dissipada no cavaco, o que justifica o método de medição de temperatura utilizado neste trabalho (termografia infravermelha). A FIG. 2.21 ilustra a distribuição do calor gerado na região de corte.

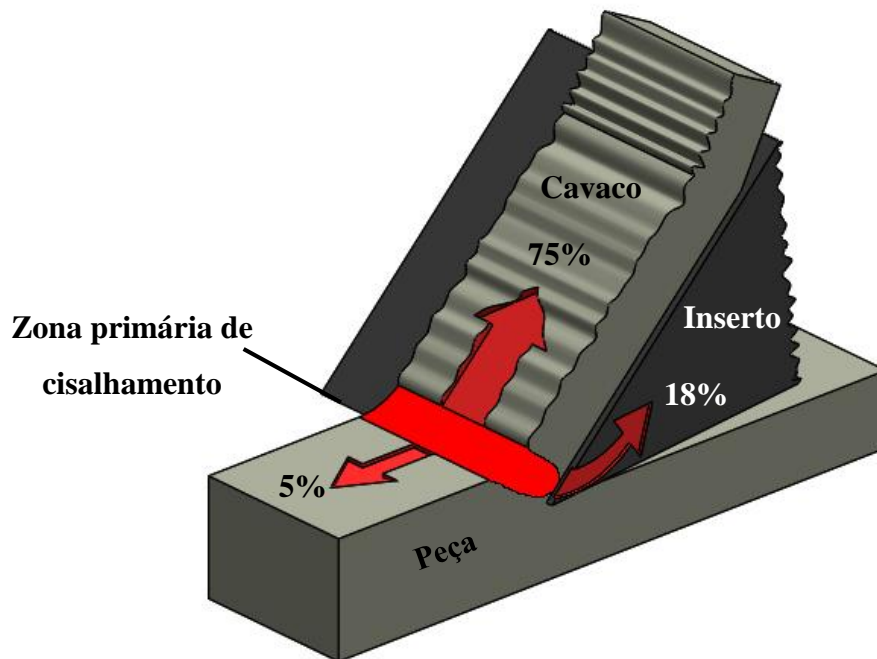


FIGURA 2.21 - Proporção do calor gerado no corte transferido para a ferramenta, peça de trabalho e cavaco.

A seguir, são apresentados os principais métodos de medição de temperatura utilizados nas operações de usinagem e, em seguida, alguns modelos analíticos para a predição desta.

2.5.2 Métodos para medição de temperatura em usinagem

Os principais métodos para medições de calor nos processos de remoção de material são: calorimetria, termopares, termografia, termofísica, dinâmica TC, termometria de radiação espectral, termometria espectral com fibra óptica, termômetro de microrresistência e relação termometria com fibra óptica (DAVIES *et al.*, 2007).

Quando se trata de medição de temperatura na operação de usinagem, podem ser citados os termopares (inserido, dinâmico ou ferramenta-peça), pirômetros e câmeras termográficas infravermelhas, técnicas metalográficas e um método de utilização de pós de ponto de fusão constante (ARTOZOUL *et al.*; 2014; ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2006).

Os termopares são baseados no princípio de que dois materiais em contato produzem uma força eletromotriz devido à diferença nas temperaturas de junções frias e quentes. Eles se baseiam no princípio do efeito Seebeck e permitem a medição de temperatura bem próxima à interface entre a ferramenta e a peça, sendo que todo o sistema deve ser isolado termicamente. O termopar calibrado é inserido na peça próximo ao ponto de contato ferramenta/peça (AKHIL *et al.*, 2016, MACHADO *et al.*, 2015). O uso do termopar ferramenta-peça é limitado a ferramentas que podem conduzir eletricidade, e, além disso, o termopar não mede a temperatura em um ponto específico, mas uma temperatura média na zona afetada pelo calor entre a ferramenta e a peça de trabalho (CARVALHO *et al.*, 2006).

Por outro lado, o termopar inserido requer a realização de vários furos na ferramenta ou na peça de trabalho, para a sua inserção, sendo que os furos devem estar o mais próximo possível da superfície onde a temperatura deve ser medida. A colocação do termopar altera o fluxo de calor, limita a força da ferramenta, torna o tempo de resposta lento, dificulta a realização de furos em materiais duros, sendo estas algumas das limitações deste método (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2006).

Os dois métodos anteriores foram utilizados por Lima *et al.* (2018) no fresamento do aço AISI D2. Para o método de termopar ferramenta-peça, a velocidade de corte foi o fator mais relevante, seguido pela profundidade de usinagem radial, avanço por dente e profundidade de usinagem axial. No entanto, para o método de termopar inserido, a profundidade de usinagem axial foi o fator mais influente, seguido pela profundidade de usinagem radial, velocidade de corte e avanço por dente.

Com relação às técnicas metalográficas, estas correlacionam a temperatura com mudanças na microestrutura e na dureza que surgem devido ao calor conduzido para dentro da ferramenta. Requerem curvas de calibração, que conferem a dureza do material da ferramenta a temperaturas e a tempo de aquecimento conhecidos. A precisão deste método para a determinação das temperaturas de corte de metal é limitada, não podendo ser usado para registrar o campo de temperatura, na ferramenta de corte, em função do tempo (WRIGHT, 1978). Por outro lado, o método do pó fino pode ser empregado para prever os gradientes de temperatura na superfície de saída das ferramentas de corte. A distribuição de temperatura na superfície de saída é estimada observando-se a linha limite formada pelos pós fundido e não fundido espalhados na superfície da ferramenta, sendo a principal limitação deste método o fato de que o pó usado requer muito tempo para ser completamente fundido (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2006). A FIG. 2.22 resume um comparativo da avaliação das

principais técnicas de medição de temperatura; e, na seção a seguir, a termografia infravermelha, utilizada neste trabalho, é descrita.

	Custo	Acurácia	Compatibilidade com refrigeração líquida	Facilidade de calibração	Resposta transiente	Simplicidade
Termopar inserido	Excelente	Bom	Bom	Bom	Ruim	Boa
Termopar ferramenta-peça	Média	Média	Ruim	Ruim	Ruim	Boa
Métodos metalográficos	Médio	Bom	Bom	Ruim	N/A	Média
Pós termoquímicos	N/A	Bom	Ruim	Excelente	Média	Excelente
Câmera Infravermelha	Média	Boa	Ruim	Ruim	Excelente	Boa
Vernizes termicamente sensíveis	Bom	Ruim	Ruim	Boa	Média	Boa

FIGURA 2.22 - Avaliação de técnicas de medição de temperatura.

Fonte: Conradie *et al.*, (2012).

2.5.3 Termografia infravermelha

As técnicas de radiação são métodos termográficos sem contato para medir a temperatura da superfície do corpo, com base em sua energia térmica emitida. Incluem câmeras fotográficas com filmes sensíveis à radiação infravermelha, câmeras infravermelhas e pirômetro infravermelho (medição pontual) (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2006).

De acordo com Astakhov (2006), a principal vantagem da termografia infravermelha é que a sua utilização não interfere no processo de corte. Esta técnica apresenta uma resposta rápida, sem efeitos adversos nas temperaturas medidas, não havendo contato físico e permitindo a medição de temperatura onde o acesso é dificultado (por exemplo, nos cavacos) (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2006; DAVIES *et al.*, 2007). É importante ressaltar que, para utilizar a termografia infravermelha, é necessário ter conhecimento da emissividade do material.

Recentemente, vários autores têm utilizado esse método nas operações de usinagem. GAITONDE *et al.* (2016) analisaram a temperatura na operação de fresamento do aço AISI D2, comparando os resultados experimentais com os obtidos por meio da metodologia de superfície de resposta, e os resultados apresentaram boa correlação. A FIG. 2.23 ilustra a técnica de termografia infravermelha por meio de um pirômetro infravermelho.

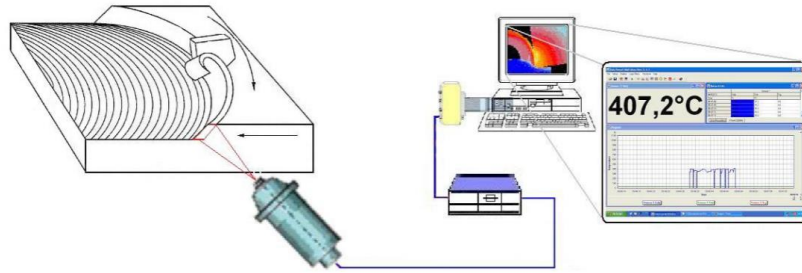


FIGURA 2.23 - Montagem experimental para a medição de temperatura no fresamento utilizando pirômetro infravermelho.

Fonte: Gaitonde *et al.* (2016).

Medina *et al.* (2017) realizaram medição da temperatura no fresamento de três diferentes materiais (liga de alumínio, cobre e aço inoxidável) por meio da termografia infravermelha e efetuaram a comparação dos resultados experimentais e analíticos. O modelo de predição utilizado foi o de Cook, o qual leva em consideração a energia específica da operação, a densidade e o coeficiente de calor do material, a velocidade de corte, a espessura inicial do cavaco e a difusividade térmica da peça de trabalho. Os resultados indicaram que os maiores erros obtidos foram para o aço inoxidável, visto que este material apresentou o menor coeficiente de transferência de calor. Assim, mudanças significativas foram observadas na temperatura de corte com a variação da velocidade de corte. Os autores concluíram que o modelo analítico utilizado não considera parâmetros de corte importantes, como a profundidade de usinagem. Dessa afirmação, decorre a necessidade de se avaliar primeiramente quais os parâmetros mais influentes na variável avaliada, para, posteriormente, realizar a formulação de um modelo. A FIG. 2.24 ilustra a comparação entre os valores preditos e experimentais para o aço inoxidável AISI 304.

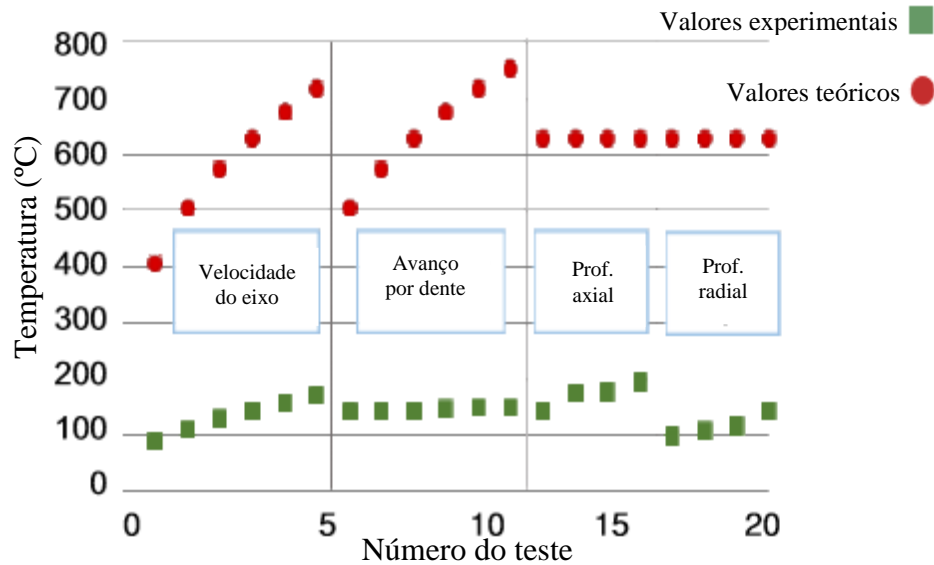


FIGURA 2.24 - Comparação entre os valores de temperatura de corte teóricos e experimentais para o aço inoxidável AISI 304.

Fonte: Medina *et al.* (2017).

Prasad, Prabha e Kumar (2017), com o intuito de monitorar a temperatura da superfície de saída das ferramentas durante o torneamento do aço AISI 316L, utilizaram uma câmera termográfica infravermelha. Os autores confirmaram a existência de relação entre temperatura e desgaste, bem como o efeito dos parâmetros profundidade de usinagem, avanço e velocidade de rotação na temperatura mensurada. Um aumento nesses valores ocasiona aumento na temperatura da superfície de saída das ferramentas, sendo que menores temperaturas foram obtidas com a utilização de insertos revestidos, conforme FIG. 2.25.

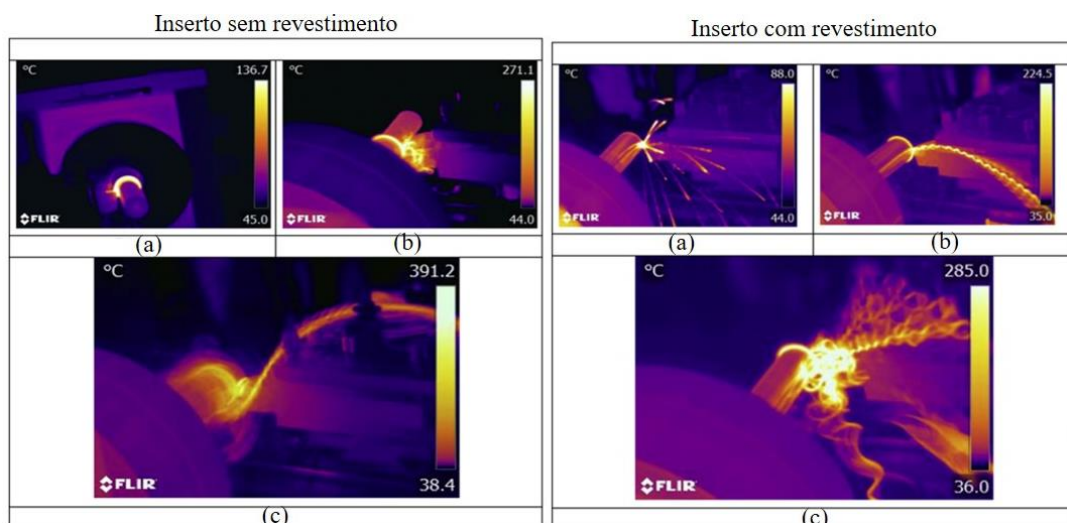


FIGURA 2.25 - Desgaste inicial (a), Desgaste intermediário (b) e Ferramenta desgastada (c) dos insertos sem e com revestimento, respectivamente.

Fonte: Prasad, Prabha e Kumar (2017).

Como descrito anteriormente, vários autores comparam os resultados experimentais de temperatura com analíticos. Dessa forma, optou-se, também, pela obtenção de um modelo analítico para o presente estudo. Assim, alguns modelos já existentes são descritos a seguir.

2.5.4 Modelos analíticos para predição da temperatura de corte

Como uma grande parte do trabalho realizado é transformada em calor, a Equação 2.2 (KALPAKJIAN e SCHIMD, 2013) pode ser usada para estimar o calor gerado durante o processo de usinagem.

$$P_c = F_c \cdot V \quad (2.2)$$

onde:

P_c = potência de corte [W]

F_c = força de corte [N]

V = velocidade [m/s]

Como aproximadamente 90% de todo trabalho mecânico na usinagem são convertidos em calor, a Equação 2.3 pode ser descrita como (PANKINE, 1965 *apud* MACHADO *et al.*, 2015):

$$Q = \frac{F_c v_c}{60} \quad (2.3)$$

Q = quantidade de calor gerada [W]

F_c = força de corte [N]

v_c = velocidade de corte [m/min]

Por meio da Equação 2.3, pode-se observar que a temperatura de corte aumenta com o aumento da força e da velocidade de corte.

Uma vez que a medição da temperatura é um problema complexo, muitos autores escolhem os modelos analíticos para a previsão da temperatura de corte. A seguir, apresentam-se alguns desses modelos, visto que um dos objetivos deste trabalho é o desenvolvimento de um modelo matemático para a predição da temperatura.

Um dos primeiros modelos de equação (Equação 2.4) para a determinação da temperatura de corte nas operações de usinagem de metais foi criado por Gottwein (WEIL, 1971 *apud* MACHADO *et al.*, 2015).

$$\theta = C \cdot v_c^i \quad (2.4)$$

onde:

θ = temperatura de corte [°C]

C e i são valores característicos do par ferramenta/peça e das condições de operação

De acordo com a Equação 2.4, o aumento da velocidade de corte provoca aumento da temperatura de corte, mas depende de outros fatores, como avanço, profundidade de usinagem, largura de corte, condições de operação da máquina, etc. Além disso, esta equação não define outros parâmetros.

Outros autores também se interessaram em formular modelos para previsão de temperatura, como, por exemplo, Trigger e Chao, Loewen e Shaw e Rodríguez, Muñoz-Escalona e Cassier.

Trigger e Chao (1951) *apud* Machado *et al.* (2015) afirmam que a maior parte (90%) do calor total é conduzida para o cavaco, assim como o calor total no fluxo de cavacos é devido ao cisalhamento e ao atrito da interface cavaco/ferramenta. Então, eles apresentaram o seguinte modelo (Equação 2.5):

$$q_c = q_z + q_I \quad (2.5)$$

onde:

q_c = fluxo de energia total no cavaco [W]

q_z = fluxo de energia no plano de cisalhamento [W]

q_I = fluxo de energia na interface cavaco/ferramenta [W]

Sendo assim, como resultado do modelo, tem-se a Equação 2.6:

$$\theta = A [F_c v_c (1 - B_1) - F_f v_{cav}] / [\rho c v_c b f] + [B_2 / 9 (5\pi)^{1/2}] [F_T / K l_c] [k v_{cav} / b]^{1/2} \quad (2.6)$$

onde:

A = proporção de energia mecânica, que é sentida como um aumento na temperatura

F_c = força de corte [N]

B_1 = proporção de calor que flui do plano de cisalhamento para a peça

F_f = força de avanço [N]

v_{cav} = velocidade de saída do cavaco [m/min]

ρ = densidade do material do cavaco [kg/m³]

c = calor específico do material do cavaco [J/kg.K]

b = largura de corte [mm]

f = avanço [mm/rev]

B_2 = proporção de calor que flui da interface cavaco/ferramenta para o cavaco

F_t = projeção da força principal de corte sobre a superfície de saída da ferramenta na sua direção tangencial [N]

k = difusividade térmica [W/m.°C]

K = condutividade térmica [W/m.°C]

l_c = comprimento de contato ferramenta/cavaco sobre a superfície de saída [mm]

O modelo descrito anteriormente utiliza a condutividade térmica e a difusividade para obter a previsão da temperatura de corte. No entanto, uma consideração importante deve ser feita - a equação obtida é consideravelmente complexa e extensa, e muitos parâmetros são difíceis de se mensurar, tornando-a impraticável.

Outro modelo a ser mencionado é o de Loewen e Shaw, que também considera a variável condutividade térmica. De acordo com Shaw (2005), existem duas fontes principais de energia térmica na usinagem: a região da zona de cisalhamento e a interface cavaco/ferramenta. A temperatura do cavaco próxima ao plano de cisalhamento pode ser descrita pela Equação 2.7 (LOEWEN e SHAW, 1954 *apud* MACHADO *et al.*, 2015).

$$\overline{\Delta T}_{Zcav} = (R_1 q_{z1} csc\Phi) / (c_1 \rho_1 v_c) \quad (2.7)$$

onde:

R_1 = proporção de calor que flui da fonte do corpo semi-infinito 1

q_{z1} = energia específica na forma de calor [W/m²]

Φ = ângulo de cisalhamento

c_1 = calor específico dos materiais [J/kg.K]

ρ_1 = densidade do material 1 [kg/m³]

Consequentemente, a temperatura na interface cavaco/ferramenta pode ser descrita pela seguinte equação (Equação 2.8):

$$\overline{\Delta T}_{Icav} = 0,754 [R_2 q_{II} (l_c/2)] / [K_2 \sqrt{L_2}] \quad (2.8)$$

onde:

R_2 = proporção de calor que flui da fonte do corpo semi-infinito 2

q_{II} = Energia específica na forma de calor devido ao atrito entre a superfície do cavaco e a ferramenta [W/m²]

l_c = comprimento de contato ferramenta/cavaco sobre a superfície de saída [mm]

K_2 = condutividade térmica do material do cavaco [W/m.°C]

$$L_2 = [v_{cav} (l_c/2)] / [2k_2] \quad (2.9)$$

k_2 = difusividade térmica do material do cavaco [W/m.°C]

E então, como resultado do modelo desenvolvido, a Equação 2.10 obtida foi:

$$\theta = \overline{\Delta T}_{Zcav} + \overline{\Delta T}_{Icav} \quad (2.10)$$

Da mesma forma que o modelo de Trigger e Chao foi descrito, o modelo de Loewen e Shaw considera duas porções para a previsão da temperatura. Além disso, vários parâmetros devem ser medidos, o que dificulta o uso do modelo.

Um recente trabalho sobre predição de temperatura de corte foi escrito por RODRÍGUEZ, MUÑOZ-ESCALONA e CASSIER (2011). Os autores elaboraram um modelo para prever a temperatura de corte considerando a força máxima e a condutividade térmica. O material usado para torneamento foi o aço 316 L, e a expressão obtida foi (Equação 2.11):

$$T_{CT-exp} = C_2 v_c^{a1} f^{b1} a_p^{c1} S_U^{d1} K^{-e1} \quad (2.11)$$

onde:

a_p = profundidade de usinagem [mm]

f = avanço [mm/rev]

K = condutividade térmica [W/m°.C]

v_c = velocidade de corte [m/min]

S_U = tensão máxima [MPa]

T_{CT-exp} = temperatura de corte experimental [°C]

C_2 = constante experimental

a_1 = coeficiente experimental 1

b_1 = coeficiente experimental 2

c_1 = coeficiente experimental 3

d_1 = coeficiente experimental 4

e_1 = coeficiente experimental 5

Vários autores, nos últimos anos, realizaram modelagem matemática para diferentes variáveis no processo de usinagem. No entanto, na maioria das vezes, as equações obtidas são muito extensas (como RSM, por exemplo). Modelos quadráticos baseados em RSM para temperatura de usinagem, rugosidade da superfície e força de corte, com velocidade de corte, taxa de avanço e profundidade de usinagem radial como parâmetros de entrada, foram obtidos por Gaitonde *et al.* (2016). Os resultados mostraram precisão, mas as equações geradas ficaram extensas (Equação 2.12):

$$\begin{aligned}
 T_{m\acute{a}x} = & 275,3247222 + 0,76512963 \cdot v_c - 42,8265873 \cdot f + \\
 & 11,52805556 \cdot a_p - 0,001079287 \cdot v_c^2 + 460,57407 \cdot f^2 - 0,4716 \cdot a_p^2 - 0,83421 \cdot v_c \cdot f + \\
 & 0,031394 \cdot v_c \cdot a_p - 6,85625 \cdot f \cdot a_p
 \end{aligned} \tag{2.12}$$

onde:

$T_{m\acute{a}x}$ = temperatura máxima [°C]

v_c = velocidade de corte [m/min]

f = avanço [mm/rot]

a_p = profundidade de usinagem [mm]

Os autores dos modelos descritos anteriormente utilizaram alguns parâmetros que também foram considerados para o desenvolvimento deste trabalho.

2.6 Método dos elementos finitos para determinação de variáveis no processo de usinagem

O método dos elementos finitos tem sido a técnica numérica mais empregada na usinagem de metais. O Método das Diferenças Finitas (MDF) e o Método dos Elementos de Contorno (MEC) apresentam-se também como técnicas numéricas disponíveis. No método dos elementos finitos, o princípio básico é a substituição de um contínuo por elementos finitos que formam uma malha; isso é denominado discretização. Cada elemento finito é mais simples em geometria e, portanto, mais fácil de ser analisado que a estrutura real (MARKOPOULOS, 2013).

O uso do Método dos Elementos Finitos (MEF) no corte de metais requer um grande número de parâmetros de entrada, os quais precisam ser determinados por meio de experimentos e testes de propriedades mecânicas. Isso inclui modelos de materiais para grandes deformações, altas taxas de deformação, efeitos de temperatura, modelos de contato e atrito entre ferramenta e cavaco e critério de separação (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2006).

Ljustina, Larsson e Fagerström (2014) propuseram uma abordagem numérica para a força de corte durante o torneamento de ferro fundido vermicular. A simulação foi realizada por meio do programa computacional ABAQUS/Explicit (versão 6.7-2), e os resultados foram comparados às forças obtidas experimentalmente no trabalho de Grenmyr (2008). De modo geral, apresentaram boa concordância; porém, algumas discrepâncias foram observadas, visto que as forças de corte apresentaram-se um pouco maiores nas simulações. Os autores explicam que a causa dessa discrepância é que a fase perlita do material do modelo tem uma resistência maior que a fase perlita do material utilizado para os experimentos. Também é importante ressaltar que a resistência do ferro fundido depende de quão finas/grossas são as lamelas de cementita e ferrita na fase perlita, o que depende do processo de fundição. Outra explicação envolve o fato de que as simulações 2D não são capazes de reproduzir inteiramente a configuração experimental (3D).

Gok (2015) realizou análise experimental e numérica da força de corte, força de avanço e das temperaturas da peça e ferramenta durante o torneamento do aço AISI 1045. Para a realização dos testes, foi utilizado um inserto de metal duro. As temperaturas experimentais foram mensuradas por meio de um sensor de temperatura sem contato, e, por outro lado, a simulação numérica foi efetuada por meio do programa DEFORM-3D. Os resultados demonstraram que os valores da força de corte e da força de avanço diminuem com o aumento

da velocidade de corte (FIG. 2.26-a e FIG. 2.26-b). Já os valores de temperatura da ferramenta e da peça aumentam com o aumento da velocidade de corte (FIG. 2.26-c e FIG. 2.26-d), concordando com o que foi descrito anteriormente a respeito da influência da velocidade de corte nas variáveis no processo de usinagem. Por fim, uma boa similaridade entre os resultados experimentais e simulações por meio do MEF pôde ser encontrada.

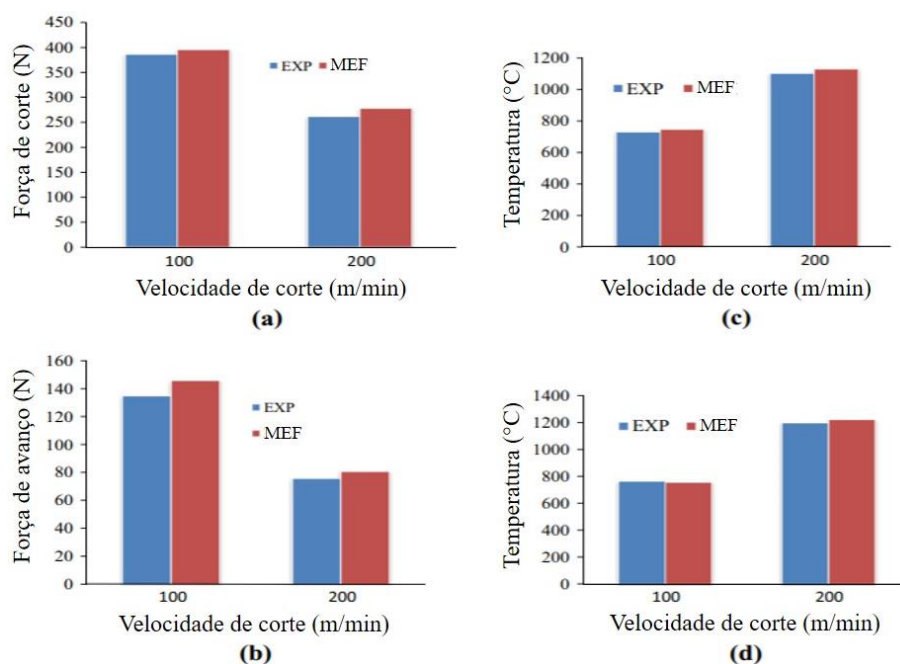


FIGURA 2.26 - Resultados experimentais e MEF para: (a) força de corte principal, (b) força de empuxo, (c) temperatura da peça de trabalho e (d) temperatura da ferramenta de corte no processo de torneamento.

Fonte: Adaptado de Gok (2015).

Korkmaz e Günay (2017) avaliaram experimentalmente a força de corte e o consumo de energia durante o torneamento do aço inoxidável martensítico AISI 420. As ferramentas de metal duro foram revestidas com $\text{TiCN}+\text{Al}_2\text{O}_3+\text{TiN}$ pelo método CVD. De forma a comparar os resultados obtidos, os autores realizaram a modelagem por elementos finitos por meio do programa computacional AdvantEdge. Os erros encontrados entre as forças de corte experimentais e simuladas foram de 7%, e, para o consumo de energia, o desvio identificado foi menor (4,5%). Devido à boa concordância entre os resultados preditos e experimentais, o modelo numérico utilizado foi validado.

Tooptong, Park e Kwon (2018) empregaram o MEF para avaliação da temperatura com diferentes velocidades de corte na usinagem do ferro fundido cinzento, vermicular e nodular, com o uso do programa computacional ABAQUS/EXPLICIT, versão 6.11.2. Foram

empregados três insertos: metal duro sem revestimento (inserto A) e com revestimento de Ti(C,N), Al₂O₃ e TiN, com espessuras finais diferentes (insertos B1 e B2). A pobre usinabilidade (desgaste de flanco) dos ferros fundidos vermicular e nodular é justificada pelas altas temperaturas de corte, quando comparada à do ferro fundido cinzento (FIG. 2.27). Os valores encontrados são justificados com base na diferença microestrutural (morfologia da grafita) do ferro fundido cinzento em relação aos outros dois ferros fundidos. Essa diferença provoca redução da tenacidade à fratura do ferro fundido cinzento, o que leva a uma menor geração de calor durante a usinagem deste material.

	Material	150 m/min	250 m/min	350 m/min
		Temperatura (°C)	Temperatura (°C)	Temperatura (°C)
INSERTO A	FGI	424	482	577
	CGI	689	756	837
	NGI	536	738	847
INSERTO B1	FGI	313 (para 200 m/min)	340	390
	CGI	489	601	684
	NGI	477	643	724
INSERTO B2	FGI	512 (para 200 m/min)	535	655
	CGI	644	810	900
	NGI	696	814	930

FIGURA 2.27 - Temperatura média da superfície de folga obtida por MEF com o desgaste de flanco de 200 µm.

Fonte: Adaptado de Tooptong, Park e Kwon (2018).

Aurich *et al.* (2014) propuseram um modelo 3D de elementos finitos para o torneamento da liga de alumínio Al 2024 com uma ferramenta de diamante policristalino, avaliando, também, os resultados experimentais. Para a modelagem numérica, utilizou-se o programa comercial MSC.MARC. A FIG. 2.28 ilustra a distribuição de temperatura da ferramenta e do suporte para duas condições de corte (condição 1 = velocidade de corte 100 m/min, avanço 0,1 mm/rev e profundidade de usinagem 0,5 mm; condição 2 = velocidade de corte 300 m/min, avanço 0,3 mm/rev e profundidade de usinagem 1,5 mm). Nesta figura, têm-se os resultados obtidos com a câmera termográfica (à esquerda) e para MEF (à direita), sendo que boa concordância destes pôde ser observada.

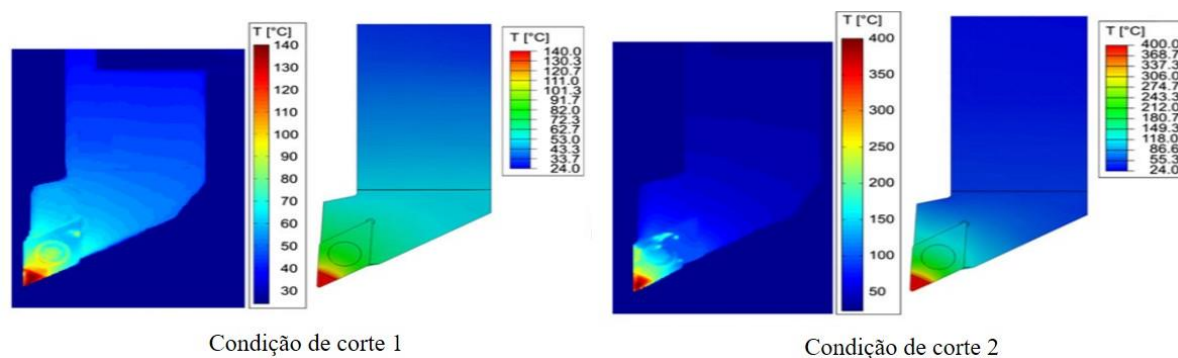


FIGURA 2.28 - Distribuição de temperatura medida e prevista da ferramenta e do suporte para duas condições de corte.

Fonte: Adptado de Aurich *et al.* (2014).

2.7 Considerações parciais

Neste capítulo, foi apresentada uma revisão bibliográfica sobre o torneamento do ferro fundido vermicular e as variáveis influentes neste processo, bem como o método de deposição sol-gel. Os principais modelos analíticos para a predição de temperatura no processo de usinagem também foram explanados, de forma a contribuir no embasamento para o desenvolvimento do presente trabalho. Observa-se que o método sol-gel tem sido utilizado em várias aplicações, porém há poucas pesquisas sobre seu uso como revestimento em ferramentas de corte. Dentre os trabalhos publicados, essa técnica tem sido considerada promissora para tal fim, e, com relação aos modelos analíticos apresentados para a predição de temperatura, estes apresentam diversas dificuldades de utilização. Em sua maioria, são muito extensos e possuem variáveis difíceis de serem mensuradas. À luz dos modelos e trabalhos discutidos, decidiu-se elaborar uma equação simplificada e de fácil utilização. Portanto, buscou-se, primeiramente, caracterizar os revestimentos sol-gel utilizados e analisar, experimentalmente, a força de corte, a temperatura e a rugosidade. Além disso, gerar um modelo analítico simples para a predição da temperatura do cavaco e da temperatura de corte utilizando-se o modelo de Gottwein. Para isso, efetuou-se a validação da temperatura do cavaco, por meio do desenvolvimento de modelo numérico para a temperatura. A metodologia empregada para a realização dos experimentos desta pesquisa é explanada a seguir.

3 METODOLOGIA

O presente capítulo tem por objetivo descrever os materiais, os equipamentos e a metodologia experimental utilizados no desenvolvimento do trabalho. A análise microestrutural e química do ferro fundido vermicular compreende a primeira etapa deste capítulo. A segunda consiste no desenvolvimento e na caracterização da solução sol-gel a ser depositada nas ferramentas de corte, bem como nos revestimentos obtidos, e, por fim, têm-se os testes de torneamento a seco. Os ensaios de análise química e microestrutural foram realizados no Laboratório de Ensaios e Análise em Materiais, do SENAI de Itaúna/MG, e os ensaios de difração de raios-X, no Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear (CDTN). No Centro de Microscopia da UFMG, efetuaram-se as análises MEV e de Espectrometria de Energia Dispersiva; os ensaios de riscamento, no Laboratório de Tribologia e Materiais da UFU; os ensaios tribológicos foram feitos no Laboratório de Tribologia - Desgaste e Fricção da UFMG; e os testes de torneamento foram realizados no Laboratório de Usinagem e Automação da UFMG.

3.1 Materiais

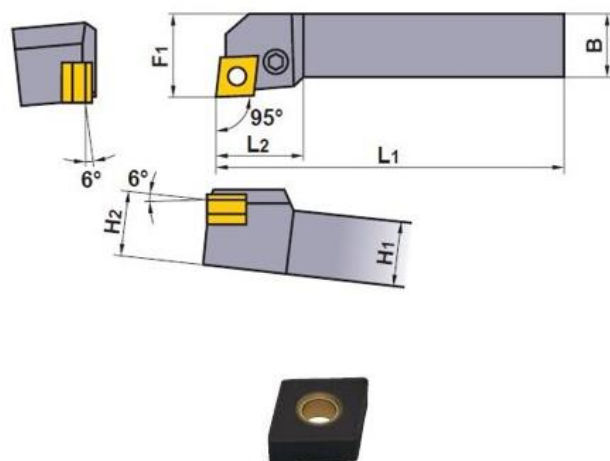
O material dos corpos de prova (dureza de 180 HBW, conforme o Anexo I) foi o ferro fundido vermicular matriz ferrítica-perlítica, sendo que a fabricação deste ferro fundido é baseada na norma ASTM A 842/85 (2009). Neste trabalho, foram utilizados tarugos com diâmetro de 69 mm e comprimento de 300 mm. As propriedades mecânicas estão sumarizadas na TAB. 3.1 e representam os valores médios, e o ensaio de tração foi realizado de acordo com a norma ABNT NBR ISO 6892-1:2013, versão corrigida 2, de 17/09/2018, cujo relatório encontra-se no ANEXO II.

TABELA 3.1

Propriedades mecânicas do ferro fundido vermicular

Propriedades	CLASSE 350
Tensão máxima (MPa)	368,30
Tensão de escoamento (MPa)	303,11

As ferramentas de corte utilizadas nos ensaios de torneamento foram insertos de metal duro classe K10, e o suporte, o PCLNR 2020K12. A FIG. 3.1 apresenta as configurações da ferramenta e do suporte.



Suporte	PCLNR 2020K12
Ângulo de posição	95°
Ângulo de inclinação	6°
Ângulo de saída	6°
Ferramenta	CNMA 120408
Sem cobertura	HTi10
Comprimento da aresta	12 mm
Espessura	4 mm
Raio de ponta	0,8 mm

FIGURA 3.1 - Configurações do suporte e da ferramenta utilizada.

Fonte: Mitsubishi Materials (2018).

3.2 Revestimentos das ferramentas

Neste tópico são descritos os materiais utilizados para a limpeza dos insertos, bem como as principais características e os parâmetros utilizados para a deposição dos revestimentos nas ferramentas de corte.

3.2.1 Limpeza dos insertos

Todos os insertos foram submetidos a um banho ultrassônico com acetona, por 10 minutos, e com metanol, por 5 minutos, antes de serem submetidos à deposição sol-gel.

3.2.2 Revestimento de dióxido de titânio (TiO₂)

O revestimento de TiO₂ foi utilizado nos insertos de metal duro antes do revestimento de óxido de alumínio, sendo processado por tecnologia sol-gel e depositado por *dip-coating* (imersão), com uma velocidade controlada de ~20 cm/min. Neste trabalho, os reagentes

utilizados foram *tetraisopropilo orthotitanato* (TIPT), água deionizada (H₂O), HCl (ácido clorídrico, pureza de 36%) e etanol absoluto, como solvente. Essa solução é caracterizada pela concentração de TIPT (C = 0,4 Mol/L), razão molar água/TIPT = 0,82 e pH = 1,27, em acordo com um trabalho precedente desenvolvido por HOUMARD *et al.* (2009). Conforme este estudo sobre revestimento de TiO₂, a espessura do filme que se pode obter é de cerca de 50 nm, sendo que o tempo de envelhecimento da solução sol-gel, antes da deposição do filme, foi de duas semanas, o que pode alterar a espessura deste. Quanto mais envelhecida, mais viscosa a solução e maior será a espessura do filme depositado. Foi realizada a secagem do revestimento a 100°C, durante 15 minutos, antes das outras deposições. Langlet *et al.* (2006) e Aun *et al.* (2016) usaram esta mesma solução sol-gel para depositar filmes finos de TiO₂, e, apesar de uma possível influência do material usado como substrato, ambos os estudos mostraram que o filme depositado transforma-se primeiro na fase anatase, que é formada a temperaturas intermediárias (a partir de cerca de 400°C) e, depois, na fase rutilo, que é formada a altas temperaturas (a partir de 650°C). Neste trabalho, como a temperatura do tratamento térmico utilizado era relativamente baixa (450 °C), o filme de TiO₂ depositado provavelmente estava em sua fase anatase.

3.2.3 Revestimento de óxido de alumínio (Al₂O₃)

O revestimento de Al₂O₃ foi processado por tecnologia sol-gel e depositado por meio do processo *dip-coating* com uma velocidade controlada de ~0,4 mm/s. Os reagentes empregados foram IPA (*Aluminium Isopropoxide*), água deionizada (H₂O) e HNO₃ (ácido nítrico), e a razão utilizada foi 1:60:0,10, respectivamente. Primeiramente, aqueceu-se a água deionizada a 85°C; ao atingir esta temperatura, foram colocados o ácido nítrico e, posteriormente, aos poucos, o alumínio. A solução foi aquecida a 90°C por 24 horas, sendo a solução de Al₂O₃ preparada de acordo com Chen *et al.* (2000). Realizou-se a secagem do revestimento a 100°C, durante 15 minutos, antes das outras deposições, e os insertos revestidos foram tratados termicamente a 450°C, por 1 hora, para favorecer a densificação dos filmes. Na FIG. 3.2 são ilustradas as etapas do processo de obtenção do revestimento sol-gel de Al₂O₃.

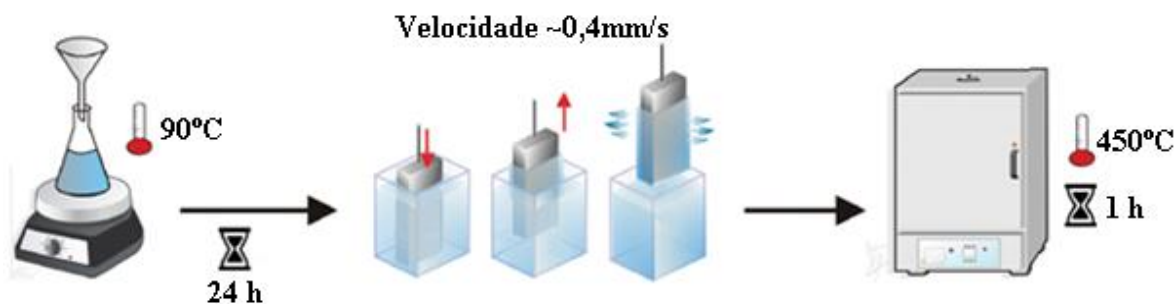


FIGURA 3.2 - Esquema das etapas da técnica de deposição de filme de Al_2O_3 por *dip-coating* usado neste trabalho. Fonte: Adaptado de Kunsta (2015).

3.3 Equipamentos

A seguir, serão descritos os equipamentos utilizados durante o trabalho.

3.3.1 Análise Química por Espectrometria Óptica – Base Ferro

A análise química do material usinado foi realizada por meio do espectrômetro de emissão óptica SPECTROMAXx, Identificação 159239.

3.3.2 Difração de Raios-X

A estrutura do revestimento de $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ foi caracterizada por meio da difração de raios-X, com o uso de um difratômetro Rigaku, Modelo D/max última IV, radiação de $\text{Cu-K}\alpha$, faixa de operação 15-50 kV, com uma velocidade de $4^\circ \cdot \text{min}^{-1}$.

3.3.3 Caracterização dos revestimentos

Os revestimentos de Al_2O_3 e o revestimento multicamadas ($\text{TiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3$) foram caracterizados por meio do microscópio eletrônico de varredura (MEV), modelo Quanta FEG 3D FEI, juntamente com a análise por espectroscopia de energia dispersiva (EDS).

3.3.4 Ensaio de riscamento

O ensaio foi realizado com o intuito de caracterizar a adesão dos revestimentos nos insertos e, utilizando-se o esclerômetro (FIG. 3.3-a), efetuar um risco na amostra com

revestimento, com um penetrador Rockwell. A carga de penetração foi aumentada progressivamente a uma taxa de 12 N/mm, chegando-se ao máximo de 50 N, distância de 4 mm e velocidade de 0,010 mm/seg. Na FIG. 3.3-b tem-se a ilustração do teste realizado.

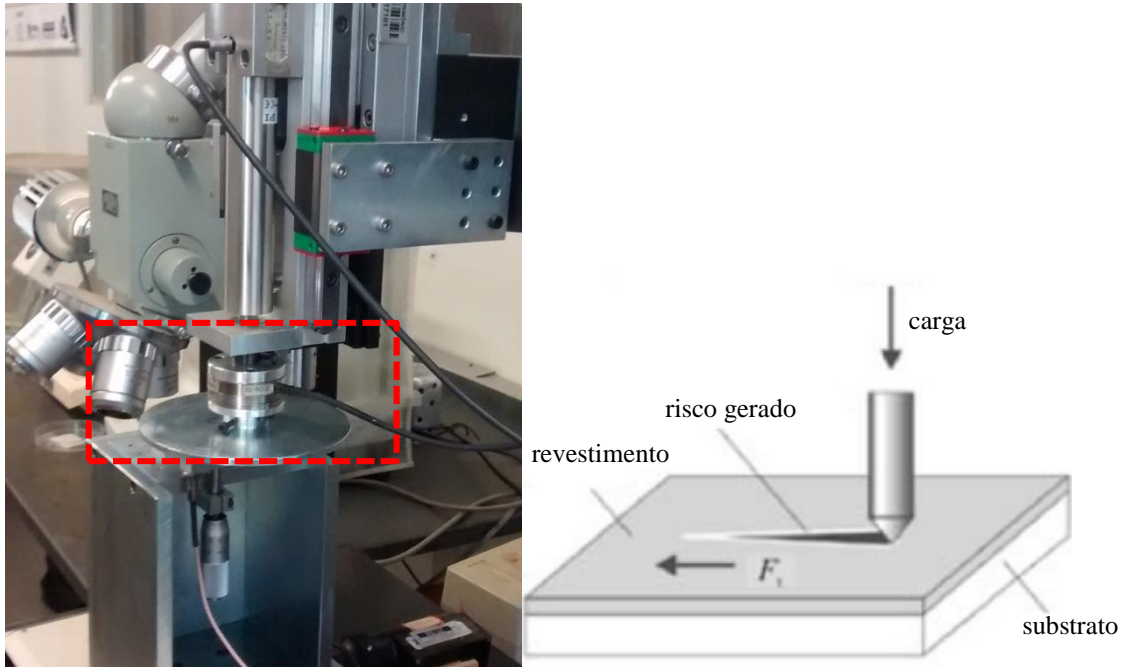


FIGURA 3.3 - a) Equipamento de riscamento; b) Ilustração esquemática do ensaio.

Fonte: (a) O autor; b) Adaptado de Jovanovic e Nedic (2016).

3.3.5 Análise do coeficiente de atrito

Para medição do coeficiente de atrito, utilizou-se o Tribômetro Microtest, model SMT-A/0100 – n° série B01100-19. Os valores para o parâmetro de rugosidade R_a das amostras foram estabelecidos de acordo com a norma ASTM G99-05 (2010), os quais não excederam $0,8 \mu\text{m}$ (conforme a Tabela A.1 do APÊNDICE A), sendo coletados por meio do software Nanovea Tribometer. A carga normal aplicada foi de 5 N; a velocidade de deslizamento, 64,62 m/min; e a distância de deslizamento, 150 m. Os testes foram realizados sob condição a seco e em temperatura ambiente, conforme demonstrado na FIG. 3.4.

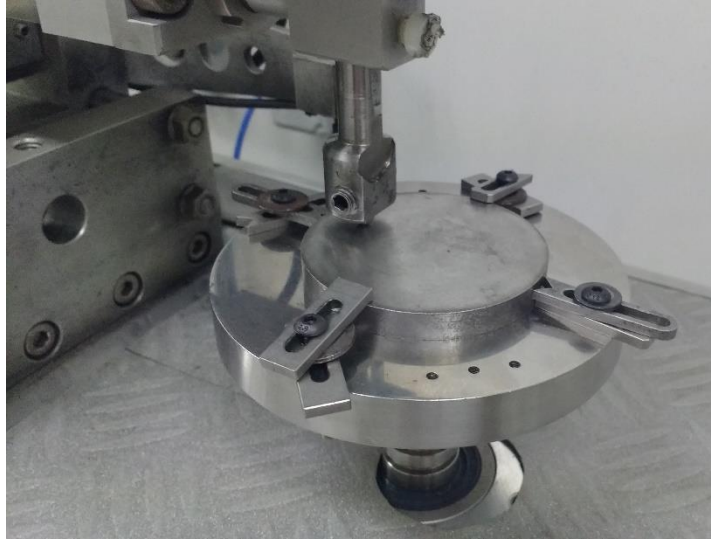


FIGURA 3.4 - Ensaio pino sobre disco.

3.4 Testes de torneamento

Os testes de torneamento foram realizados em um torno Romi, modelo Centur 30S, equipado com comando numérico computadorizado MACH 9, com potência do eixo-árvore de 5,5 kW e rotação máxima de 3500 rpm (FIG. 3.5). Após os testes de torneamento e réplica, foram realizadas as medições das seguintes variáveis: força de corte, temperatura do cavaco e parâmetros de rugosidade - desvio aritmético médio (R_a), altura máxima do perfil (R_z) e altura total do perfil (R_t).



FIGURA 3.5 - Torno Romi Centur 30S.

3.4.1 Força de corte

Para aquisição dos sinais da força durante o torneamento do ferro fundido vermicular, utilizou-se o dinamômetro *Kistler*, modelo 9272. A placa de aquisição de dados *National Instruments* USB – 6366, fabricada pela *National Instruments*, foi conectada a um computador equipado com Windows XP Professional, processador Intel i5-2500, memória RAM de 4 gigabytes, sendo utilizado o software *NI LabView Signal Express 2013*. A taxa de aquisição utilizada foi de 1 kHz.

3.4.2 Temperatura

Para a coleta de dados da temperatura, utilizou-se um pirômetro infravermelho *Raytek*, modelo MM2ML, com faixa de operação de 300°C a 1100°C, tempo de resposta de 1 ms e distância focal de 300 mm. A área de medição de termovisão é feita pelo diâmetro do laser, tendo sido de 1,9 mm o diâmetro usado. O termômetro portátil da *Tektronix®*, modelo *TEK DTM510*, com faixa de operação de 50°C a 1300°C e resolução de 1°C, foi empregado para a calibração da emissividade do material, sendo que a emissividade térmica obtida experimentalmente foi de 0,95. O software utilizado foi o *Data Temp® Multidrop*, e na FIG. 3.6 é ilustrado como foram obtidas as temperaturas dos cavacos.

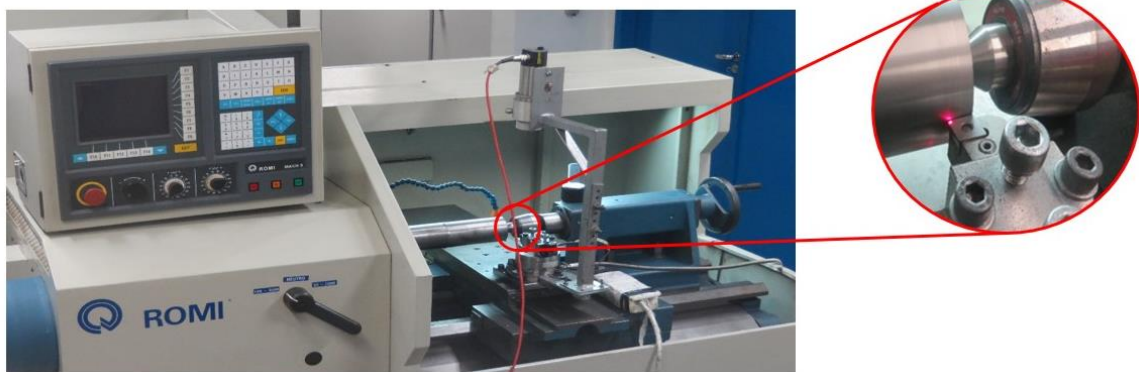
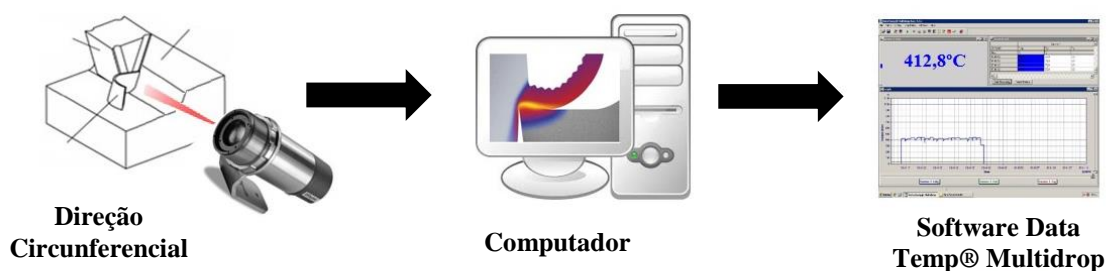


FIGURA 3.6 - Montagem experimental para a medição de temperatura.

3.4.3 Rugosidade

Para avaliação da qualidade da superfície da peça, utilizou-se um rugosímetro portátil Taylor Robson, modelo Surtronic 25 (FIG. 3.7). Foram avaliados os parâmetros desvio aritmético médio (R_a), altura máxima do perfil (R_z) e altura total do perfil (R_t), empregando-se os comprimentos de amostragem de 0,8 e 2,5 mm (recomendados para os valores de R_a entre 0,1 a 2 e 2 a 10 μm , respectivamente). Para cada peça, realizaram-se 3 medições (uma a cada 120°), obtendo-se a média da rugosidade final, sendo que, antes da medição, calibrrou-se o rugosímetro com o padrão.



FIGURA 3.7 - Rugosímetro portátil Taylor Robson.

3.5 Planejamento fatorial completo

Para o presente trabalho, foi realizado um planejamento fatorial completo, sendo três fatores, um com quatro níveis e dois com três níveis. Foram variados a velocidade de corte, o avanço e o revestimento das ferramentas. Os valores recomendados de velocidade de corte e avanço, para ferro fundido vermicular, foram definidos de acordo com MITSUBISHI MATERIALS (2018).

Uma matriz do tipo $3^2 4^1$ foi utilizada, apresentando 36 combinações; para avaliar a repetibilidade do sistema, executou-se uma réplica para cada condição testada, totalizando 72 ensaios; e, para a análise estatística, o software MINITAB, versão 18, foi utilizado. Na TAB. 3.2 estão apresentados os parâmetros quantitativos e qualitativos empregados nos experimentos, destacando-se que a profundidade de usinagem utilizada foi constante e igual a 1 mm.

TABELA 3.2
Condições experimentais

Parâmetros	Níveis			
	1	2	3	4
Insertos de metal duro	Sem revestimento	3 camadas de Al_2O_3	1 camada de TiO_2 /3 camadas de Al_2O_3	-
Velocidade de corte	125 m/min	175 m/min	225 m/min	275 m/min
Avanço	0,1 mm/rev	0,2 mm/rev	0,3 mm/rev	-

3.6 Simulação numérica

Para a realização da modelagem numérica da temperatura, o processo de usinagem foi reduzido a um corte ortogonal, utilizando-se o software Advantedge. A seguir são apresentados detalhes sobre este procedimento.

3.6.1 Modelo Numérico

Na FIG. 3.8 é demonstrado o modelo geométrico proposto para o torneamento numérico de uma peça, no formato cilíndrico, para um corte ortogonal. Os insertos e seus respectivos ângulos de folga e de saída foram modelados geometricamente por meio do software Advantedge. As peças de ferro fundido CGI foram representadas por um retângulo com 1 mm de altura e 5 mm de comprimento, fixadas apenas na direção x, sendo que, na direção y, foram aplicadas as velocidades de corte, enquanto o inserto apresentou restrições ao movimento nas direções x e y nos segmentos que não estabeleceram contato com o material a ser usinado (Figura 3.8). O modelo contém 24000 nós; os nós menores possuem 0,02 mm, e os maiores, 0,1 mm. Os filmes foram introduzidos no modelo numérico, as condições de corte seguiram os testes experimentais, e a operação de torneamento foi aproximada para um modelo 2D, visto que o ângulo de posição da ferramenta apresenta 95° .

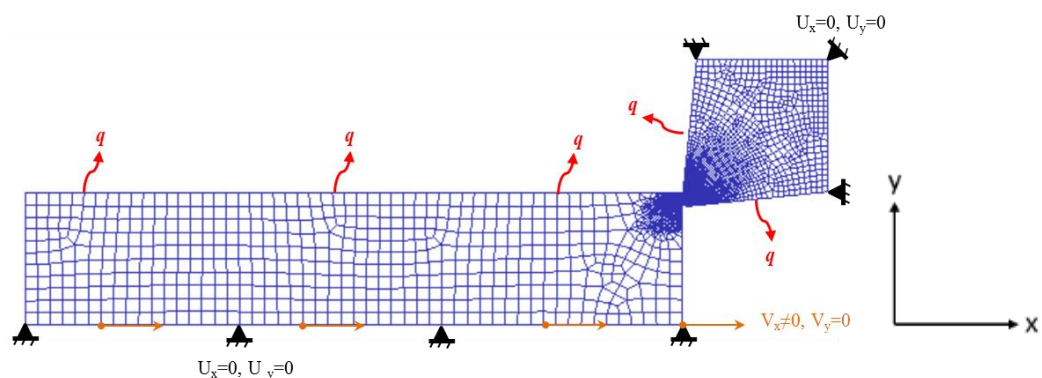


FIGURA 3.8 - Condições de contorno empregadas no modelo numérico proposto.

No modelo numérico proposto, a separação do cavaco da peça foi obtida pelo processo de remalhamento automático (*remeshing*), e não pela aplicação de um critério de fratura dúctil, resultando em um cavaco contínuo. O inserto foi considerado como um corpo elástico (ausência de deformações plásticas), porém, capaz de realizar trocas térmicas com o material e o meio ambiente. O material a ser usinado apresentou um comportamento viscoplástico, isto é, foi desconsiderado o regime elástico, e, como condição de contorno, foram consideradas as velocidades de corte (125, 175, 225 e 275 m/min) ao longo do eixo y, com uma profundidade de usinagem (a_p) de 1 mm e avanços (0,1; 0,2 e 0,3 mm/rev). Para o corte ortogonal, a profundidade de usinagem é igual ao avanço.

Pôde-se observar que o tamanho mínimo do elemento (cerca de 10 μm) ficou compreendido na face ativa de corte do inserto e nas zonas de formação do cavaco. Este valor foi escolhido depois de alguns testes numéricos para encontrar uma boa correlação entre precisão dos resultados das temperaturas e o tempo computacional.

3.6.2 Equação Constitutiva

A curva de fluxo do material de trabalho ferro fundido vermicular foi calculada pela equação constitutiva de Johnson-Cook, a qual considera os efeitos do encruamento por deformação, o encruamento da taxa de deformação e o amolecimento térmico (Equação 3.1):

$$\bar{\sigma}(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = [\sigma_0 + B \cdot \varepsilon^n] \cdot \left[1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{\text{fusão}} - T_0}\right)^m \right] \quad (3.1)$$

em que $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente; σ_0 é a tensão de escoamento do material (limite elástico); T_0 ($^{\circ}\text{C}$), a temperatura de referência do material, a uma velocidade de deformação de referência; $\dot{\varepsilon}_0$ (s^{-1}) ε é a taxa de deformação de referência; B, o módulo de encruamento por deformação; n, o expoente de encruamento por deformação; C, o coeficiente da dependência da taxa de deformação [MPa]; ε , a deformação plástica equivalente; T, a temperatura no material ($^{\circ}\text{C}$); $T_{\text{fusão}}$, a temperatura de fusão do material ($^{\circ}\text{C}$); T_0 , a temperatura ambiente ($^{\circ}\text{C}$); m, o expoente de sensibilidade à temperatura (amolecimento térmico). Vale ressaltar que esses valores foram determinados por meio de sub-rotinas no Matlab, desenvolvidas pelos autores, seguindo-se as recomendações de Johnson e Cook (MOHAMMED e ELBESTAWI, 2011). Na FIG. 3.9 tem-se os valores das constantes A, B, C, n e m obtidos pelas sub-rotinas para o material CGI.

A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	$\dot{\epsilon}_0$ (s ⁻¹)	T _o (°C)	T _{fusão} (°C)
550	600	0,18	0,035	0,937	0,001	20	1490

FIGURA 3.9 - Constantes do material CGI para equação constitutiva Johnson-Cook.

Fonte: Mohammed e Elbestawi (2011).

Como o comportamento mecânico do material é afetado pela temperatura (efeito amaciamento), o trabalho plástico mecânico promove a geração de um fluxo de calor responsável por um aumento de temperatura. A geração de calor proveniente desse fenômeno pode ser descrita pela seguinte relação matemática (Equação 3.2):

$$\dot{q}_p = \eta_p \bar{\sigma} : \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (3.2)$$

em que η_p é o fator de conversão do trabalho de deformação plástica (Fator de Taylor-Quinney). Nesse estudo foi adotado o valor de 0,90, visto que cerca de 90% da potência necessária para o corte no processo de usinagem é transformado em calor.

Outro fato a se destacar é que o modelo numérico proposto considera as trocas térmicas existentes do material com o ambiente e a ferramenta, sendo necessário implementar as principais propriedades térmicas em função da temperatura. As propriedades térmicas dos materiais envolvidos foram baseadas nos estudos de UCUN e ASLANTAS (2011), SHACKELFORD e ALEXANDER (2001) e ASM (1990).

3.6.3 Condições de contato

Para descrever o comportamento do atrito na interface do inserto/cavaco, foi adotado um modelo híbrido de atrito inicialmente proposto por Zorev (1963). O modelo de fricção híbrido assume a coexistência de uma zona de adesão e de cisalhamento na interface inserto/cavaco. Na região de adesão, a tensão normal σ_N é muito alta, e a tensão de atrito τ_f é igual à tensão cisalhante do material $\bar{\tau}_{max}$ a ser usinado; já na zona de cisalhamento, a tensão normal não é significativa, e a teoria de Coulomb é capaz de descrever o fenômeno do atrito entre o inserto e o material a ser usinado. Este modelo pode ser expresso pela Equação 3.3:

$$\begin{cases} \tau_f = \bar{\tau}_{max} \text{ para } \mu \cdot \sigma_N \geq \bar{\tau}_{max} \text{ (região de adesão)} \\ \tau_f = \mu \cdot \sigma_N \text{ para } \mu \cdot \sigma_N < \bar{\tau}_{max} \text{ (região de deslizamento)} \end{cases} \quad (3.3)$$

em que:

σ_N = tensão normal de contato

μ = coeficiente de atrito

Para empregar o modelo híbrido em uma simulação numérica, o coeficiente de atrito local é determinado em regiões específicas nas interfaces inserto/cavaco e inserto/material a serem usinadas, respectivamente. Em todas as simulações numéricas, empregou-se $\mu=0,4$, o qual foi calibrado com as forças de corte obtidas experimentalmente.

3.6.4 Troca térmica

A modelagem do processo de formação de cavacos geralmente é realizada considerando-se o par inserto-peça, e somente a vizinhança da zona de corte é considerada no modelo numérico proposto. Da mecânica dos meios contínuos, cada ponto do material no par peça-inserto deve satisfazer simultaneamente (e a qualquer momento) as seguintes Equações de Equilíbrio Mecânico (Equação 3.4) e Térmico (3.5):

$$\text{div}\sigma + f_v = \rho\ddot{u} \quad (3.4)$$

$$\lambda\nabla^2 T - \rho c_p \dot{T} + \dot{q}_v = 0 \quad (3.5)$$

em que σ é o tensor de tensão de Cauchy; f_v , o vetor da densidade de força do corpo; \ddot{u} , o vetor de aceleração; T , a temperatura; ρ , a densidade do material; λ , a condutividade térmica; c_p , a capacidade de calor específico; e \dot{q}_v , taxa de geração de calor volumétrico.

As equações de balanço também são aplicadas na região de contato do par inserto/material a ser usinado, já que o tensor de tensão Cauchy (σ) depende da temperatura T por meio das leis de comportamento material (veja a seguinte seção sobre modelo constitutivo). Também no equilíbrio térmico (Equação 3.5), a geração de calor volumétrico \dot{q}_v , na região de cisalhamento, é proveniente da conformação plástica (trabalho plástico), então T depende de σ e da taxa de deformação plástica. As diferentes não linearidades presentes (geométrica, comportamento mecânico e condição de contato) tornam a resolução analítica das duas

equações de equilíbrio (4) e (5) praticamente impossível na prática, especialmente em uma configuração tridimensional (corte oblíquo), justificando a aplicação do corte ortogonal nesse trabalho. Uma abordagem numérica, como o método dos elementos finitos (MEF), faz-se necessária para resolver este sistema de equações.

O processo de fricção na interface inserto/material gera calor, podendo ser avaliado pela Equação 3.6:

$$\dot{q}_f = \eta_f \tau_f \dot{\gamma} h \quad (3.6)$$

em que $\dot{\gamma}$ é a velocidade de deslizamento relativa; τ_f , a tensão de atrito dada pela equação (3.3); e η_f , o fator de conversão de trabalho decorrente do atrito. Assumindo-se que todo o trabalho do atrito é convertido em calor, tem-se $\eta_f = 1$. O h é o coeficiente de transferência de calor na interface; \dot{q}_f é o fluxo de calor gerado na interface em decorrência do atrito.

A conformação plástica responsável pela formação do cavaco afeta a troca de calor existente na interface inserto/material da peça. Para considerar essa parcela de energia no aquecimento do inserto, o fluxo de calor por condução \dot{q}_c é introduzido; então, o equilíbrio de calor na interface pode finalmente ser escrito pelas Equações 3.7 e 3.8.

$$\dot{q}_{\rightarrow inserto} = f_f \dot{q}_f + h(T_{int-m} - T_{int-i}) \quad (3.7)$$

$$\dot{q}_{\rightarrow material} = (1 + f_f) \dot{q}_f - h(T_{int-m} - T_{int-i}) \quad (3.8)$$

em que $\dot{q}_{\rightarrow inserto}$ é o fluxo de calor transmitido para a ferramenta; $\dot{q}_{\rightarrow material}$ é o fluxo de calor absorvido pela peça (energia calorífica liberada principalmente pelo cavaco); f_f é a fração da energia de atrito conduzida para o inserto e a ferramenta (coeficiente da partição de calor); h é o coeficiente de transferência de calor na interface; enquanto T_{int-m} e T_{int-i} são temperaturas, respectivamente, da peça e do inserto na interface.

Conforme a FIG. 3.8, apenas as faces superiores do material trocam calor com o ambiente, com um coeficiente convectivo de 20 W/m²K (coeficiente de convecção do ar) adotando-se a temperatura inicial de 20° C para o inserto, o material a ser usinado e o ambiente.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Análise química

O resultado da análise química por espectrometria óptica do ferro fundido vermicular é apresentado na TAB. 4.1.

TABELA 4.1

Análise da composição química do ferro fundido vermicular

Elemento	Concentração (% em massa)
Ferro	93,1079
Carbono	3,6224
Silício	2,1599
Manganês	0,4603
Níquel	0,4151
Fósforo	0,0569
Titânio	0,0461
Cromo	0,0455
Cobre	0,0159
Magnésio	0,0154
Alumínio	0,0110
Enxofre	0,0082
Vanádio	0,0057
Nióbio	0,0038
Molibdênio	0,0013

A composição completa do ferro fundido vermicular encontra-se no ANEXO III, ao final deste trabalho. Dentre os nodulizantes mais utilizados, tem-se o magnésio, lembrando-se que uma pequena flutuação no teor de enxofre ou de magnésio contribui para a formação de grafita lamelar ou esferoidal. Com a adição de antinodulizantes, como o titânio, consegue-se ampliar a faixa residual de magnésio e, então, minimizar a influência do enxofre. No presente estudo, o material utilizado apresentou teor de enxofre igual a 0,0082%, mas, por outro lado, pôde-se observar que a porcentagem de titânio (TAB. 4.1) foi pequena, porém, acima do máximo recomendado para o ferro fundido nodular, que, de acordo com Burditt (1993), é de cerca de 0,035%. As duas afirmações contribuem para confirmar que o material utilizado para os ensaios de torneamento trata-se de ferro fundido vermicular. Com relação ao níquel, o mesmo é utilizado para garantir a proporção de perlita, e não apresenta efeitos significantes na grafita, além de não ser formador de carbonetos.

4.2 Metalografia do ferro fundido vermicular

A FIG. 4.1 é referente à metalografia do ferro fundido vermicular sem e com a utilização de ataque químico (Nital). A norma ASTM A842-11A(2018) estabelece o mínimo de 80% de grafita no formato de vermes - porcentagem que pode ser confirmada por meio da FIG. 4.1. A avaliação foi feita de forma visual.

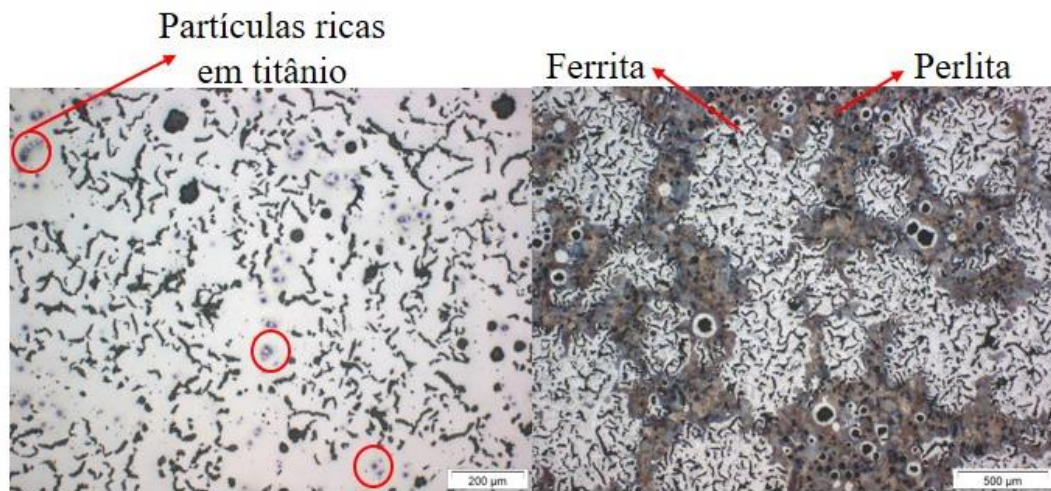


FIGURA 4.1 - Metalografia do ferro fundido vermicular sem (a esquerda) e com (a direita) ataque químico com Nital, respectivamente. Círculos vermelhos indicam as partículas ricas em titânio.

4.3 Difração de Raios-X

A difração de raios-X foi realizada nas amostras do revestimento de óxido de alumínio, sendo que, na FIG. 4.2-a, tem-se a amostra sem tratamento térmico. Observou-se que os picos de difração coincidiram com a fase boemita - $\text{AlO}(\text{OH})$, e, além disso, a FIG. 4.2-b exibe a amostra após tratamento térmico a 450°C , indicando que essa fase desapareceu, destacando alguns picos que coincidiram com o padrão $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$. Esses resultados apontam que ocorreu a desidroxilação da fase boemita, que se transformou em $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$, conforme o esperado para esta temperatura. De acordo com Chen *et al.* (2000), a fase $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$ forma-se a partir de 380°C , e os picos amplos são devidos ao pequeno tamanho dos nanocristais formados durante a deposição sol-gel. Em particular, a banda larga observada entre 20 e 43 graus, na FIG. 4.2-b, é resultante da sobreposição de três pequenos picos da fase $\gamma\text{-Al}_2\text{O}_3$, indicados pela literatura (número do cartão JCPDS 00-029-0063, ilustrado na FIG. 4.2-b).

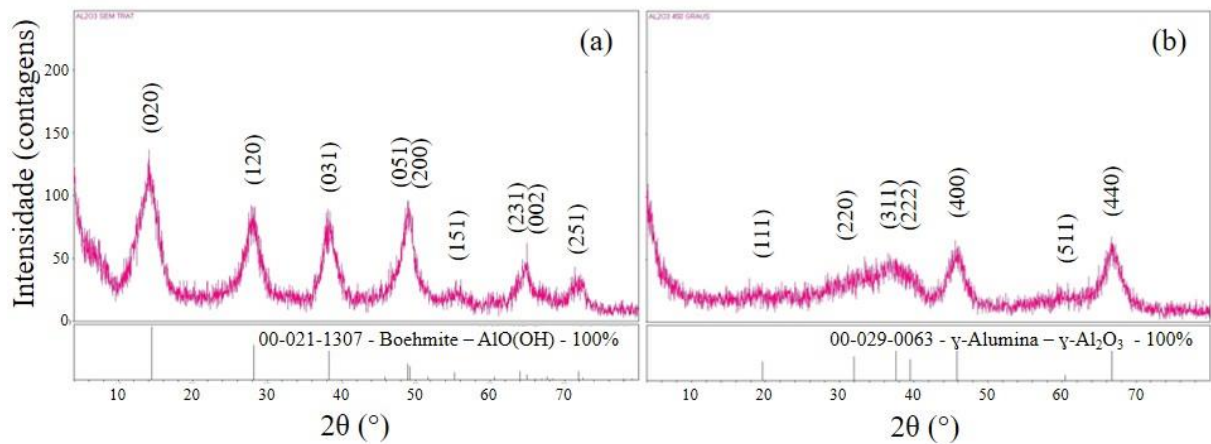


FIGURA 4.2 - Difração de raios-X para as amostras sem tratamento (a) e com tratamento térmico (b).

4.4 Caracterização do revestimento de óxido de alumínio

Na FIG. 4.3 é apresentado o revestimento de óxido de alumínio após três imersões, com espessura total de cerca de 1,8 μm . Essa dimensão é aproximada, visto que, para a realização da medição, foi necessário inclinar a amostra.

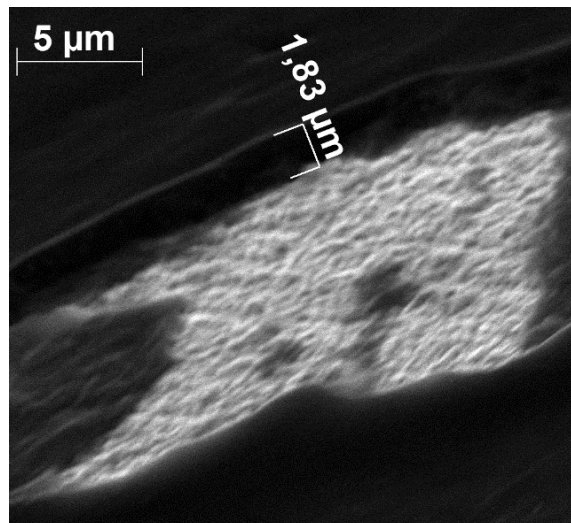


FIGURA 4.3 - Comportamento do revestimento de óxido de alumínio no substrato e espessura.

Nas imagens da FIG 4.4 é detalhado o EDS da região sem revestimento e com revestimento de Al_2O_3 . Conforme o EDS da região do substrato, picos relevantes dos elementos químicos do metal duro (W, C, O, Co) podem ser observados. Na região revestida, picos de Al e O encontram-se presentes, confirmando a presença do revestimento Al_2O_3 na superfície da ferramenta. É importante notar que, quando o feixe de elétrons atinge a superfície do material,

os raios-X emitidos pelos elétrons têm energia suficiente para atravessar um material com espessura de cerca de 5 μm . Como resultado, é óbvio que o espectro de EDS do revestimento deve indicar a existência dos elementos presentes na composição do metal duro.

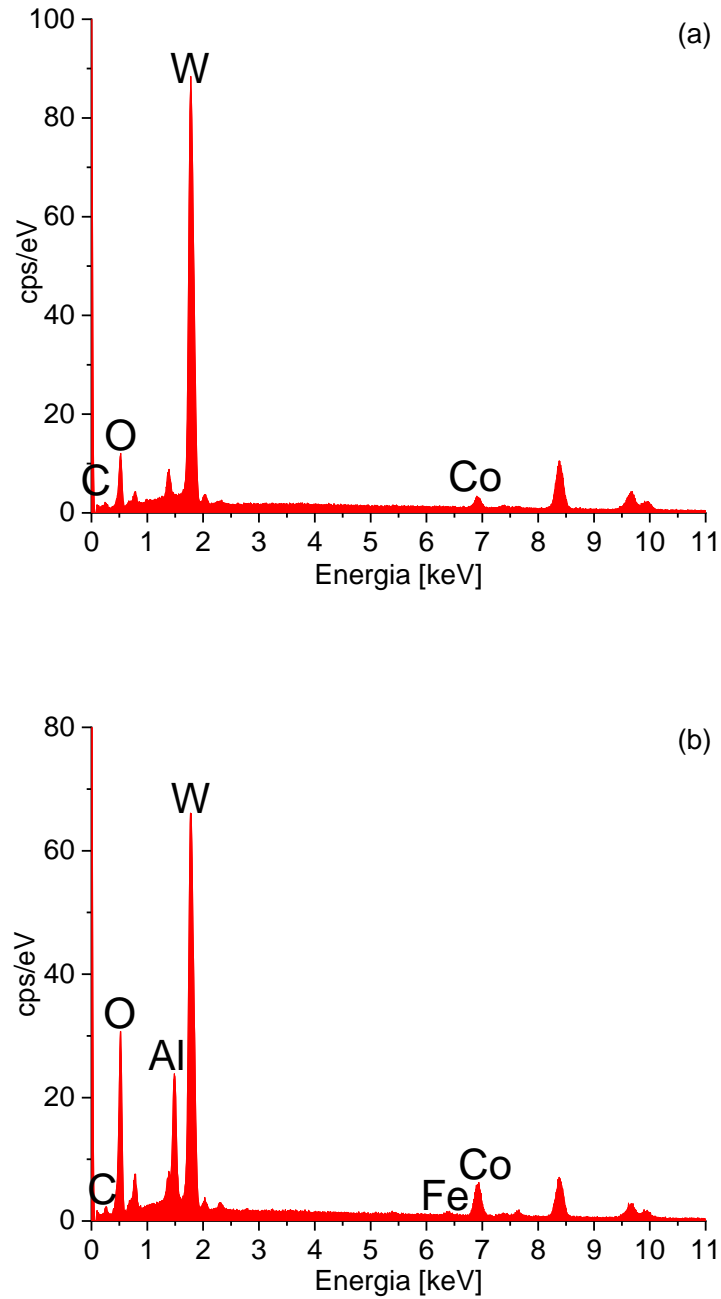


FIGURA 4.4 - EDS do substrato (a) e do revestimento de Al_2O_3 (b).

4.5 Caracterização do revestimento de dióxido de titânio

Na FIG. 4.5 é apresentado o revestimento de dióxido de titânio (uma camada), sendo que a espessura obtida revelou, aproximadamente, o valor de cerca de 280 nm.

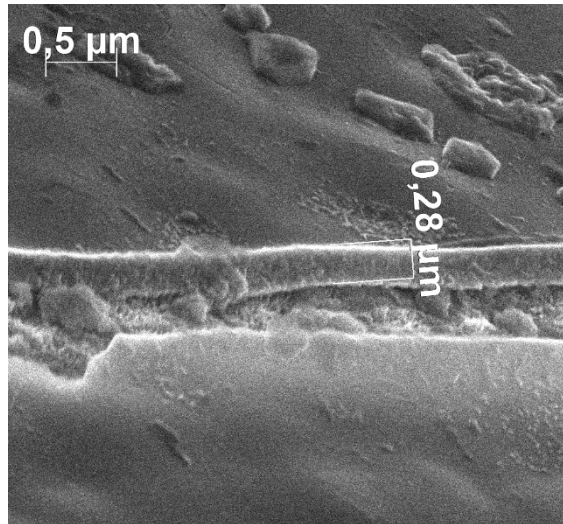


FIGURA 4.5 - Comportamento do revestimento de dióxido de titânio no substrato e espessura.

Nas imagens da FIG. 4.6 é detalhado o EDS da região sem e com revestimento de TiO_2 , e a análise demonstra os mesmos picos correspondentes aos elementos químicos do substrato, como descrito anteriormente. No entanto, a partir da análise de EDS da região com revestimento, picos de Ti e O estão presentes, confirmando a deposição de TiO_2 . Mais uma vez, os picos dos elementos do metal duro aparecem, devido à espessura fina do filme de TiO_2 , a qual foi usada apenas para melhorar a adesão do filme ao substrato. A estrutura cristalina do filme de TiO_2 não foi estudada neste trabalho. No entanto, como a temperatura do tratamento térmico utilizado é relativamente baixa (450°C), o filme de TiO_2 depositado, da mesma solução sol-gel, estava provavelmente em sua fase anatase, conforme já descrito na metodologia.

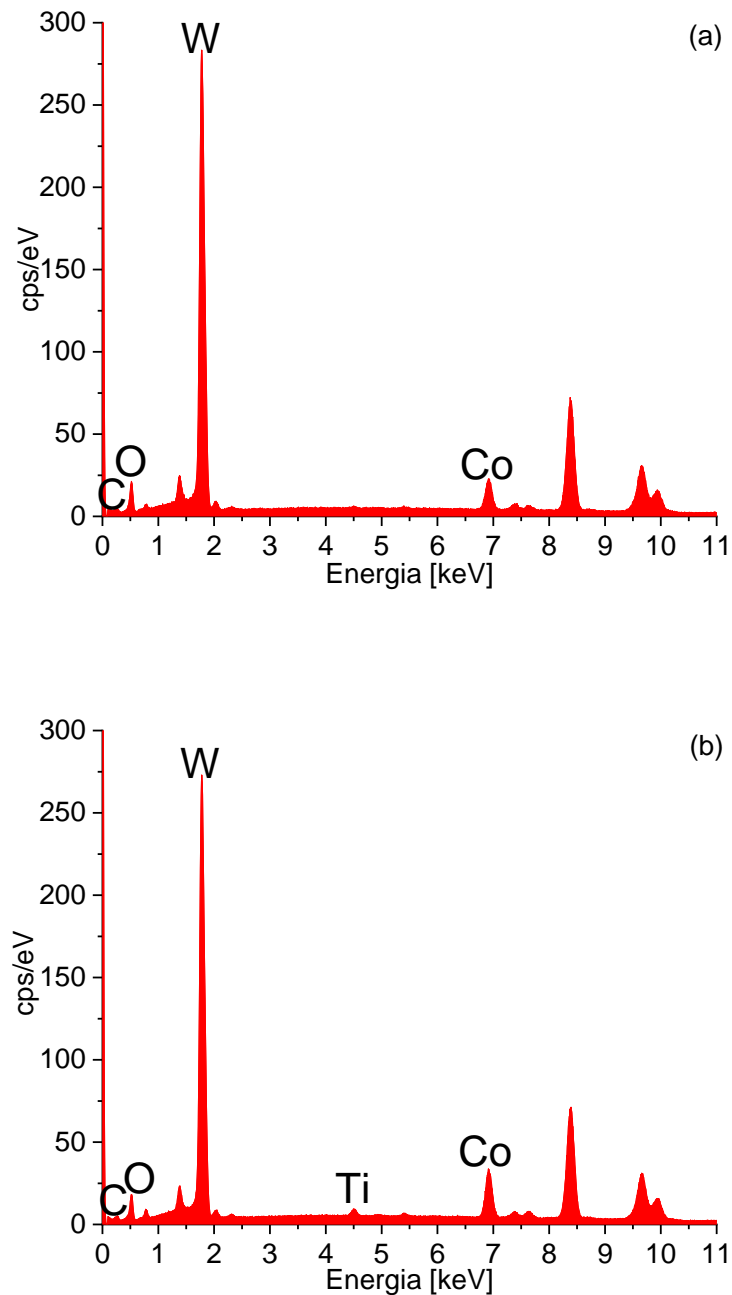


FIGURA 4.6 - EDS do substrato (a) e do revestimento de TiO_2 (b).

4.6 Caracterização do revestimento multicamadas

Na FIG. 4.7 é apresentado o revestimento multicamadas (1 camada de TiO_2 + 3 camadas de Al_2O_3 , respectivamente) depositado no pino de topo reto. A espessura total das camadas depositadas apresentou valor de cerca de 2 μm , sendo essas dimensões aproximadas, visto que, para a realização da medição, foi necessário inclinar a amostra.

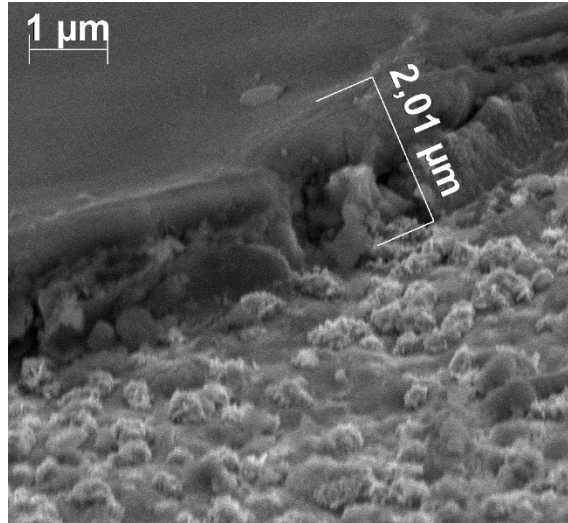


FIGURA 4.7 - Comportamento do revestimento multicamadas no substrato e espessura.

Nas imagens da FIG 4.8 é detalhado o EDS da região sem e com o revestimento multicamadas. O espectro EDS da região do substrato apresentou os mesmos resultados que as duas caracterizações anteriores realizadas, indicando mais uma vez os elementos da composição do substrato de metal duro. No entanto, o espectro EDS da região revestida expressou picos adicionais característicos dos elementos Ti, Al e O, correspondentes à composição química do revestimento multicamadas.

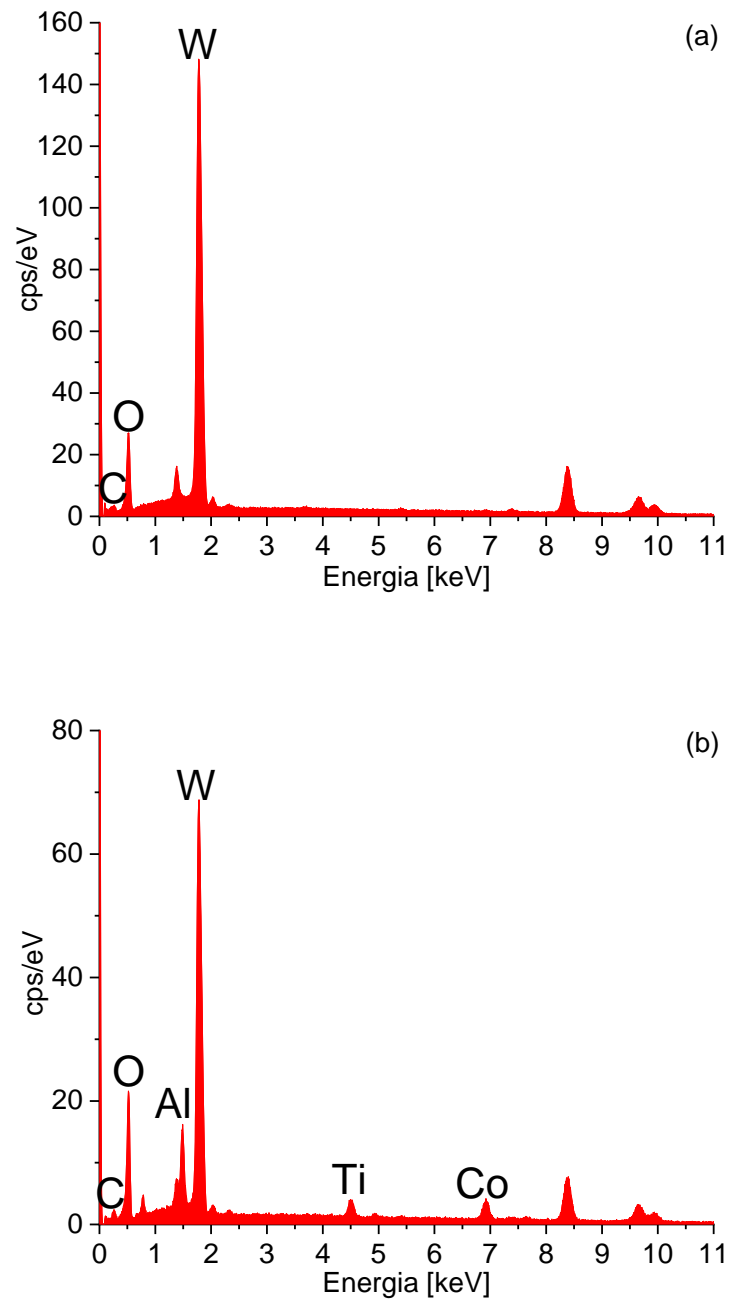


FIGURA 4.8 - EDS do substrato (a) e do revestimento multicamadas (b).

4.7 Adesão por meio do ensaio de riscamento

Testes de riscamento foram realizados para os dois revestimentos sol-gel estudados neste trabalho (FIG. 4.9 e FIG. 4.10). Os pontos 1 e 2 indicam as regiões sem e com revestimento, respectivamente, para ambas as figuras. Devido à presença de picos correspondentes aos elementos Al, Ti e O, os espectros de EDS confirmam as deposições dos

revestimentos nos substratos. No final do teste, a exposição do substrato foi observada por meio da microscopia eletrônica de varredura (MEV), ilustrando a delaminação dos revestimentos, destacando-se que o início da falha no revestimento de Al_2O_3 começa perto de uma força normal de 25 N, mas, no revestimento multicamadas, isso ocorre mais tarde (entre 30 N e 40 N). Portanto, conclui-se que a adesão do revestimento multicamadas foi superior àquela do revestimento Al_2O_3 . As repetições do teste de riscamento encontram-se no APÊNDICE B.

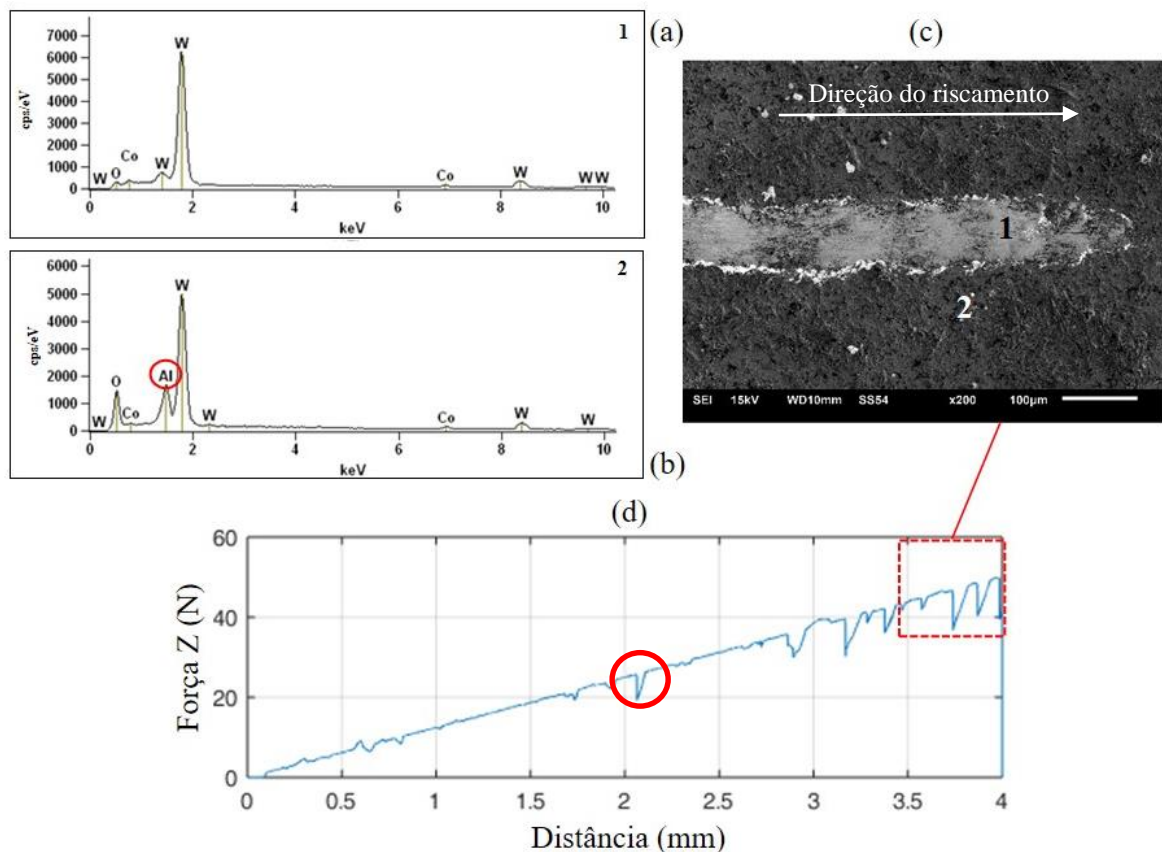


FIGURA 4.9 - EDS da região do substrato (a), EDS do revestimento de Al_2O_3 (b), Imagem MEV do ensaio de riscamento na amostra com revestimento de Al_2O_3 (c) e Gráfico da força z versus distância para o teste de riscamento (*scratch test*) do revestimento de Al_2O_3 (d).

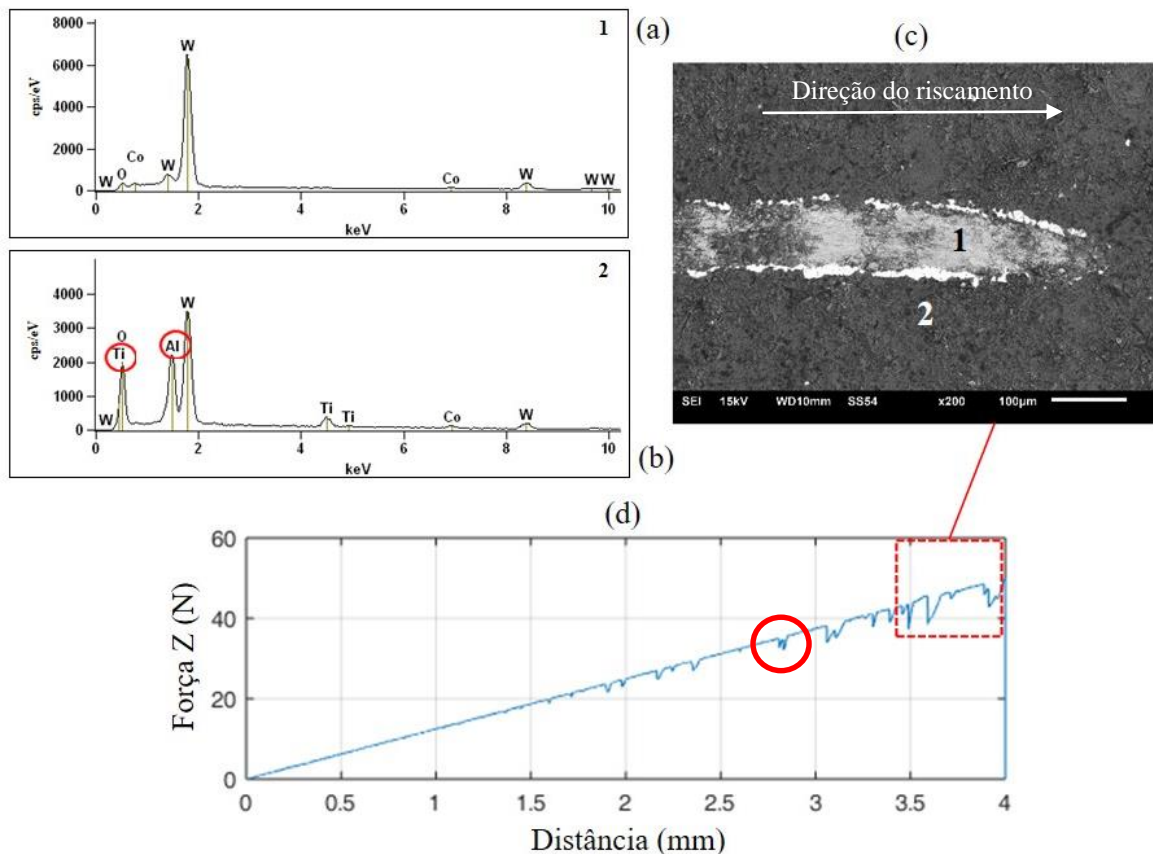


FIGURA 4.10 - EDS da região do substrato (a), EDS do revestimento multicamadas (b), Imagem MEV do ensaio de riscamento na amostra com revestimento multicamadas (c) e Gráfico da força z versus distância para *scratch test* do revestimento multicamadas (d).

4.8 Coeficiente de atrito

O comportamento do coeficiente de atrito para os pinos sem revestimento, com revestimento de óxido de alumínio e multicamadas *versus* a distância de deslizamento está representado no GRÁ. 4.1. Os coeficientes de atrito, na região de transição, para os pinos com revestimento multicamadas e Al_2O_3 foram ligeiramente inferiores aos apresentados para o pino sem revestimento. Essa diferença está relacionada à modificação dos pinos após os revestimentos, visto que está associada à boa inércia química e à menor condutividade térmica dos revestimentos cerâmicos - propriedades dos materiais cerâmicos que foram descritas por KALPAKJIAN e SCHIMD (2013). No GRÁ. 4.1 é exibido um período de transição entre 25 e 100 m, em que o coeficiente de atrito aumentou em todos os testes. Durante esse período, os resultados sugerem que os revestimentos Al_2O_3 e multicamadas estavam atuando para minimizar o coeficiente de atrito; assim, os revestimentos comprovaram sua eficácia contra o desgaste, e, após a distância de deslizamento de aproximadamente 100 m, foi alcançado um

estado estacionário. A partir deste momento, o coeficiente de atrito permaneceu semelhante para todas as ferramentas estudadas, correspondendo ao deslizamento do substrato de metal duro contra o ferro fundido vermicular. Assim, sugere-se que os revestimentos de óxido de alumínio e multicamadas tenham sido removidos. Por meio das FIG. 4.11 e 4.12 tem-se um complemento das explicações anteriores, ressaltando-se que o pino utilizado foi de topo esférico e que, durante a deposição do revestimento sol-gel, há o efeito denominado bolha, o que dificulta uma deposição semelhante à realizada nos insertos. Portanto, o ensaio pino sobre disco foi realizado com intuito de se obter valores para serem utilizados como dados de entrada para a modelagem por elementos finitos.

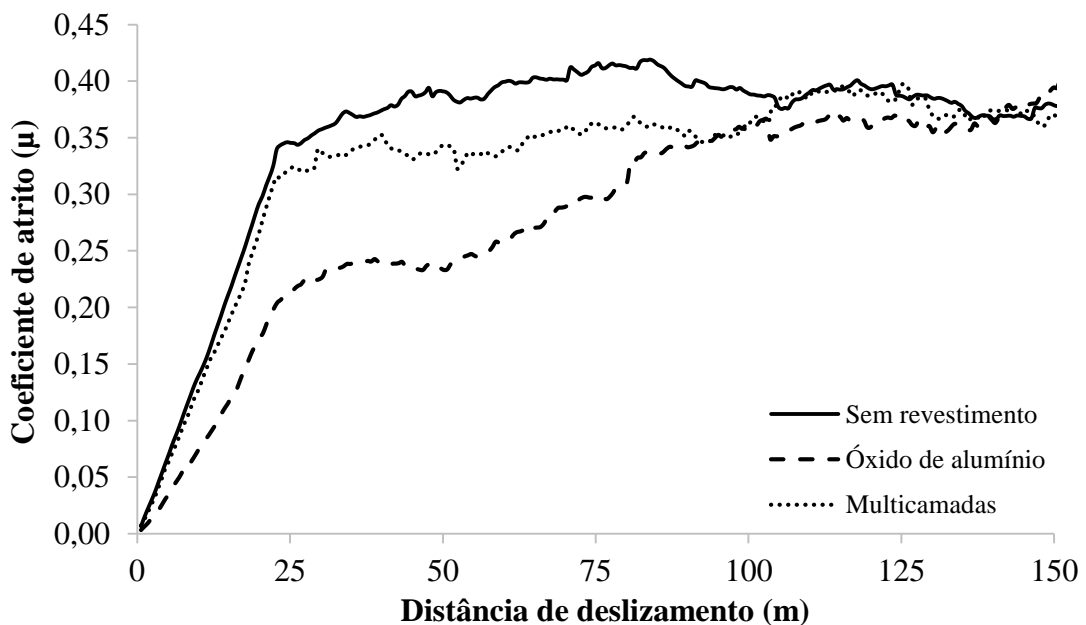


GRÁFICO 4.1 - Coeficiente de atrito em função da distância de deslizamento.

Por meio da FIG. 4.11 sugere-se, após o ensaio pino sobre disco, a adesão de ferro fundido vermicular (FIG. 4.11–b; FIG. 4.11–d) no pino com revestimento de Al_2O_3 , que é decorrente das forças intermoleculares em cada uma das superfícies. Da mesma forma, a FIG. 4.11–b indica a inexistência de revestimento, e a FIG. 4.11–c (onde não houve deslizamento) comprova a presença do revestimento de Al_2O_3 depositado no pino de metal duro. Observações semelhantes foram feitas para o pino com revestimento multicamadas, conforme mostra a FIG. 4.12.

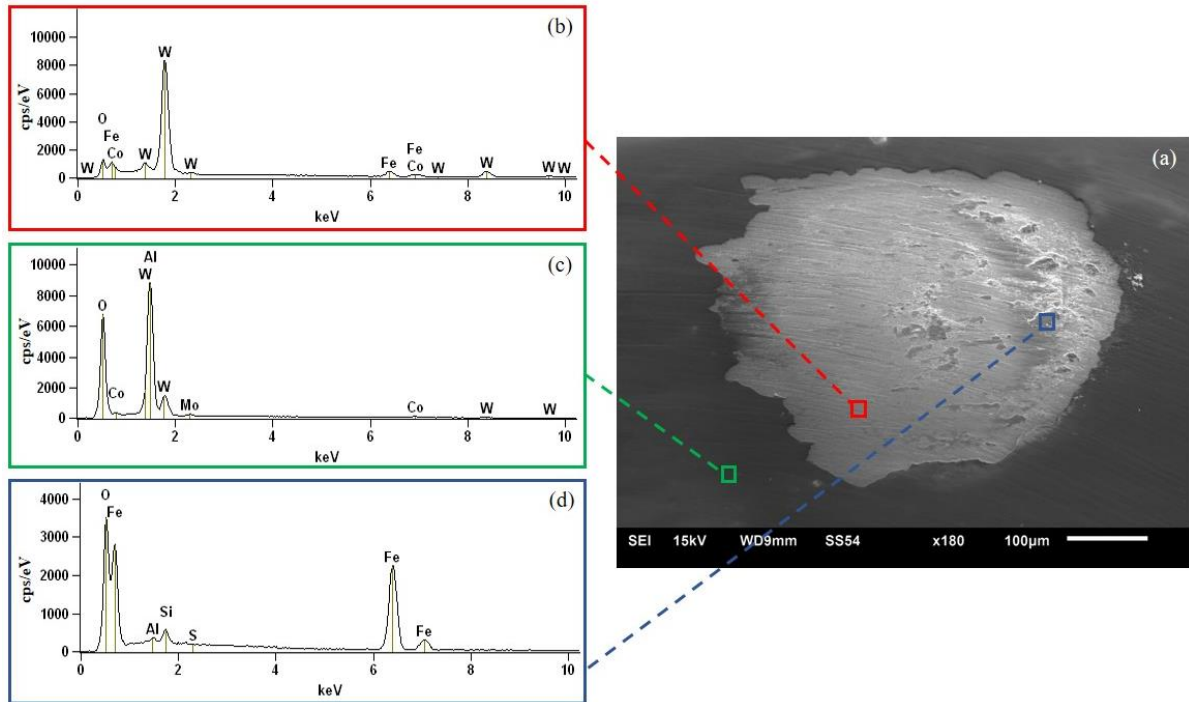


FIGURA 4.11 - Imagem MEV do pino revestido com Al_2O_3 após o ensaio pino sobre disco (a), EDS da região 1 de deslizamento (b), EDS da região sem deslizamento (c) e EDS da região 2 de deslizamento (d).

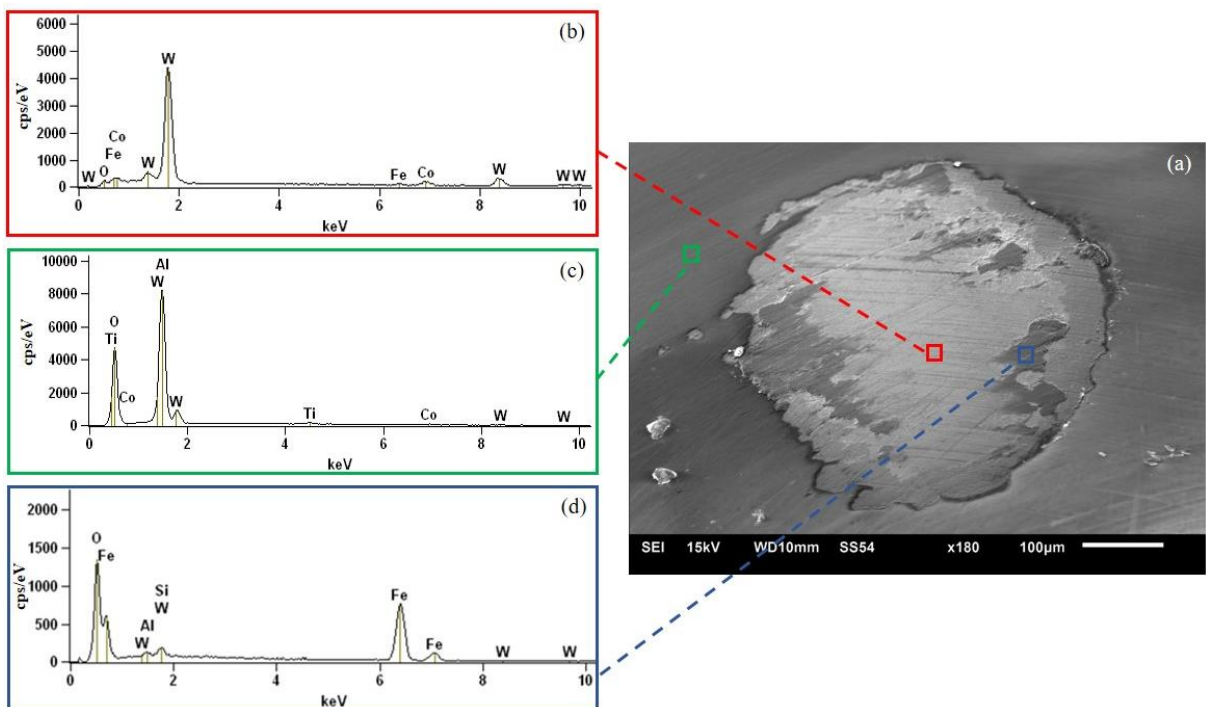


FIGURA 4.12 - Imagem MEV do pino revestido com multicamadas após o ensaio pino sobre disco (a), EDS da região 1 de deslizamento (b), EDS da região sem deslizamento (c) e EDS da região 2 de deslizamento (d).

4.9 Ensaio de torneamento

Com o propósito de validar a análise de variância (ANOVA), foi necessário comprovar que o conjunto de dados segue efetivamente uma distribuição normal, utilizando, para esta confirmação, o teste de Anderson-Darling. Assim, se o p-valor for menor que o nível de significância ($\alpha = 0,05$), rejeita-se a hipótese nula, ou seja, os dados não seguem uma distribuição normal. Os resultados obtidos para força de corte, rugosidade (R_a , R_z e R_t) e temperatura são apresentados nos APÊNDICES C, D, E, F e G. A porcentagem de contribuição de cada fator nas variáveis-resposta (força de corte, rugosidade e temperatura do cavaco) foi calculada por meio da Equação 4.1 (OKASHA *et al.*, 2012):

$$\text{Contribuição (\%)} = \frac{\text{Soma dos desvios quadrados}}{\text{Soma total dos desvios quadrados}} \quad (4.1)$$

A seguir, têm-se as discussões de cada uma das variáveis avaliadas.

4.9.1 Força de corte

De acordo com o GRÁ. 4.2, tem-se que os resíduos dos dados referentes à força de corte seguem a tendência de uma distribuição normal, visto que o p-valor obtido foi de 0,975.

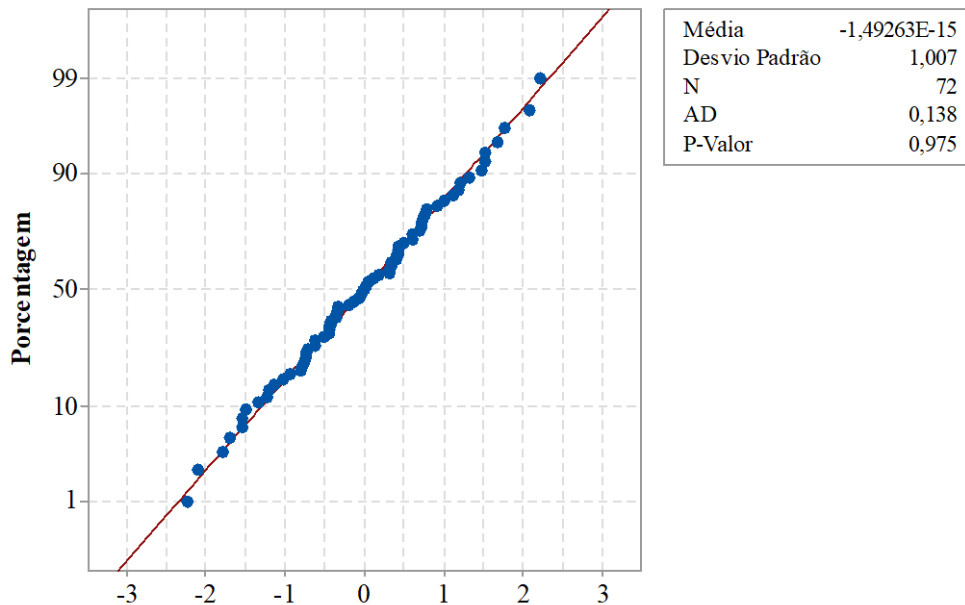


GRÁFICO 4.2 - Probabilidade normal dos resíduos da força de corte.

A TAB. 4.2 refere-se à ANOVA para a força de corte. Os parâmetros principais - ferramenta, velocidade de corte e avanço - apresentaram influência significativa, e o maior percentual de contribuição foi obtido para o avanço (97,37%).

TABELA 4.2
Análise de Variância para Força de Corte

Fonte de variação	Graus de liberdade	Soma dos quadrados ajustada	Média quadrática ajustada	F-Valor	p-Valor	Contribuição
Modelo	35	1587502	45357	83,00	0,000	
Linear	7	1581558	225937	413,45	0,000	
Ferramenta	2	6436	3218	5,89	<u>0,006</u>	0,40%
v_c	3	10229	3410	6,24	<u>0,002</u>	0,64%
f	2	1564893	782447	1431,83	<u>0,000</u>	97,37%
Interação de 2ª ordem	16	5555	347	0,64	0,834	
Ferramenta* v_c	6	2346	391	0,72	0,640	
Ferramenta* f	4	1600	400	0,73	0,576	
v_c * f	6	1610	268	0,49	0,811	
Interação de 3ª ordem	12	388	32	0,06	1,000	
Ferramenta* v_c * f	12	388	32	0,06	1,000	
Erro	36	19673				
Total	71	1607175				
Resumo do modelo						
S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)			
23,3766	98,78%	97,59%	95,10%			

No GRÁ. 4.3 é ilustrado o comportamento da força de corte em função dos diversos níveis utilizados. Como mencionado anteriormente, o avanço foi o parâmetro que mais influenciou, visto que são necessários maiores esforços de corte para se retirar maiores quantidades de material. A influência do avanço na força de corte é confirmada por MOHAMMED e ELBESTAWI (2012). Para a ferramenta de corte, bem como para a velocidade de corte, as variações dos níveis desses parâmetros não levaram a grandes modificações nos resultados. O atrito nas interfaces ferramenta/cavaco e ferramenta/peça foi minimizado com a utilização de ferramentas revestidas, o que comprova os menores esforços de corte utilizando-se o inserto multicamadas. Tal afirmação também pode ser confirmada por meio dos resultados dos ensaios tribológicos, pois a influência de revestimentos nas ferramentas de corte, de forma benéfica para a redução das forças, é citada por TRENT e WRIGHT (2000). Com o aumento da velocidade de corte, a tendência da força de corte é diminuir, destacando-se que a relação entre o aumento da velocidade de corte e a redução no coeficiente de atrito foi apresentada por Puls, Klocke e Lung (2014). Também, de acordo com Machado *et al.* (2015), maiores velocidades de corte provocam um maior aquecimento na zona de corte, alterando as propriedades mecânicas do material, o que requer uma menor potência para o corte. Outro fator

a ser ressaltado é que a grafita age como lubrificante entre a ferramenta e a peça, facilitando o cisalhamento e contribuindo, conseqüentemente, para a geração de menores esforços de corte.

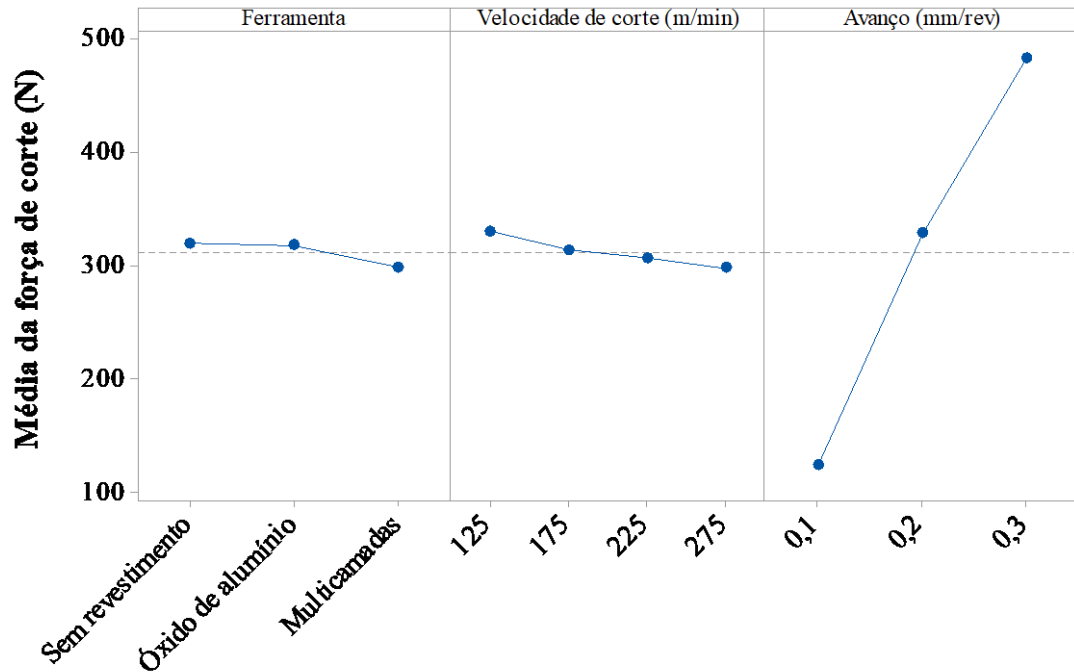
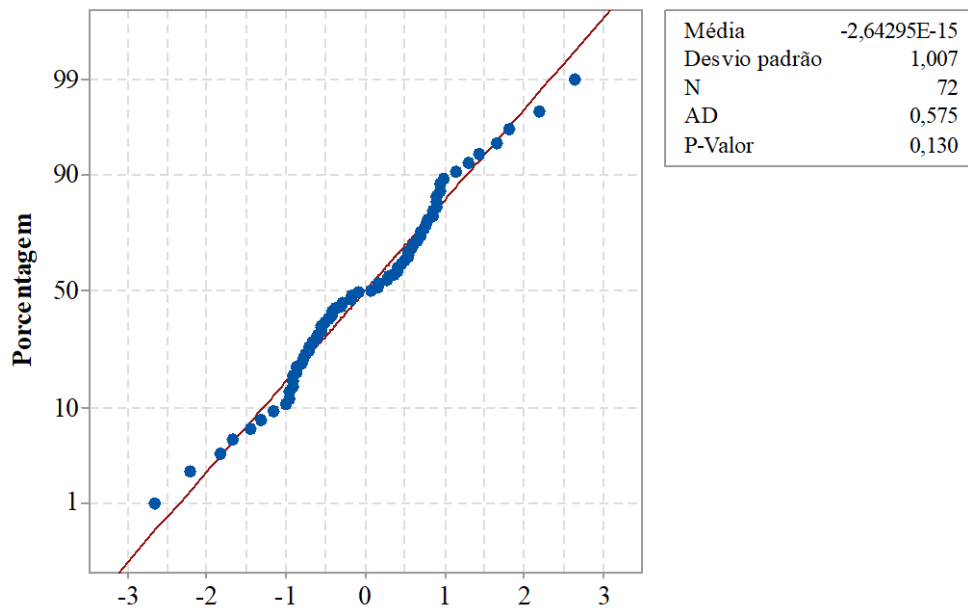


GRÁFICO 4.3 - Influência dos efeitos principais sobre a força de corte.

4.9.2 R_a (desvio aritmético médio da rugosidade)

Com relação ao desvio aritmético médio, observou-se que os dados seguem uma distribuição normal (p valor = 0,130). No GRÁ. 4.4 é ilustrada a tendência de normalidade.

GRÁFICO 4.4 - Probabilidade normal dos resíduos para o parâmetro R_a .

A TAB. 4.3 refere-se à análise de variância para o parâmetro R_a , por meio da qual se pode observar que os efeitos principais - velocidade de corte e avanço - bem como a interação velocidade de corte*avanço, apresentaram influência no desvio aritmético médio. Ressalta-se que a ferramenta não apresentou efeito significativo.

TABELA 4.3
Análise de Variância para R_a

Fonte de variação	Graus de liberdade	Soma dos quadrados ajustada	Média quadrática ajustada	F-Valor	p-Valor	Contribuição
Modelo	35	63,6100	1,8174	17,30	0,000	
Linear	7	59,5758	8,5108	81,02	0,000	
Ferramenta	2	0,2312	0,1156	1,10	0,344	
v_c	3	17,6167	5,8722	55,90	<u>0,000</u>	26,14%
f	2	41,7278	20,8639	198,62	<u>0,000</u>	61,92%
Interação de 2ª ordem	16	3,4436	0,2152	2,05	<u>0,037</u>	
Ferramenta* v_c	6	0,8037	0,1340	1,28	0,293	
Ferramenta* f	4	0,2242	0,0561	0,53	0,712	
v_c * f	6	2,4157	0,4026	3,83	<u>0,005</u>	3,58%
Interação de 3ª ordem	12	0,5906	0,0492	0,47	0,920	
Ferramenta* v_c * f	12	0,5906	0,0492	0,47	0,920	
Erro	36	3,7816	0,1050			
Total	71	67,3916				
Resumo do modelo						
S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)			
0,324106	94,39%	88,93%	77,55%			

Por meio do GRÁ. 4.5, tem-se que o aumento da velocidade de corte ocasiona diminuição dos valores do parâmetro de rugosidade R_a , e o avanço interfere de forma que seu incremento tende a aumentar a rugosidade. De acordo com Machado *et al.* (2015), o avanço é o parâmetro mais influente na variável R_a , e, em relação à velocidade de corte, há melhoria no acabamento. Outro fator é que há redução da resistência ao cisalhamento do material da peça e, portanto, menores esforços de corte são necessários.

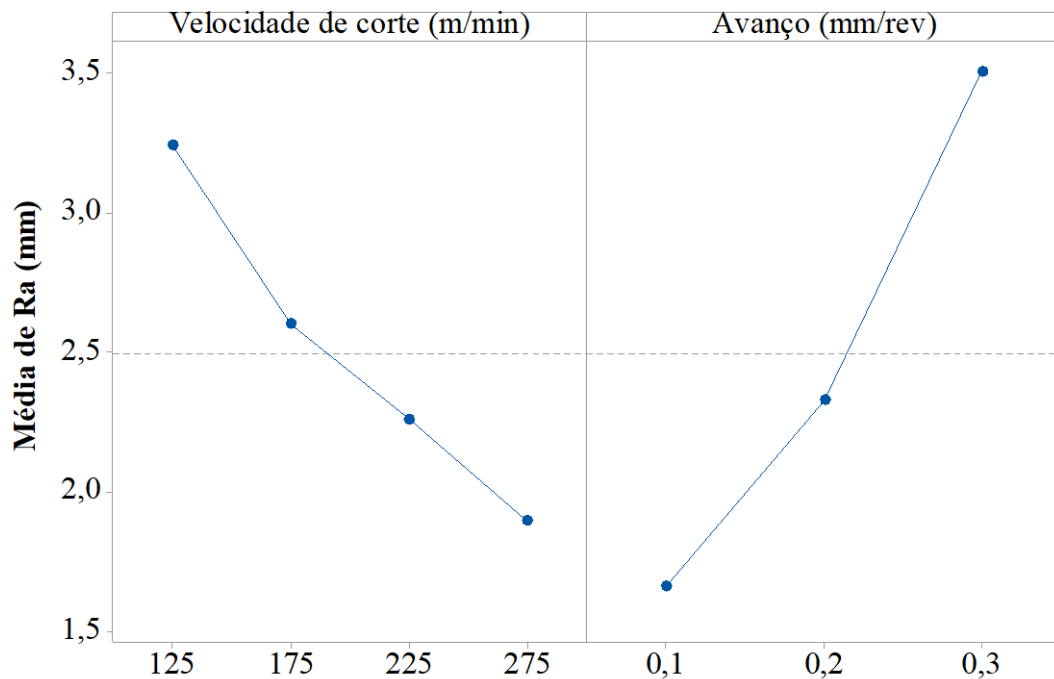


GRÁFICO 4.5 - Gráfico dos efeitos principais para R_a .

No GRÁ. 4.6 é apresentada a velocidade de corte em função do avanço. A maior variação obtida entre os valores da rugosidade (R_a) foi observada na mudança de 125 m/min para 175 m/min. Além disso, a variação do avanço 0,2 mm/rev para o avanço 0,3 mm/rev apresentou-se mais significativa do que de 0,1 mm/rev para 0,2 mm/rev.

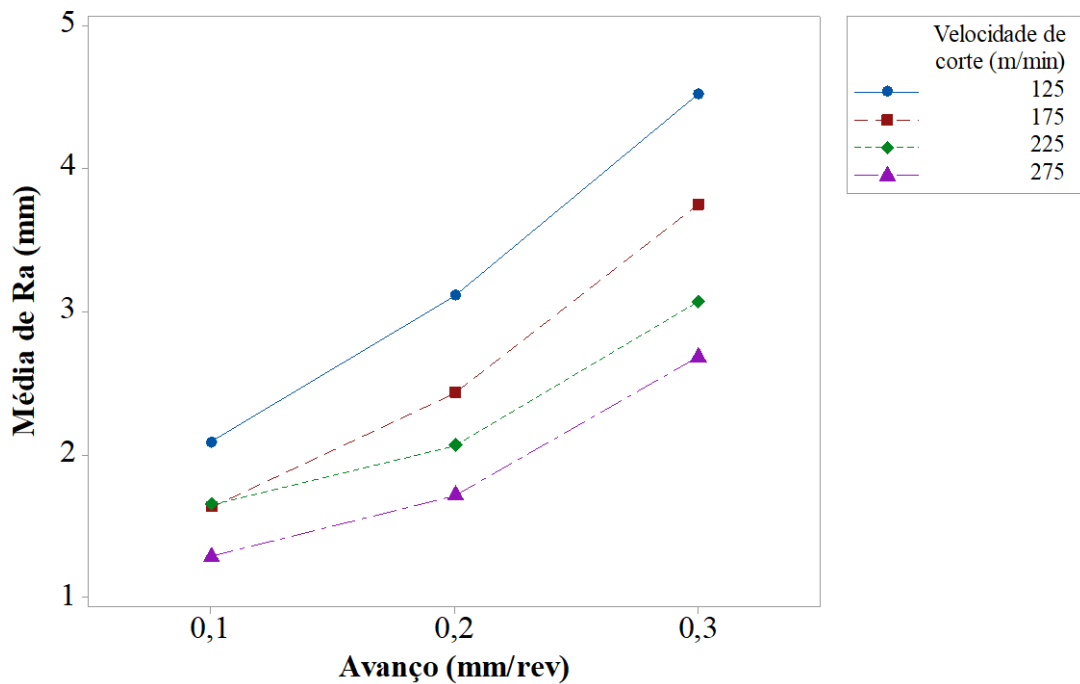


GRÁFICO 4.6 - Interação da velocidade de corte *versus* avanço para R_a .

Resultados similares para a rugosidade foram encontrados por SOUSA *et al.* (2019), que investigaram o torneamento de ferro fundido vermicular com ferramentas cerâmicas de alumina dopadas com óxido de magnésio. Os autores avaliaram os parâmetros de rugosidade R_a e R_t , e o parâmetro de corte mais influente foi o avanço. É importante destacar que os níveis dos parâmetros utilizados pelos autores estão próximos aos que foram escolhidos para este estudo.

Os parâmetros de rugosidade R_z e R_t também foram mensurados. Como os resultados encontrados e as análises foram semelhantes aos realizados para o R_a , não foram discutidos nesta seção. A ANOVA e os gráficos obtidos para estes parâmetros encontram-se nos APÊNDICES H e I.

4.9.3 Temperatura do cavaco

De acordo com o GRÁ. 4.7, os resíduos dos dados de temperatura do cavaco não seguem uma distribuição normal (p -valor $< 0,005$), e, após a realização da transformação de Box-Cox (λ ótima) obteve-se um novo p -valor (0,782), configurando, portanto, dados estatisticamente normais (GRÁ. 4.8). A transformação de Box-Cox calcula um valor de lambda, o que minimiza o desvio padrão de uma variável de transformada padronizada.

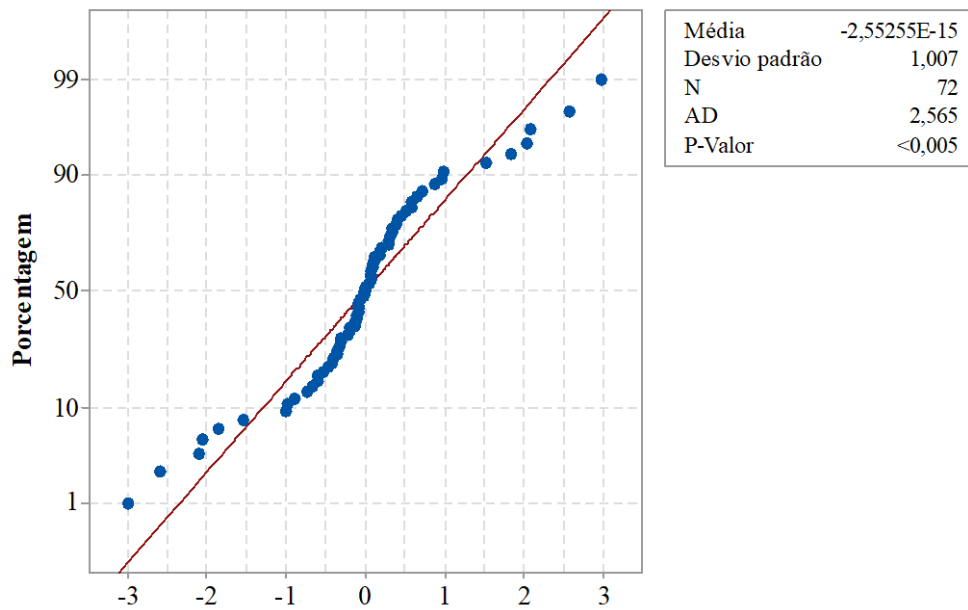


GRÁFICO 4.7 - Probabilidade normal dos resíduos da temperatura do cavaco.

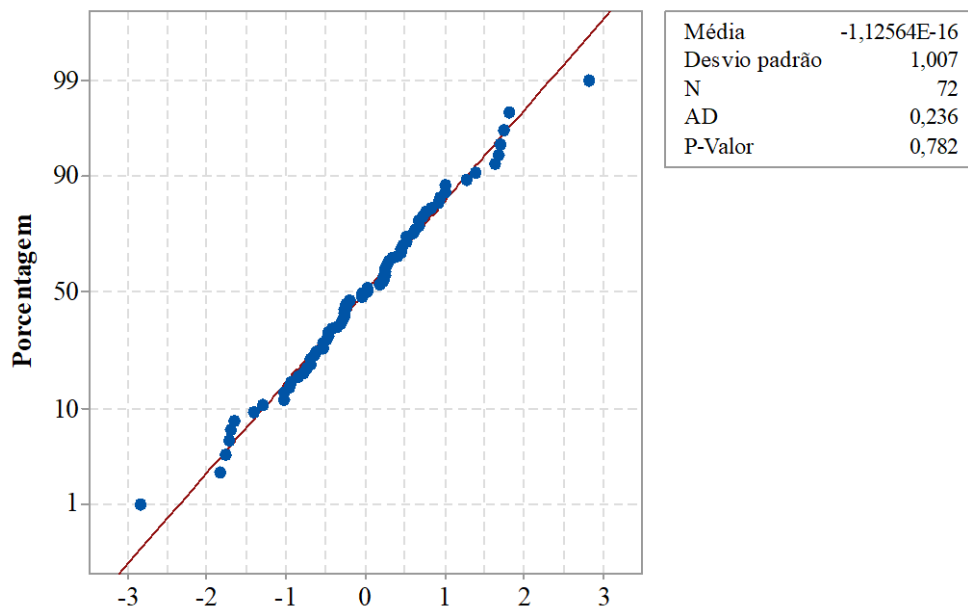


GRÁFICO 4.8 - Probabilidade normal dos resíduos da temperatura do cavaco após a transformada.

Na TAB. 4.4 é detalhada a análise de variância para a temperatura do cavaco. Para um nível de confiança de 95%, os parâmetros principais (ferramenta, velocidade de corte e avanço) apresentaram significância para a temperatura, sendo que o p-valor menor que 0,05 está sublinhado. Com relação às interações, a única significativa foi Ferramenta* v_c , com p-valor de 0,046.

No GRÁ. 4.9 é ilustrada a tendência dos efeitos principais. De forma geral, as temperaturas obtidas para os cavacos não foram muito altas, o que pode ser justificado pela baixa condutividade térmica do CGI (47 W/m.°C), em comparação com outros metais.

TABELA 4.4
Análise de Variância para a temperatura do cavaco

Fonte de variação	Graus de liberdade	Soma dos quadrados ajustada	Média quadrática ajustada	F-Valor	p-Valor	Contribuição
Modelo	35	26978,1	770,80	8,52	0,000	
Linear	7	23887,9	3412,55	37,70	0,000	
Ferramenta	2	663,7	331,87	3,67	0,036	2,20%
v_c	3	7129,1	2376,38	26,25	0,000	23,58%
f	2	16095,0	8047,49	88,90	0,000	53,23%
Interação de 2ª ordem	16	1860,4	116,27	1,28	0,259	
Ferramenta* v_c	6	1312,6	218,77	2,42	0,046	4,34%
Ferramenta* f	4	411,6	102,89	1,14	0,355	
v_c * f	6	136,2	22,70	0,25	0,956	
Interação de 3ª ordem	12	1229,8	102,49	1,13	0,366	
Ferramenta* v_c * f	12	1229,8	102,49	1,13	0,366	
Erro	36	3258,7	90,52			
Total	71	30236,7				
Resumo do modelo						
S	R-sq	R-sq(adj)	R-q(pred)			
9,51410	89,22%	78,75%	56,89%			

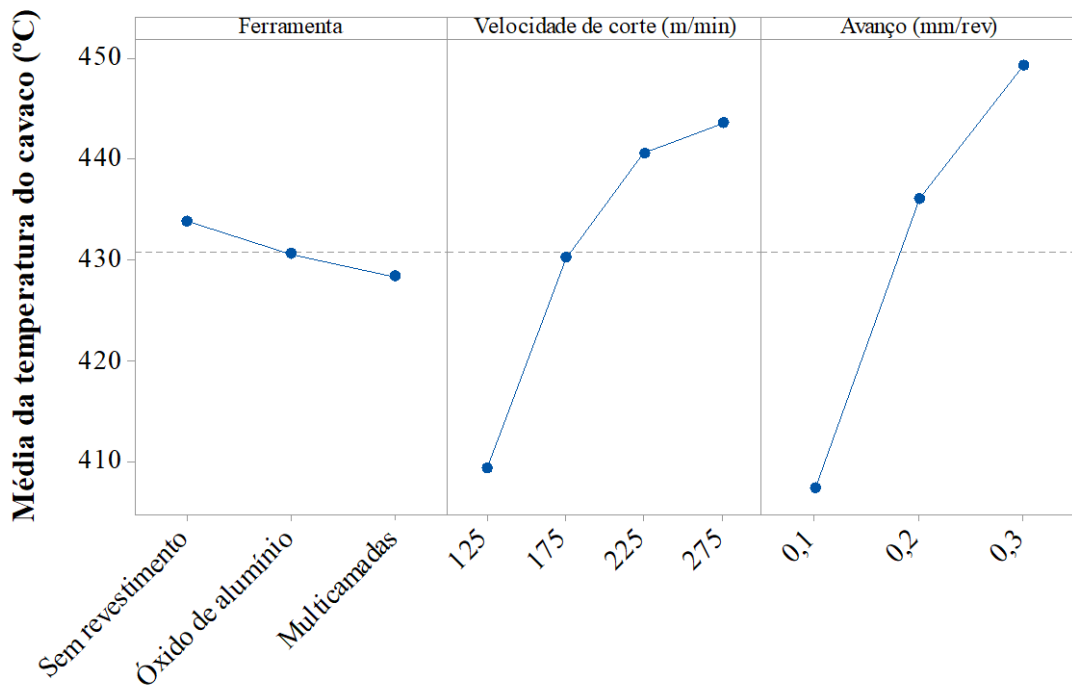


GRÁFICO 4.9 - Influência dos efeitos principais sobre a temperatura do cavaco.

Observa-se que as menores temperaturas foram obtidas com a utilização da ferramenta multicamadas. Conforme já mencionado anteriormente, há 3 regiões onde o calor é percebido durante a usinagem: zonas primária, secundária e terciária de cisalhamento, sendo que o calor nessas regiões advém do trabalho interno do material e/ou do atrito. Com relação ao trabalho de atrito, este representa de 10 a 15% na proporção de energia na usinagem de ferros fundidos. Devido às diferenças nos coeficientes de atrito obtidas para as diferentes ferramentas, justificam-se as menores temperaturas para as ferramentas revestidas.

O efeito da condutividade térmica dos materiais envolvidos deve ser considerado, visto que afeta a temperatura. De acordo com Rech, Kusiak e Battaglia (2004), a quantidade de calor gerada na interface cavaco-ferramenta e a largura de contato cavaco-ferramenta são influenciadas pelos revestimentos nas ferramentas de corte. Além disso, as propriedades térmicas do revestimento e do substrato e a espessura do revestimento influenciam o efeito de barreira térmica. Em alguns casos, como, por exemplo, nos filmes finos, o efeito de barreira térmica pode não ser notável, e os filmes utilizados nas ferramentas de corte, para esse trabalho, podem ser considerados filmes finos. Para o presente trabalho, portanto, a citação de Astakhov (2006), que estabelece que ferramentas de corte com menores condutividades térmicas provocam maiores temperaturas de corte, não se aplica.

Por outro lado, a presença do revestimento pode alterar a área de contato na usinagem, o que torna o fluxo de calor diferente, conforme OLIVEIRA, FERNANDES e GUIMARÃES (2017). Outro fator influente na temperatura de ferros fundidos é a presença de grafita. Ela apresenta baixa resistência ao cisalhamento e age como lubrificante sólido na interface cavaco/ferramenta, minimizando o coeficiente de atrito entre as superfícies em contato (MACHADO *et al.*, 2015).

Com o aumento da velocidade de corte, a temperatura também tendeu a aumentar, o que pode ser justificado em função da equação de Gottwein, em que a temperatura eleva-se com a velocidade de corte. Tal equação é utilizada na predição analítica da temperatura no decorrer do trabalho. Para o aumento do avanço, ocorre uma elevação da temperatura do cavaco, pois maior quantidade de material é retirado, sendo que ocorre, também, aumento da componente principal da força de corte (MACHADO *et al.*, 2015). No estudo de Zheng *et al.* (2018), também foi verificada a influência dos parâmetros velocidade de corte e avanço na temperatura de corte.

No GRÁ. 4.10 está representada a interação entre a ferramenta e a velocidade de corte, permitindo identificar que condições de corte mais baixas levaram à obtenção de menores temperaturas. No caso da ferramenta sem revestimento, provavelmente, houve o aparecimento

de algum defeito no material da peça para a velocidade de corte de 125 m/min, o que contraria o restante dos resultados.

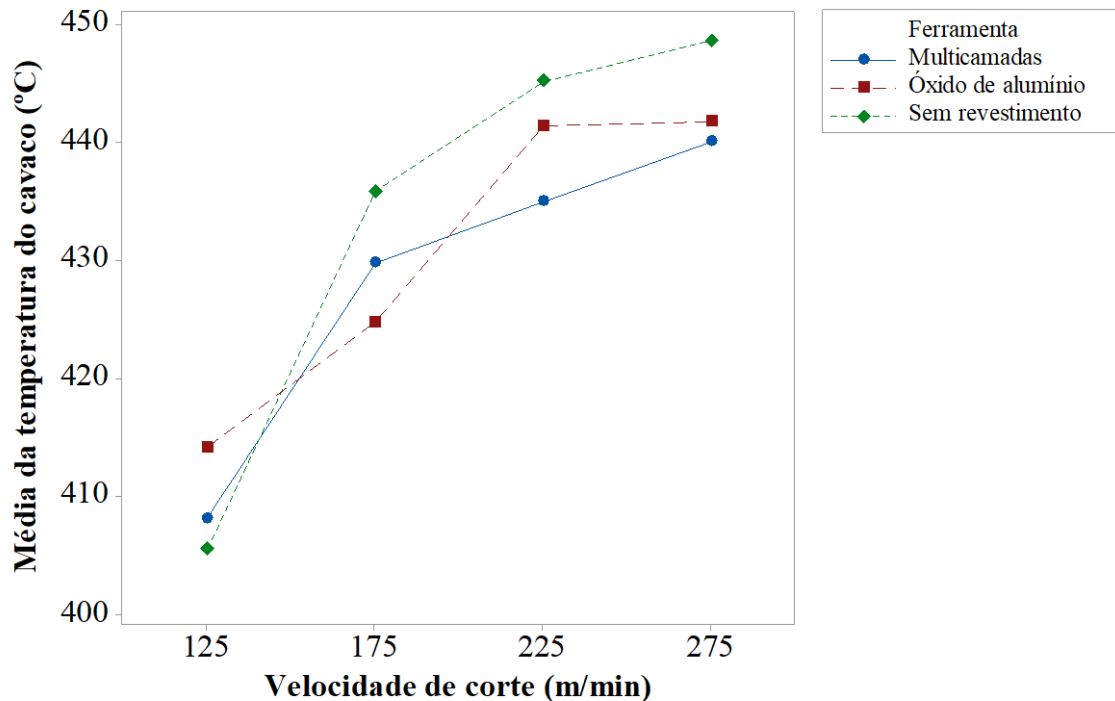


GRÁFICO 4.10 - Interação da ferramenta *versus* velocidade de corte para a temperatura do cavaco.

4.10 Predição da temperatura do cavaco

Optou-se pela predição da temperatura do cavaco com o intuito de se chegar a uma equação simplificada e de fácil utilização, visto que as equações obtidas por meio de regressão são, quase sempre, muito extensas.

Primeiramente, poderiam ter sido geradas nove equações, sendo três para cada ferramenta utilizada, e uma para cada um dos avanços escolhidos, tendo como variável a velocidade de corte. Porém, elas não foram descritas aqui, visto que o objetivo era inserir um termo na equação que fizesse referência aos materiais utilizados na ferramenta e na peça.

Independentemente do material do revestimento, para a aplicação do modelo de Gottwein, experimentos com o mesmo avanço foram considerados. Desta forma, três modelos de equações (4.2, 4.3 e 4.4) foram obtidos.

Avanço 0,1 mm/rev:

$$\theta_c = 284,57 \cdot v_c^{0,0799} \quad (4.2)$$

em que:

θ_c = temperatura do cavaco [°C]

Avanço 0,2 mm/rev:

$$\theta_c = 313,87 \cdot v_c^{0,0599} \quad (4.3)$$

Avanço 0,3 mm/rev:

$$\theta_c = 327,99 \cdot v_c^{0,0505} \quad (4.4)$$

Por meio da observação das Equações 4.2, 4.3 e 4.4, é possível verificar a influência do avanço, visto que o aumento deste parâmetro promove o aumento do coeficiente referente ao processo e à diminuição do expoente da velocidade de corte. Assim, as equações obtidas pelo modelo de Gottwein avaliam apenas o efeito da velocidade de corte, ao contrário da análise de variância (ANOVA). Analisando-se a equação proposta por Gottwein, esta considera somente a velocidade de corte como único parâmetro relevante na temperatura de corte atingida, sendo que nenhuma menção ao avanço é feita. Apesar disso, a análise de variância (ANOVA) foi feita para a temperatura do cavaco, e, portanto, um novo modelo foi proposto, onde este parâmetro foi utilizado. A fim de reduzir as equações obtidas pelo modelo de Gottwein, para uma única equação, o efeito do avanço em todos os experimentos foi considerado.

Para a obtenção dos modelos foram utilizadas as técnicas linearização e potenciação. A primeira consiste em aplicar logaritmos naturais nos resultados experimentais, podendo interpretá-los como uma reta. Já a segunda consiste em aplicar uma equação de potência que venha empregar os valores obtidos na linearização. Os valores linearizados acabam se transformando nos expoentes da equação de potência. Por meio da linearização de todos os dados obtidos experimentalmente e da potenciação, os valores do coeficiente (276,44), do expoente da velocidade de corte (0,1129) e do avanço (0,0849) foram encontrados (Equação 4.5):

$$\theta_c = 276,44 \cdot v_c^{0,1129} \cdot f^{0,0849} \quad (4.5)$$

em que:

θ_c = temperatura do cavaco em °C

v_c = velocidade de corte em m/min

f = avanço em mm/rev

Alguns autores recomendam a tentativa de modificar o modelo do avanço (previamente desenvolvido) considerando-se os efeitos térmicos da interface peça/ferramenta, como BALAJI e MOHAN (2002), GRZESIK e NIELONY (2004) e UCUN e ASLANTAS (2011). O calor gerado no local de contato entre a peça e a ferramenta é um parâmetro que permite medir o desempenho da ferramenta durante o processo de usinagem, pois auxilia no controle dos fatores que influenciam seu uso, tempo de vida e desgaste. Para esta análise térmica, o conceito de condutividade térmica equivalente (K_{eq}) dos materiais envolvidos é indicado, o qual pode ser determinado pela Equação 4.6 (adaptado de BALAJI e MOHAN, 2002):

$$1/K_{eq} = 1/K_1 + 1/K_2 + \dots + 1/K_n \quad (4.6)$$

em que:

K_{eq} = condutividade térmica equivalente

K_n = condutividade térmica do material n

n = número de materiais envolvidos no processo de usinagem

Por meio do GRÁ. 4.11, a variação da condutividade térmica pode ser observada, ressaltando-se que WC e Al_2O_3 e TiO_2 apresentam padrões diferentes de variação da condutividade térmica. O K_{eq} é o resultado da condutividade térmica média de todos os materiais envolvidos para a faixa de temperatura considerada. O GRÁ. 4.11 foi obtido com o uso de valores de referência de UCUN e ASLANTAS (2011) e SHACKELFORD e ALEXANDER (2001).

Os seguintes valores médios foram escolhidos: CGI (47 W/m.°C), Al_2O_3 (13 W/m.°C), WC (37 W/m.°C) e TiO_2 (5 W/m.°C) (UCUN e ASLANTAS, 2011; SHACKELFORD e ALEXANDER, 2001; ASM, 1990).

Os valores de K_{eq} utilizados foram:

$$K_{eq}(\text{CGI} + \text{WC}) = 20,7024 \text{ W/m.}^\circ\text{C}$$

$$K_{eq}(\text{CGI} + \text{WC} + Al_2O_3) = 7,9855 \text{ W/m.}^\circ\text{C}$$

$$K_{eq}(\text{CGI} + \text{WC} + Al_2O_3 + TiO_2) = 3,0748 \text{ W/m.}^\circ\text{C}$$

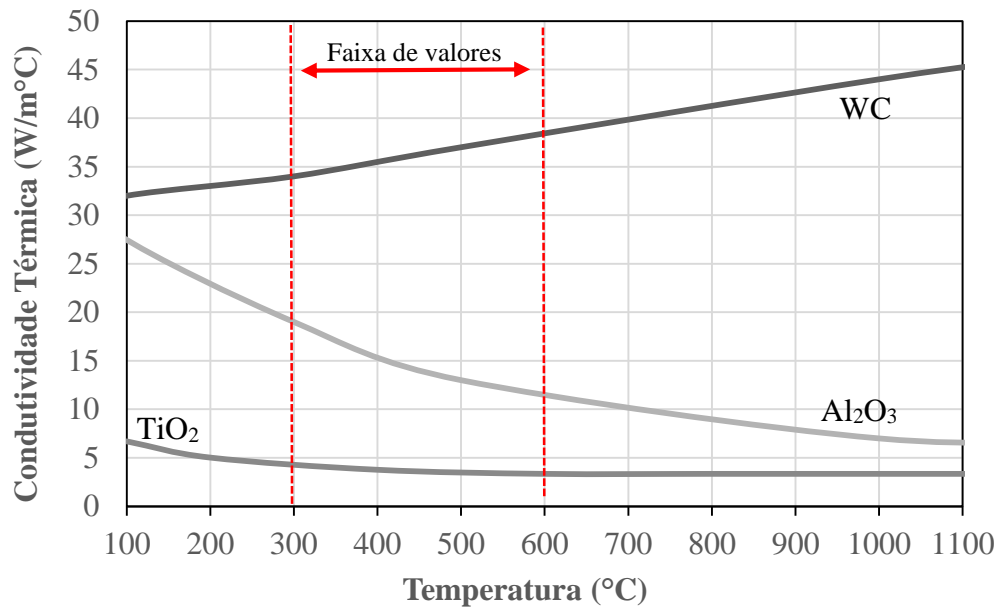


GRÁFICO 4.11 - Dependência da condutividade térmica de acordo com a temperatura para WC, Al₂O₃ e TiO₂.

Fonte: Ucun e Aslantas (2011); Shackelford e Alexander (2001).

Então, para se obter a Equação 4.7, foi realizado um novo processo de linearização e potenciação.

$$\theta_c = 277,52 \cdot v_c^{0,1112} \cdot f^{0,0940} \cdot K_{eq}^{0,0062} \quad (4.7)$$

em que:

θ_c = temperatura do cavaco em °C

v_c = velocidade de corte em m/min

f = avanço em mm/rev

K_{eq} = condutividade térmica equivalente em W/m.°C

Uma limitação está associada ao material, visto que o CGI apresenta grande heterogeneidade devido ao processo de fundição, a qual causa variações na resistência ao cisalhamento e, conseqüentemente, na temperatura de usinagem. Além disso, a formação de TiC é um fator que provoca variações na temperatura de usinagem. Já a constante (C) e os expoentes de v_c , f e K_{eq} dependem do processo experimental, ou seja, dos parâmetros de corte, do material da peça e dos revestimentos utilizados, sendo que as constantes e os expoentes

obtidos só podem ser utilizados para CGI, mas a metodologia pode ser aplicada a vários materiais metálicos.

No GRÁ. 4.12 são ilustrados os erros relativos preditos para o modelo de Gottwein, modelo do avanço e modelo K_{eq} para cada tipo de ferramenta.

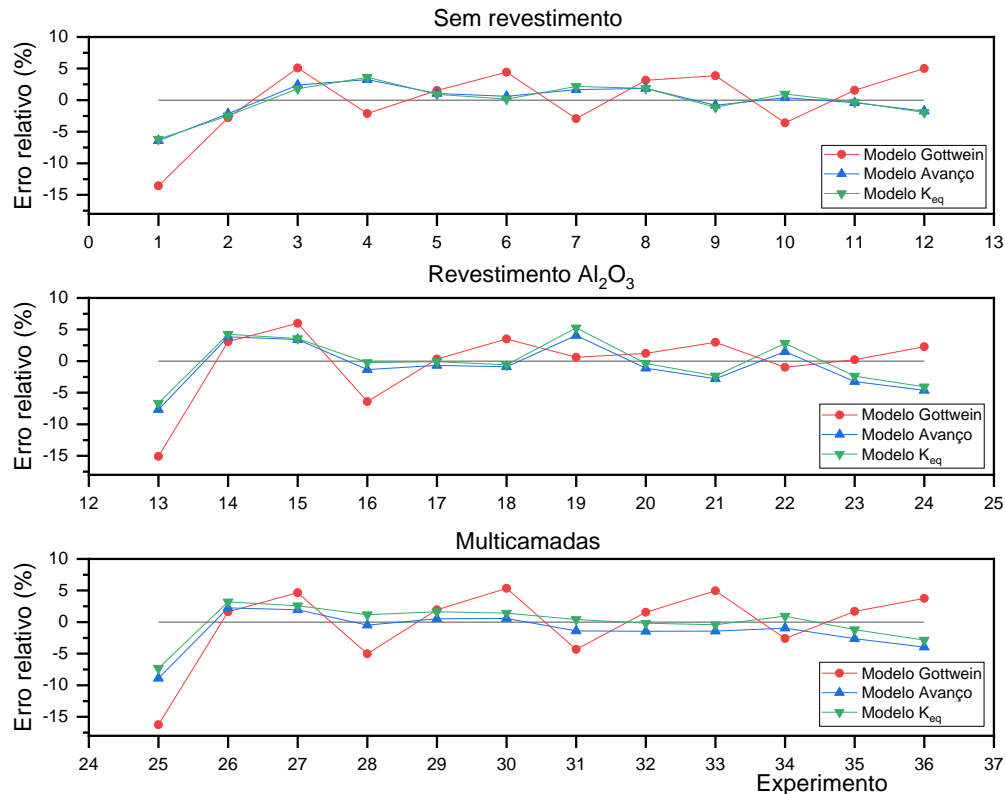


GRÁFICO 4.12 - Erros relativos sobre a temperatura para as equações geradas para as ferramentas sem revestimento, com revestimento de Al_2O_3 e multicamadas.

Os modelos foram desenvolvidos com os parâmetros v_c , f e K_{eq} , os quais foram considerados porque, segundo a ANOVA, influenciam a temperatura do cavaco. Por meio da ANOVA, o revestimento da ferramenta de corte demonstrou pouca influência.

Com relação ao modelo de Gottwein, este apresentou os maiores erros relativos para todos os tipos de ferramentas, sendo de 16,24% o erro relativo máximo, para a ferramenta multicamadas, menor avanço e velocidade de corte. Apesar de sua simplicidade, esse modelo foi capaz de prever valores próximos às temperaturas medidas, para alguns experimentos.

O modelo do avanço contribuiu para a diminuição dos erros relativos em todos os experimentos, quando comparado ao modelo de Gottwein. O maior erro obtido por meio do modelo de avanço foi 8,89%, para a ferramenta multicamadas e menores parâmetros de corte. Nos trabalhos de Kuzu, Berenji e Bakkal (2016), foi modelada a temperatura de corte durante

a furação do ferro fundido vermicular. Segundo os autores, quando a taxa de cisalhamento aumentou duas vezes, a carga de calor nas guias aumentou apenas 10%. No entanto, para o aumento do avanço, existe aumento das forças de corte, e, conseqüentemente, a carga de calor nas guias eleva-se duas vezes, aproximadamente. Essa afirmação justifica uma maior influência do avanço, justificando também o uso deste para o modelo obtido.

Comparando-se os modelos de avanço e Modelo K_{eq} , observou-se que houve mudanças significativas nos valores dos expoentes de velocidade de corte (v_c) e avanço (f). Porém, as mudanças possíveis nos valores preditos para a temperatura do cavaco são também resultados do uso do K_{eq} . Por meio da avaliação dos valores previstos pelo Modelo K_{eq} , foi possível notar mudanças significativas nos valores de temperatura para os experimentos em que foram utilizados insertos não revestidos e revestidos. O maior erro relativo obtido pelo Modelo K_{eq} foi de 7,29%, sendo que, quando há um maior número de materiais envolvidos, maior a dificuldade de se obter a condutividade térmica equivalente correta. Portanto, os menores erros foram alcançados pelas ferramentas não revestidas e revestidas com Al_2O_3 .

No GRÁ. 4.13 tem-se a média e o intervalo de confiança do erro resultante do uso dos diferentes modelos. A maior variação (dispersão de dados) ocorreu para o modelo de Gottwein, e, finalmente, a maioria dos valores de erro para o modelo K_{eq} ficou em torno de zero.

A condutividade térmica apresentou pouca influência porque os erros relativos entre o modelo f e o modelo K_{eq} foram todos muito pequenos, o que pode ser atribuído à espessura do revestimento, obtida pelo sol-gel, que é pequena ($\sim 2 \mu m$). Explicações acerca da influência dos revestimentos na temperatura já foram discutidas anteriormente, com base em RECH, KUSIAK e BATTAGLIA (2004) e OLIVEIRA, FERNANDES e GUIMARÃES (2017). Um revestimento de maior espessura geraria maiores variações na temperatura de torneamento e, portanto, maiores erros entre o modelo f e o modelo K_{eq} . Por outro lado, a temperatura medida foi a do cavaco, e a medição da temperatura de corte geraria maiores variações para o erro entre os modelos.

De acordo com a ANOVA, a condutividade térmica equivalente afeta a temperatura do cavaco; portanto, é necessária uma equação com essa variável. Os modelos encontrados na literatura com K_{eq} são frequentemente extensos e complexos. Já o modelo apresentado neste trabalho é relativamente simples, quando comparado a outros citados anteriormente: Trigger e Chao (1951), Loewen e Shaw (1954) e Gaitonde *et al.*(2016), por exemplo.

É importante observar que a velocidade de corte e o avanço são parâmetros físicos, e a condutividade térmica é um parâmetro térmico. Portanto, o último parâmetro é bem mais complexo.

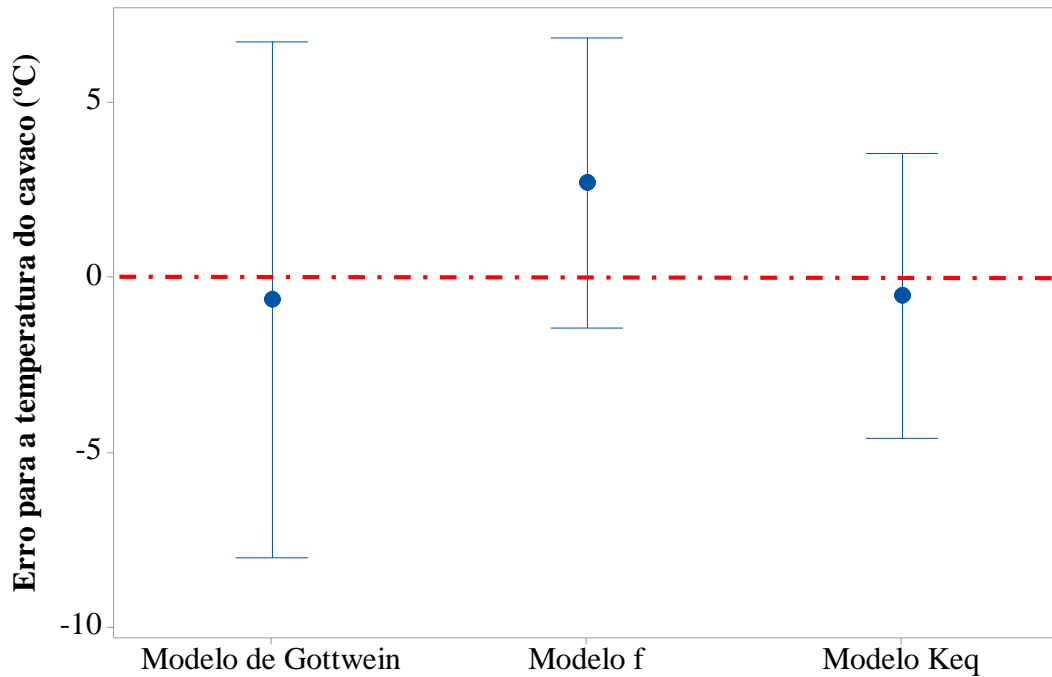


GRÁFICO 4.13 - Média e intervalo de confiança do erro para o modelo de Gottwein, avanço e K_{eq} .

4.11 Método de elementos finitos para a temperatura

Na FIG. 4.13 é ilustrada a distribuição da temperatura em duas dimensões no torneamento, por meio do método dos elementos finitos, para a ferramenta com revestimento de óxido de alumínio, velocidade de corte de 125 m/min e avanço 0,2 mm/rev.

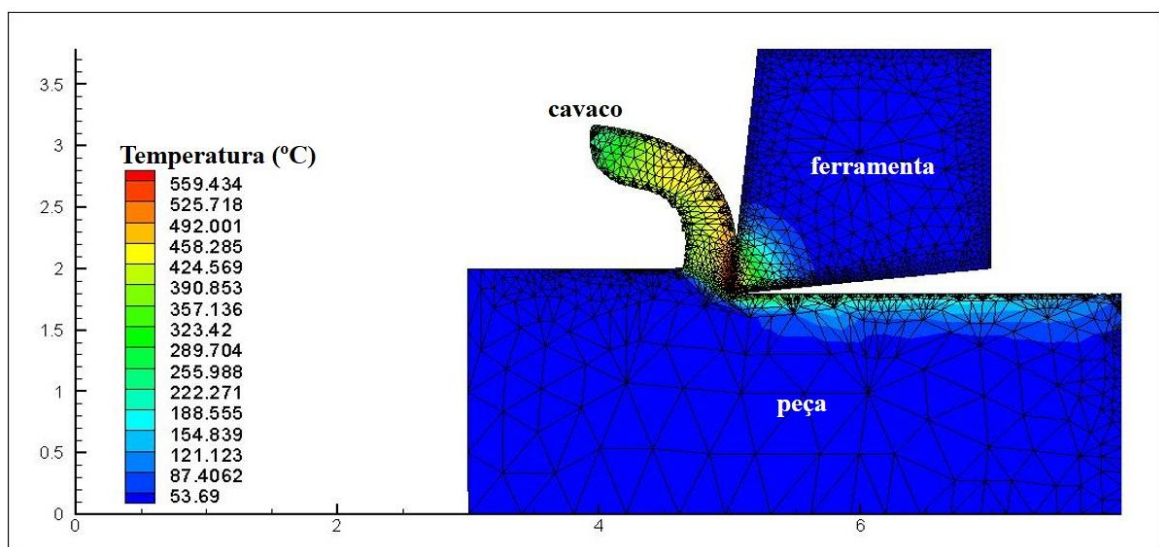


FIGURA 4.13 - Distribuição de temperatura para a ferramenta com revestimento de óxido de alumínio, velocidade de corte de 125 m/min e avanço 0,2 mm/rev.

A seguir, tem-se a distribuição de temperatura para velocidade de corte de 125 m/min e avanço 0,1 mm/rev, para as ferramentas sem revestimento, com revestimento de óxido de alumínio e multicamadas (FIG. 4.14), e, no APÊNDICE J, encontra-se o restante das simulações realizadas. Pode-se observar que, com o aumento do avanço (FIG. 4.15), as temperaturas elevaram-se para todas as ferramentas - isso ocorre porque, para maiores avanços, maiores esforços de corte são necessários e, conseqüentemente, maior o calor gerado na região de corte. Por outro lado, pode-se verificar a influência da velocidade de corte na temperatura do torneamento (FIG. 4.16). Com o aumento da velocidade de corte, há um aumento da geração de calor, e, portanto, a temperatura tende a se elevar. As maiores temperaturas foram obtidas para as condições de corte extremas utilizadas ($v_c = 275$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev).

Com relação à influência dos revestimentos das ferramentas, poucas variações térmicas foram observadas (isso foi confirmado por meio da ANOVA). Como comentado anteriormente, trata-se de filmes finos (~ 2 μ m), e a variação que eles causam na temperatura da interface não é tão significativa quanto para a velocidade de corte e para o avanço.

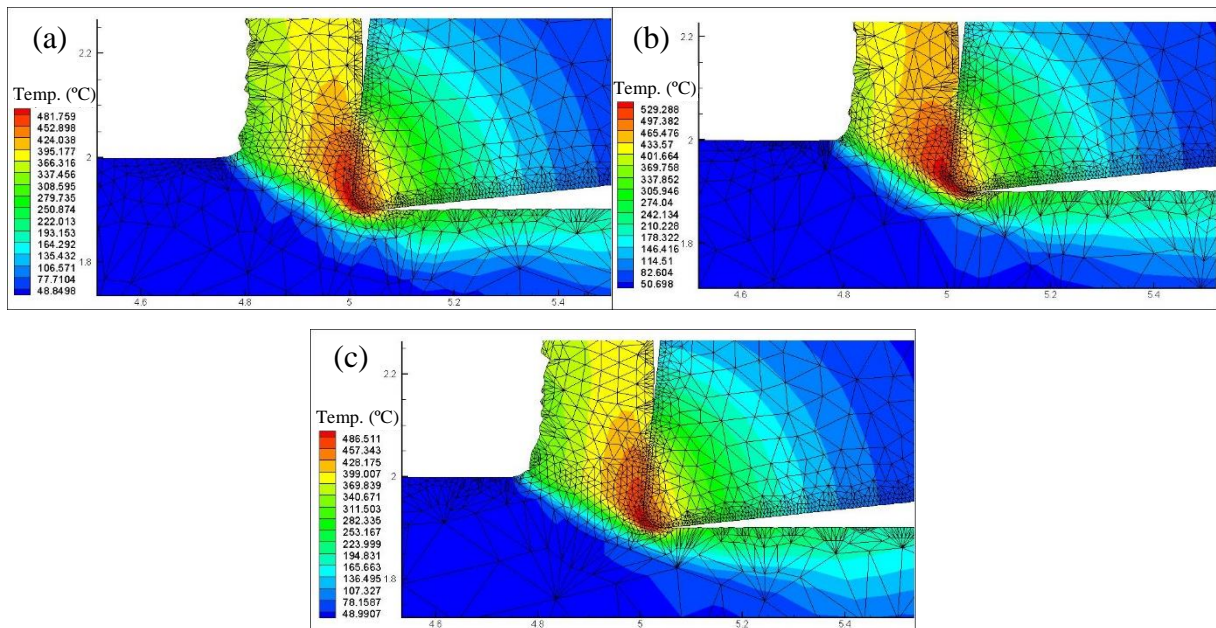


FIGURA 4.14 - Distribuição de temperatura para velocidade de corte de 125 m/min e avanço 0,1 mm/rev, para as ferramentas sem revestimento (a), com revestimento de óxido de alumínio (b) e multicamadas (c).

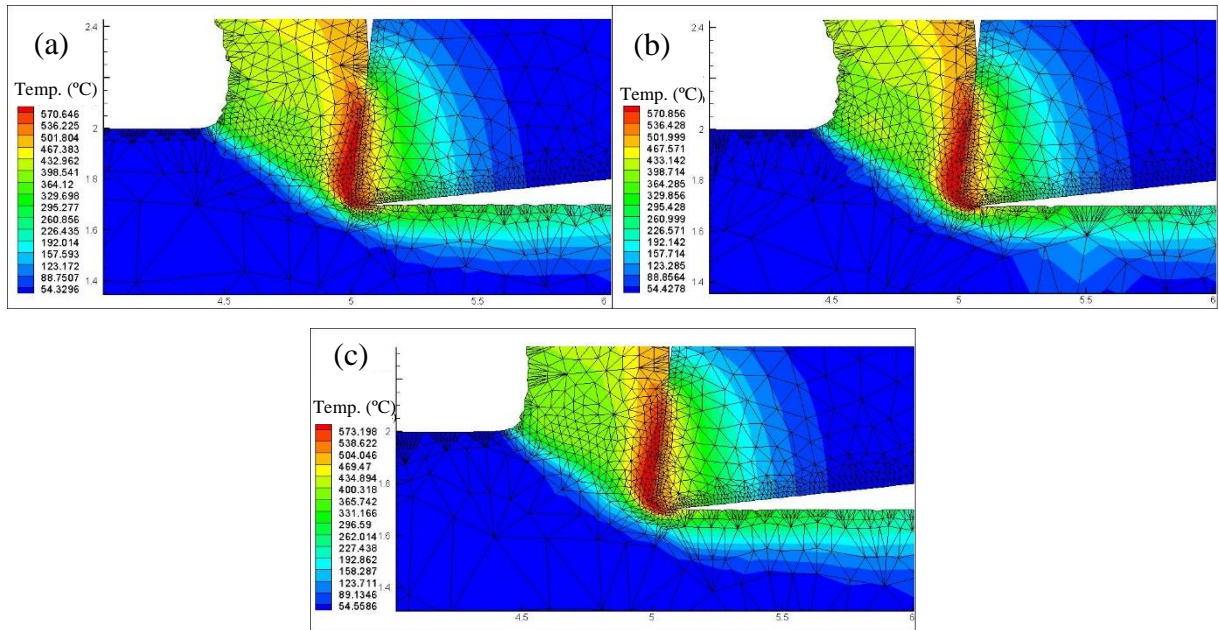


FIGURA 4.15 - Distribuição de temperatura para velocidade de corte de 125 m/min e avanço 0,3 mm/rev, para as ferramentas sem revestimento (a), com revestimento de óxido de alumínio (b) e multicamadas (c).

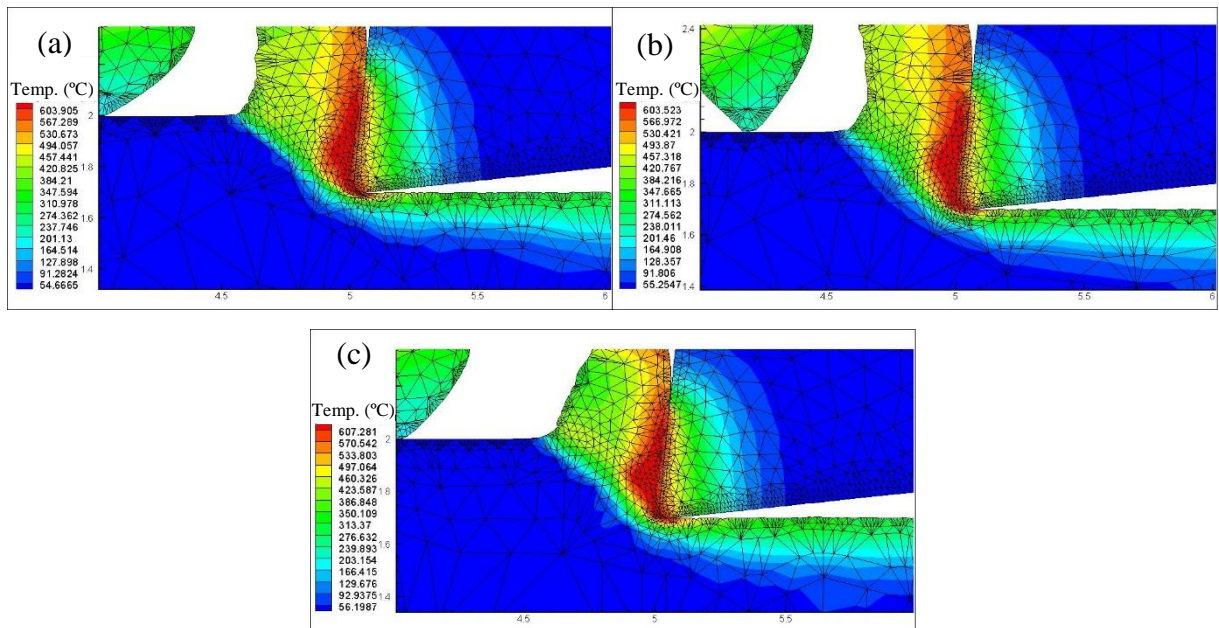


FIGURA 4.16 - Distribuição de temperatura para velocidade de corte de 275 m/min e avanço 0,3 mm/rev, para as ferramentas sem revestimento (a), com revestimento de óxido de alumínio (b) e multicamadas (c).

A simulação numérica foi comparada aos resultados experimentais, de forma a validar o modelo numérico obtido, por meio da análise da temperatura do cavaco. Na TAB. 4.5 tem-se a temperatura do cavaco para as diferentes condições de corte, sendo que esta representa a temperatura média de uma região, e os valores foram coletados na mesma região considerada para a temperatura experimental. Observa-se que todos os erros percentuais (oriundos da

simplificação do modelo, não adoção do critério de fratura frágil, heterogeneidade do material usinado, não especificação do método do revestimento das ferramentas, determinação da curva de fluxo do material usinado, determinação do coeficiente de atrito e não consideração do desgaste das ferramentas), apresentaram-se inferiores a 15% e foram calculados por meio da Equação 4.8:

$$Erro = \frac{\text{Temperatura experimental} - \text{Temperatura numérica}}{\text{Temperatura experimental}} (\%) \quad (\text{Equação 4.8})$$

Desta forma, o modelo numérico obtido foi validado.

TABELA 4.5

Resultados da temperatura média do cavaco obtida experimentalmente e por MEF

Teste	Ferramenta	Veloc. de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	Temp. experimental média (°C)	Temp. pelo MEF média (°C)	Erro (%)
1	Sem revestimento	125	0,1	368,5	348,35	5,47
2	Sem revestimento	125	0,2	407,15	392,34	3,64
3	Sem revestimento	125	0,3	441,05	404,38	8,31
4	Sem revestimento	175	0,1	421,05	408,34	3,02
5	Sem revestimento	175	0,2	436,65	387,90	11,16
6	Sem revestimento	175	0,3	449,85	398,28	11,46
7	Sem revestimento	225	0,1	426,15	413,90	2,87
8	Sem revestimento	225	0,2	452,95	415,49	8,27
9	Sem revestimento	225	0,3	456,35	414,54	9,16
10	Sem revestimento	275	0,1	430,3	401,59	6,67
11	Sem revestimento	275	0,2	452,85	415,23	8,31
12	Sem revestimento	275	0,3	462,55	406,97	12,02
13	Óxido de Alumínio	125	0,1	364,2	412,18	-13,17
14	Óxido de Alumínio	125	0,2	432,5	392,61	9,22
15	Óxido de Alumínio	125	0,3	445,8	397,50	10,83
16	Óxido de Alumínio	175	0,1	401,95	413,10	-2,77
17	Óxido de Alumínio	175	0,2	429,1	423,43	1,32
18	Óxido de Alumínio	175	0,3	443,2	392,24	11,50
19	Óxido de Alumínio	225	0,1	436,85	410,88	5,94
20	Óxido de Alumínio	225	0,2	439,6	415,77	5,42
21	Óxido de Alumínio	225	0,3	447,55	400,26	10,57
22	Óxido de Alumínio	275	0,1	435,2	398,91	8,34
23	Óxido de Alumínio	275	0,2	440,4	411,20	6,63
24	Óxido de Alumínio	275	0,3	449,7	417,61	7,14
25	Multicamadas	125	0,1	360,1	344,33	4,38
26	Multicamadas	125	0,2	425,55	393,22	7,60
27	Multicamadas	125	0,3	439	397,62	9,43
28	Multicamadas	175	0,1	405,4	412,41	-1,73
29	Multicamadas	175	0,2	434,25	420,18	3,24
30	Multicamadas	175	0,3	449,8	396,47	11,86
31	Multicamadas	225	0,1	413,3	437,76	-5,92
32	Multicamadas	225	0,2	438,05	414,01	5,49
33	Multicamadas	225	0,3	453,6	433,88	4,35
34	Multicamadas	275	0,1	424,6	402,25	5,26
35	Multicamadas	275	0,2	443,05	414,66	6,41
36	Multicamadas	275	0,3	452,6	417,18	7,83

De modo a complementar a validação do modelo numérico obtido, os GRÁ. 4.14, 4.15 e 4.16 foram elaborados, apresentando os resultados experimentais e MEF para a temperatura do cavaco (os valores utilizados foram coletados da superfície livre do cavaco) decorrente do torneamento com as ferramentas sem revestimento, com revestimento de óxido de alumínio e com revestimento multicamadas, respectivamente. É possível observar, por meio deles, uma boa concordância entre os resultados experimentais e numéricos, o que também foi encontrado por GOK (2015). A média e o desvio padrão, para os valores obtidos por meio da modelagem numérica, foram decorrentes de 3 pontos equidistantes.

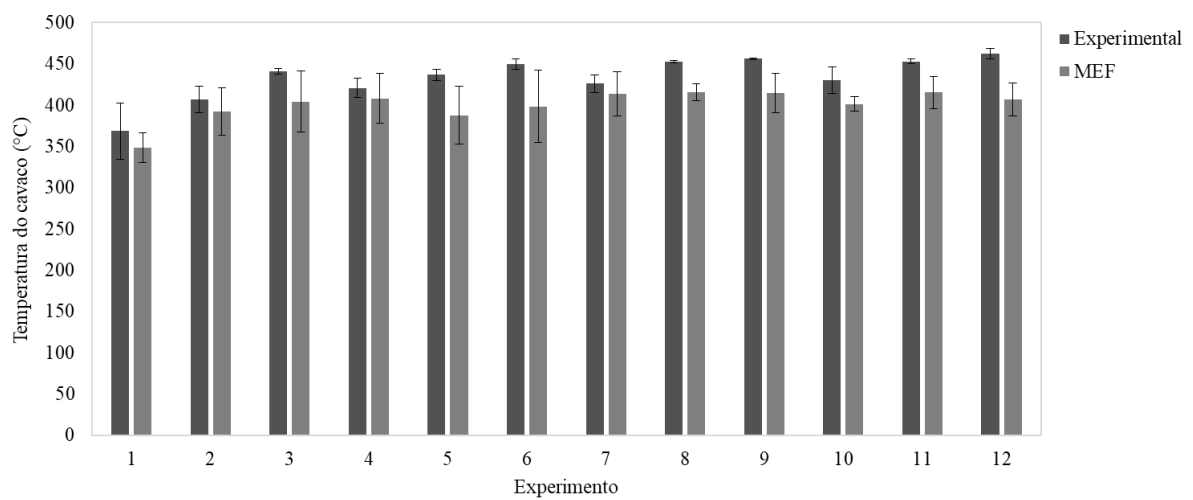


GRÁFICO 4.14 - Resultados experimentais e MEF para a temperatura do cavaco decorrente da usinagem com inserto sem revestimento.

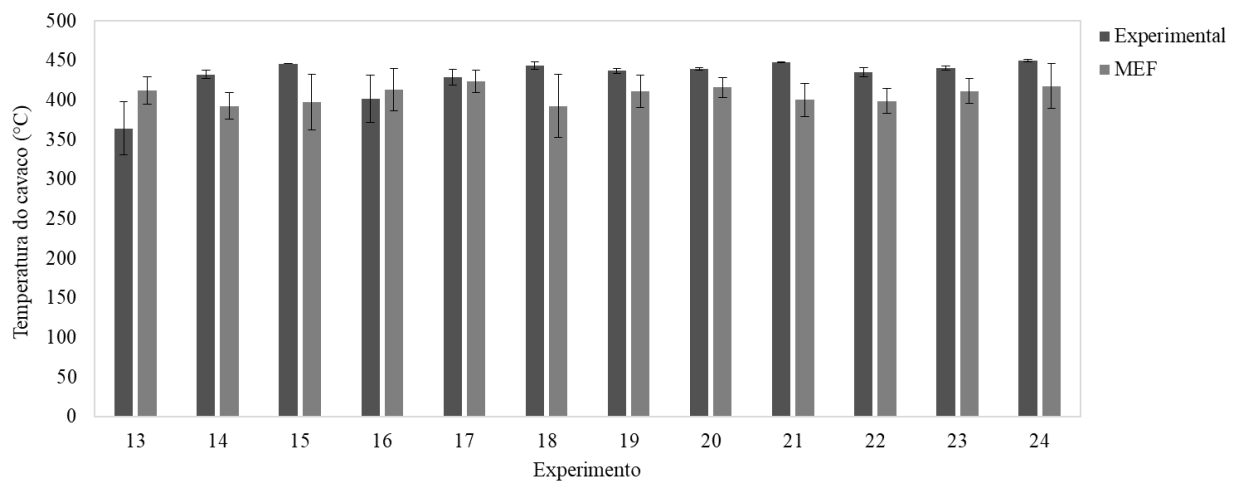


GRÁFICO 4.15 - Resultados experimentais e MEF para a temperatura do cavaco decorrente da usinagem com inserto revestido com óxido de alumínio.

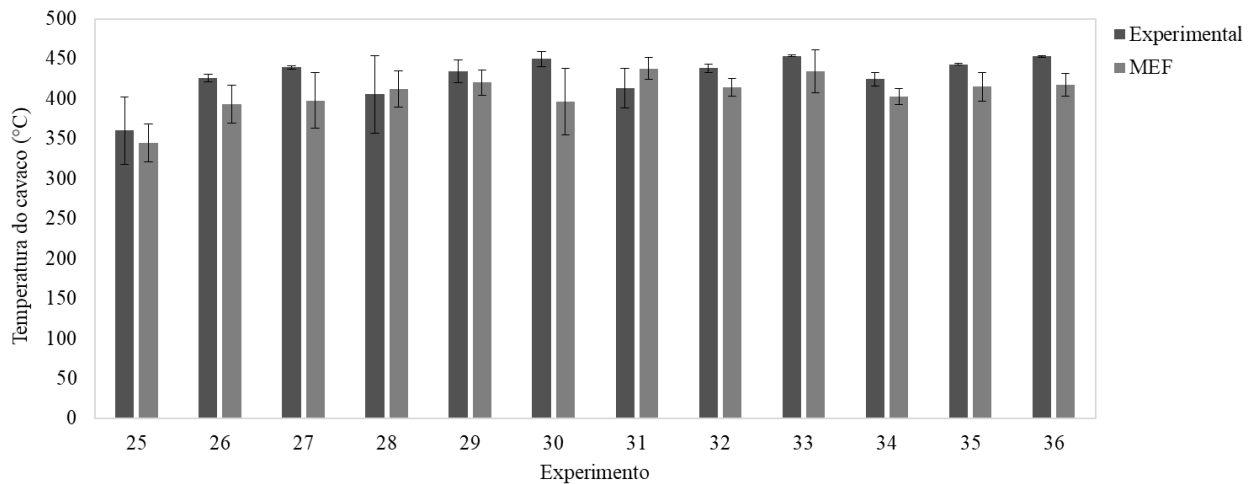


GRÁFICO 4.16 - Resultados experimentais e MEF para a temperatura do cavaco decorrente da usinagem com inserto revestido com multicamadas.

Visto que o modelo numérico foi validado por meio dos resultados da temperatura do cavaco, a seguir, tem-se a descrição dos resultados obtidos para a temperatura na interface.

4.12 Predição da temperatura na interface

De forma a obter a predição da temperatura na interface, em função da temperatura do cavaco, utilizaram-se a linearização e a potenciação. Os dados obtidos para a temperatura do cavaco, para o modelo K_{eq} , foram empregados para a modelagem analítica, para a obtenção da Equação 4.9 e, conseqüentemente, da Equação 4.10.

$$\theta_{interface} = 1,4726 \cdot (277,52 \cdot v_c^{0,1112} \cdot f^{0,0940} \cdot K_{eq}^{0,0062})^{0,9906} \quad (4.9)$$

$$\theta_{interface} = 387,6253 \cdot v_c^{0,1102} \cdot f^{0,0931} \cdot K_{eq}^{0,0061} \quad (4.10)$$

É importante destacar quão sensíveis são os expoentes; por isso, a necessidade de se considerar quatro casas decimais.

Na TAB. 4.6 são apresentados os resultados para a temperatura na interface obtidos por meio do modelo K_{eq} e do método de elementos finitos. Para o modelo numérico, a temperatura utilizada foi a maior apresentada.

TABELA 4.6

Resultados para temperatura na interface para o modelo K_{eq} e MEF

Teste	Ferramenta	Veloc. de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	Temperatura predita (°C)	Temperatura pelo MEF (°C)	Erro (%)
1	Sem revestimento	125	0,1	542,44	571,00	5,00
2	Sem revestimento	125	0,2	578,70	578,70	0,00
3	Sem revestimento	125	0,3	600,89	600,89	0,00
4	Sem revestimento	175	0,1	562,99	594,84	5,35
5	Sem revestimento	175	0,2	600,48	600,48	0,00
6	Sem revestimento	175	0,3	623,62	623,62	0,00
7	Sem revestimento	225	0,1	578,84	613,47	5,64
8	Sem revestimento	225	0,2	617,42	617,42	0,00
9	Sem revestimento	225	0,3	641,11	641,11	0,00
10	Sem revestimento	275	0,1	591,66	628,64	5,88
11	Sem revestimento	275	0,2	631,20	631,20	0,00
12	Sem revestimento	275	0,3	655,43	655,43	0,00
13	Óxido de Alumínio	125	0,1	539,27	572,24	5,76
14	Óxido de Alumínio	125	0,2	575,26	575,26	0,00
15	Óxido de Alumínio	125	0,3	597,45	597,45	0,00
16	Óxido de Alumínio	175	0,1	559,68	590,21	5,17
17	Óxido de Alumínio	175	0,2	597,03	597,03	0,00
18	Óxido de Alumínio	175	0,3	619,90	619,90	0,00
19	Óxido de Alumínio	225	0,1	575,39	603,92	4,72
20	Óxido de Alumínio	225	0,2	613,70	614,78	0,18
21	Óxido de Alumínio	225	0,3	637,39	637,56	0,03
22	Óxido de Alumínio	275	0,1	588,21	614,96	4,35
23	Óxido de Alumínio	275	0,2	627,48	629,62	0,34
24	Óxido de Alumínio	275	0,3	651,58	653,17	0,24
25	Multicamadas	125	0,1	536,10	571,20	6,14
26	Multicamadas	125	0,2	571,95	572,88	0,16
27	Multicamadas	125	0,3	593,86	594,25	0,07
28	Multicamadas	175	0,1	556,37	586,01	5,06
29	Multicamadas	175	0,2	593,45	596,45	0,50
30	Multicamadas	175	0,3	616,32	618,60	0,37
31	Multicamadas	225	0,1	572,09	597,58	4,27
32	Multicamadas	225	0,2	610,12	614,78	0,76
33	Multicamadas	225	0,3	633,68	637,56	0,61
34	Multicamadas	275	0,1	584,77	606,88	3,64
35	Multicamadas	275	0,2	623,76	629,62	0,93
36	Multicamadas	275	0,3	647,86	653,17	0,81

Nos GRÁ. 4.17, 4.18 e 4.19 são apresentados os resultados obtidos por MEF e pelo modelo K_{eq} (Equação 4.10), para a temperatura na interface, para a ferramenta sem revestimento, com revestimento de óxido de alumínio e com revestimento multicamadas, respectivamente. De forma geral, observa-se um mesmo comportamento para as três ferramentas, sendo que as maiores discrepâncias observadas foram para o avanço de 0,1 mm/rev (a máxima diferença obtida foi de $\sim 37^{\circ}\text{C}$, enquanto, para os outros avanços, foi de $\sim 5,9^{\circ}\text{C}$). Isso pode ser explicado pelo fato de que o tempo de contato entre a peça e a ferramenta é maior, ocasionando maior geração de calor. Por outro lado, de acordo com Vos e Stahl (2016), maiores avanços proporcionam maior geração de calor; porém, a aresta de corte da ferramenta pode

apresentar uma temperatura mais baixa, quando comparada aos avanços menores. Isso pode ocorrer porque avanços maiores promovem uma menor variação de concentração de gradientes de temperatura, e também pelo fato de que cavacos de menor espessura transferem mais calor, havendo maior área de contato entre o cavaco e a superfície de saída. Isso significa que o calor que flui do cavaco para a ferramenta é dissipado sobre uma superfície maior, diminuindo a concentração de calor. O modelo analítico não foi capaz de considerar esses fatores; portanto, as temperaturas para os testes com avanço 0,1 mm/rev apresentaram-se inferiores às obtidas pelo modelo numérico.

Para a ferramenta multicamadas, devido ao maior número de materiais envolvidos e, por conseguinte, maior dificuldade de determinação do K_{eq} correto, os erros foram mais frequentes (ocorreram para todas as condições de corte), quando comparados aos das outras ferramentas. É importante destacar que, para a maioria dos experimentos, os resultados obtidos por meio do modelo K_{eq} praticamente se sobrepuseram aos obtidos por MEF, indicando boa concordância entre os valores de temperatura na interface.

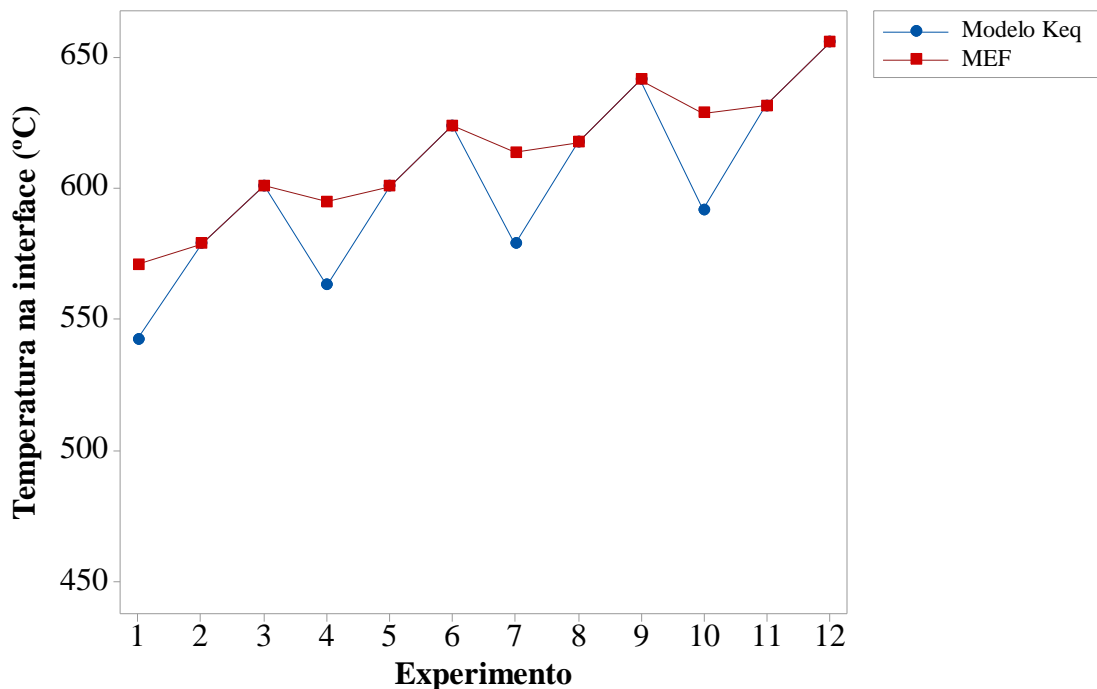


GRÁFICO 4.17 - Resultados obtidos por meio do modelo K_{eq} e MEF, para a temperatura na interface, para a ferramenta sem revestimento.

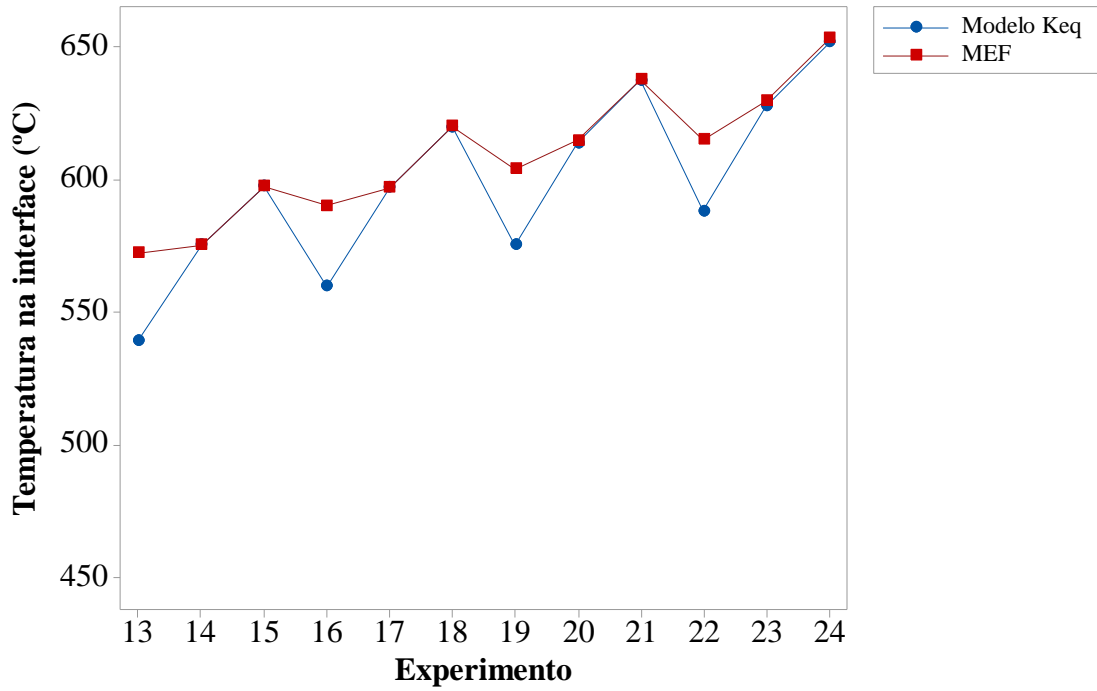


GRÁFICO 4.18 - Resultados obtidos por meio do modelo K_{eq} e MEF, para a temperatura na interface, para a ferramenta com revestimento de óxido de alumínio.

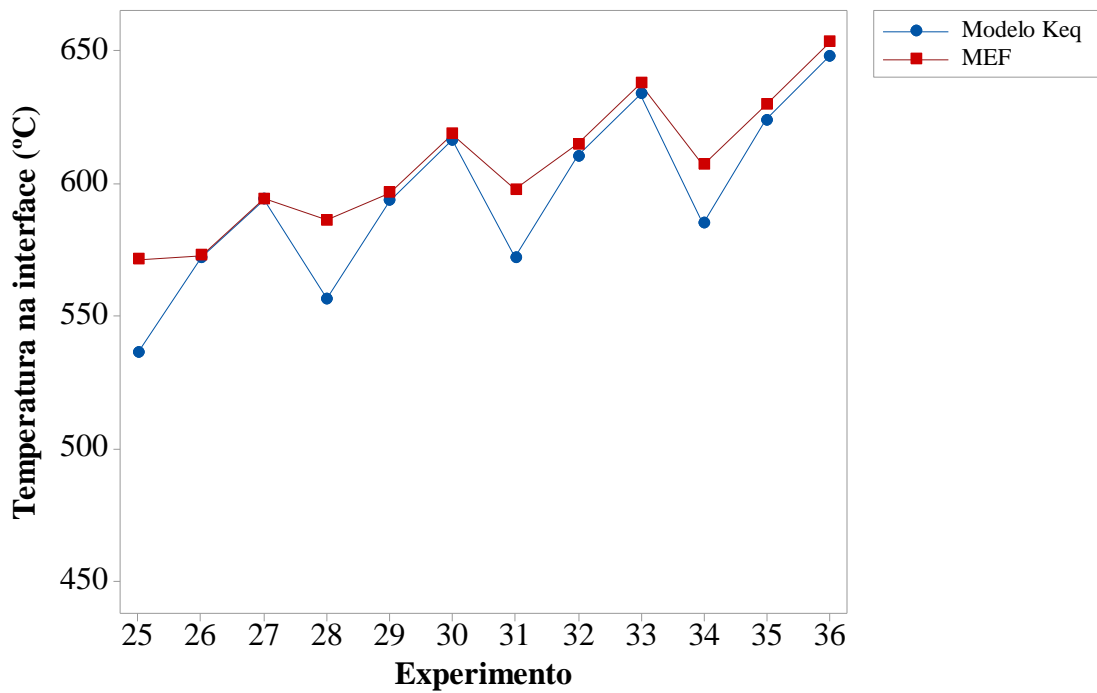


GRÁFICO 4.19 - Resultados obtidos por meio do modelo K_{eq} e MEF, para a temperatura na interface, para a ferramenta com revestimento multicamadas.

É importante ressaltar que o modelo K_{eq} mostra-se de fácil utilização, diferentemente do modelo numérico, o qual exige conhecimentos mais específicos.

4.13 Método dos elementos finitos para a força de corte

Os resultados numéricos para a força de corte também foram comparados aos experimentais. Todos os dados referentes à simulação da força de corte encontram-se no APÊNDICE K, e na TAB. K.1 é ilustrada a força de corte para as diferentes condições de corte. A força de corte representa a força média de uma região, sendo que os valores considerados foram coletados da região de estabilidade da força de corte, da mesma forma que para os resultados experimentais.

Os erros entre os resultados numéricos e experimentais foram maiores que para a temperatura do cavaco, sendo que os maiores erros encontrados foram para as condições extremas de corte ($v_c = 225$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev; $v_c = 275$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev), para os três insertos utilizados. Tal comportamento pode ser explicado com base nas seguintes fontes de erro:

- Simplificação do modelo numérico (3D para 2D – corte ortogonal);
- Não adoção do critério de fratura frágil;
- Heterogeneidade do material usinado;
- Não especificação do método do revestimento no modelo;
- Determinação da curva de fluxo do material usinado;
- Determinação do coeficiente de atrito;
- Não consideração do desgaste das ferramentas.

5 CONCLUSÕES

Após a realização de testes de caracterização do ferro fundido vermicular, bem como dos revestimentos, ensaios de torneamento com insertos de metal duro, predição da temperatura e modelagem da temperatura e força de corte, algumas conclusões podem ser descritas. Ressalta-se que as influências de cada parâmetro de corte e ferramenta nas variáveis-resposta foram determinadas por meio da ANOVA.

- A difração de raios-X do óxido de alumínio confirmou, após o tratamento térmico, a presença de alumina na fase gama.
- A análise por EDS confirmou a presença dos revestimentos no substrato, e a espessura do revestimentos utilizados apresentaram escala micrométrica.
- De acordo com o teste de riscamento, sugere-se que a adesão do revestimento multicamadas seja superior àquela do revestimento Al_2O_3 .
- Os revestimentos obtidos por sol-gel possibilitaram menores coeficientes de atrito até uma distância de 100 m. Por causa do material da peça ser ferro fundido, provavelmente a presença da grafita também contribuiu para a redução do atrito, devido à formação de filme lubrificante.
- Os parâmetros principais (ferramenta, velocidade de corte e avanço) afetaram significativamente a força de corte (0,40%; 0,64% e 97,37%, respectivamente), a qual diminuiu com o aumento da velocidade de corte e aumentou com o incremento do avanço. Além disso, as menores forças de corte foram obtidas para a ferramenta com multicamadas.
- Os parâmetros - velocidade de corte e avanço e a interação velocidade de corte*avanço - afetaram a variável rugosidade (26,14%; 61,92% e 3,58%, respectivamente), que diminuiu com o aumento da velocidade de corte e elevou com o aumento do avanço.

- Com relação aos resultados para a temperatura do cavaco, os parâmetros - ferramenta, velocidade de corte e avanço - bem como a interação de 2ª ordem (ferramenta*velocidade de corte) apresentaram influência sobre esta. Menores temperaturas (389,8°C e 330,4°C) foram geradas durante a usinagem com ferramentas multicamadas, avanço 0,1 mm/rev e velocidade de corte de 125 m/min.
- O modelo analítico proposto por Gottwein foi modificado, adicionando-se os parâmetros avanço e condutividade térmica equivalente, e o modelo obtido apresentou menores erros relativos quando comparado aos outros (7,29%).
- Como a determinação da variável K_{eq} é complexa, pôde ser observado que menores erros foram encontrados para as ferramentas sem revestimento e com revestimento de Al_2O_3 . Quanto maior o número de materiais envolvidos, mais complexa se torna a determinação correta da condutividade térmica, visto que a condutividade é um parâmetro térmico.
- Uma equação para a temperatura na interface foi obtida com os parâmetros velocidade de corte, avanço e condutividade térmica equivalente ($\theta_c = 277,52 \cdot v_c^{0,1112} \cdot f^{0,0940} \cdot K_{eq}^{0,0062}$).
- As temperaturas na interface para o modelo K_{eq} e MEF apresentaram-se bem próximas, e os maiores erros (3,64% a 6,14%) foram obtidos para os testes com $f=0,1$ mm/rev.
- A forças de corte experimentais e as obtidas por meio do modelo numérico mostraram-se distantes, sendo que o maior erro foi de 45,8%. Além disso, diversas fontes de erro foram descritas.

6 PROPOSTAS DE TRABALHOS FUTUROS

- Realizar o revestimento sol-gel com um número maior de camadas;
- Avaliar o efeito da condutividade térmica de outros revestimentos na temperatura;
- Avaliar o efeito da utilização de substratos com diferentes condutividades térmicas na temperatura;
- Verificar o efeito gerado por altas velocidades de corte nas variáveis avaliadas;
- Realização de testes de desgaste para uma determinada condição de corte, visando identificar o comportamento da vida das diferentes ferramentas utilizadas.

7 PUBLICAÇÕES ORIUNDAS DA TESE

REZENDE, B. A.; SANTOS, A. J.; CÂMARA, M. A.; CARMO, D. J.; HOUMARD, M.; RODRIGUES, A. R.; RUBIO, J. C. C. **Characterization of ceramics coatings processed by sol-gel for cutting tools.** Coatings 9 (11), 2019, 755. <https://doi.org/10.3390/coatings9110755>

REZENDE, B. A.; MAGALHÃES, F. C.; RUBIO, J. C. C. **Study of the measurement and mathematical modelling of temperature in turning by means equivalent thermal conductivity.** Measurement Volume 152, February 2020, 107275. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2019.107275>

REFERÊNCIAS

1. ABDOOS, M.; YAMAMOTO, K.; BOSE, B.; FOX-RABINOVICH, G.; VELDHUIS, S. Effect of coating thickness on the tool wear performance of low stress TiAlN PVD coating during turning of compacted graphite iron (CGI). **Wear**, v. 422-423, p. 128-36, 2019.
2. ABUKHSHIM, N.A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 46, p. 782-800, 2006.
3. AKHIL, C. S.; ANANTHAVISHNU, M. H.; AKHIL, C. K.; AFEEZ, P. M.; AHILESH, R.; RAJAN, R. Measurement of Cutting Temperature during Machining. **IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering**, v. 13, n. 2 Ver. I, p. 108-122, 2016.
4. AMERICAN SOCIETY FOR METALS. ASM Handbook: **Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. 10 ed., v.1, 1990.
5. AMERICAN SOCIETY FOR METALS. ASM Handbook: **Surface Engineering**. 10 ed., v.5, 1994.
6. ANDJELKOVIĆ, B. R.; DJORDJEVI, B. R.; MILOVANCEVIĆ, M. D.; JOVANOVIĆ, N. R. Modeling Steady-State Thermal Defectoscopy of Steel Solids Using Two Side Testing. **Thermal Science**, v. 20, n. 5, p. S1333-S1343, 2016.
7. ARTOZOUL, J.; LESCALIER, C.; BOMONT, O.; DUDZINSKI, D. Extended infrared thermography applied to orthogonal cutting: Mechanical and thermal aspects. **Applied Thermal Engineering**, v. 64, p. 441-452, 2014.
8. ASTAKHOV, V. P. **Tribology of Metal Cutting**. 1 ed. Great Britain: Elsevier, 2006.
9. ASTM - American Society for Testing Materials. ASTM A 842 - 85 - **Standard Specification for Compacted Graphite Iron Castings**. In: Annual Book of ASTM Standards, 2009.
10. ASTM - American Society for Testing Materials. G 99 - 05 - **Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus**. In: Annual Book of ASTM Standards, 2010.
11. AUN, D. P.; HOUMARD, M.; MERMOUX, M.; LATU-ROMAIN, L.; JOUD, J.; BERTHOMÉ, G.; BUONO, V. T. L. Development of a flexible nanocomposite TiO₂ film

as a protective coating for bioapplications of superelastic NiTi alloys. **Applied Surface Science**, v. 375, 42-49, 2016.

12. AURICH, J. C.; ZIMMERMANN, M.; SCHINDLER, S.; STEINMANN, P. Analysis of the machining accuracy when dry turning via experiments and finite element simulations. **Production Engineering - Research and Development**, v. 8, p. 41-50, 2014.
13. AYDIN, M.; KARAKUZU, C.; UÇAR, M; CENGİZ, A.; ÇAVUŞLU, M. A. Prediction of surface roughness and cutting zone temperature in dry turning processes of AISI304 stainless steel using ANFIS with PSO learning. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 6, p. 957-967, 2013.
14. BALAJI, A.K., MOHAN, V.S. An Effective Cutting Tool Thermal Conductivity Based Model for Tool – Chip Contact in Machining With Multi-Layer Coated Cutting Tools. **Machining Science and Technology**, vol. 6, n. 3, p. 415-436, 2002.
15. BOBZIN, K. High-performance coatings for cutting tools. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 18, p. 1-9, 2017.
16. BRINKER, C. J.; SCHERER, G. W. **Sol-gel Science: The Physics and Chemistry of Sol-Gel Processing**. London: Academic Press, 1990.
17. BURDITT, M. F. **Ductile Iron Handbook**. American Foundrymen's Society: Des Plaines, 1993.
18. CALLISTER JR, W. D. **Ciência e Engenharia de Materiais: uma introdução**. 7 ed. Rio de Janeiro: LTC, 2008.
19. CALLISTER, W. D.; RETHWISCH D. G. **Materials Science and Engineering: an introduction**. 8th ed. United States of America: Wiley, 2009.
20. CARVALHO, S. R.; SILVA, S. M. M. L; MACHADO, A. R.; GUIMARAES, G. Temperature Determination at the Chip Tool Interface Using an Inverse Thermal Model Considering the Tool and Tool Holder. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 179, n. 1-3, p. 97-104, 2006.
21. CASTILLO, W. J. G. **Furação profunda de ferro fundido cinzento GG25 com brocas de metal duro com canais**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2005.
22. CHEN, Y. C.; AI, X.; HUANG, C.; WANG, B. Preparation of α -alumina coated carbide tools by the sol-gel process. **Materials Science and Engineering**, v. A288, p. 19-25, 2000.

23. CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos**. 7 ed. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais – ABM: São Paulo, 2005.
24. CONRADIE, P.J.T.; OOSTHUIZEN, G. A.; TREURNICHT, N. F.; SHAALANE, A. A. Overview of work piece temperature measurement techniques for machining of Ti6Al4V. **South African Journal of Industrial Engineering**, v. 23, n. 2, p. 116-130, 2012.
25. CORMIER, P. A.; BALHAMRI, A.; THOMANN, A. L.; DUSSART, R.; SEMMAR, N.; LECAS, T.; SNYDERS, R.; KONSTANTINIDIS, S. Titanium oxide thin film growth by magnetron sputtering: Total energy flux and its relationship with the phase constitution. **Surface & Coatings Technology**, v. 254, p. 291-297, 2014.
26. CZETTL, C.; POHLER, M. Progress in development of coated indexable cemented carbide inserts for machining of iron based work piece materials. **IOP Conference Series: Materials Science and Engineering**, v. 119, 012011, p. 1-8, 2016.
27. DAHLBY, M. R.; BARHOUM, M.; BARTL, M. H. Sol–gel-derived thin-film stacks with high radiation stability. **Thin Solid Films**, v. 562, p. 435-439, 2014.
28. DAI, W. X.; CHEN, X.; LI, E.; WANG, X. X.; LIU, P.; FU, X. Z. Influence of pH value of TiO₂ sol on surface gloss of corresponding TiO₂ film coated on ceramic tiles. **Surface Engineering**, v. 25, n. 2, p. 106-110, 2009.
29. DAVIES, M. A.; UEDA, T.; M'SAOUBI, R.; MULLANY, B.; COOKE, A. L. On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. **Annals of the CIRP**, v. 56, n. 2, 2007. doi:10.1016/j.cirp.2007.10.009
30. DAWSON, S.; HOLLINGER, I.; ROBBINS, M.; DAETH, J.; REUTER, U.; SCHULZ, H. The Effect of Metallurgical Variables on the Machinability of Compacted Graphite Iron. **Society of Automotive Engineers**, p.1-18, 2001.
31. DAWSON, S. **Process Control for the Production of Compacted Graphite Iron**. Based on a presentation made at the 106th AFS Casting Congress Kansas City, 4-7, May 2002.
32. DING, F.; WANG, C.; LIN, H.; LI, S.; ZHENG, L.; WANG, Q. Research on machining compacted graphite iron under oil-on-water cooling and lubrication conditions based on modified material model. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 105, p. 5061-5079, 2019.
33. DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 5 ed. São Paulo: Art Líber Ltda, 2006.
34. DU, X.; MEN, K.; XU, Y.; LI, B.; YANG, Z.; LIU, Z.; LI, L.; LI, L.; FENG, T.; REHMAN W.; ULLAH, I.; MAO, S. Enhanced capacitance performance of Al₂O₃–TiO₂ composite

- thin film via sol–gel using double chelators. **Journal of Colloid and Interface Science**, v. 443, p. 170-176, 2015.
35. ELLIOTT, R. **Cast Iron Technology**. England: Butterworth & Co. (Publishers) Ltd., 1988.
36. GABALDO, S.; DINIZ, A. E.; ANDRADE, C. L. F.; GUESSER, W. L. Performance of Carbide and Ceramic Tools in the Milling of Compact Graphite Iron – CGI. **The Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 32, n. 5, p. 511-517, 2010.
37. GAITONDE, V. N.; KARNIK, S. R.; MACIEL, C. H. A.; RUBIO, J. C. C.; ABRÃO, A. M. Machinability Evaluation in Hard Milling of AISI D2 Steel. **Materials Research**, v. 19, n. 2, p. 360-369, 2016.
38. GOK, K. Development of three-dimensional finite element model to calculate the turning processing parameters in turning operations. **Measurement**, v. 75, p. 57-68, 2015.
39. GOUVEIA, W. J. S. **Estudo de revestimentos híbridos de sol-gel na proteção de ligas de alumínio para a construção civil**. Dissertação (Mestrado em Química Tecnológica). Lisboa: Universidade de Lisboa, 2013.
40. GOUVEIA, R.M.; SILVA, F.J.G.; REIS, P.; BAPTISTA, A.P.M. Machining duplex stainless steel: comparative study regarding end mill coated tools. **Coatings**, v. 6, n. 4, p. 1-30, 2016.
41. GROSSO, D. How to exploit the full potential of the dip-coating process to better control film formation. **Journal of Materials Chemistry**, v. 21, p. 17033-17038, 2011.
42. GRZESIK, W., NIESLONY, P. Physics Based Modelling of Interface Temperatures in Machining With Multilayer Coated Tools at Moderate Cutting Speeds. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 44, p. 889-901, 2004.
43. GUESSER, W. L. **Propriedade Mecânica dos Ferros Fundidos**. 1 ed. São Paulo: Blucher, 2009.
44. GUESSER, W.; SCHROEDER, T.; DAWSON, S. Production Experience With Compacted Graphite Iron Automotive Components. **Transactions of American Foundry Society**, v. 01-071, p. 1-11, 2001.
45. GURYLEV, V.; SU, C.; PERNG, T. Surface reconstruction, oxygen vacancy distribution and photocatalytic activity of hydrogenated titanium oxide thin film. **Journal of Catalysis**, v. 330, p. 177-186, 2015.

46. HIRATSUKA, R.S., SANTILLI, C.V., PULCINELLI, S.H. O processo sol-gel: uma visão físico-química. **Química Nova**, v. 18, n. 2, p. 171 – 180, 1995.
47. HO, C. **Hot machining of alloy steels**. Thesis. Hong Kong SAR: University of Hong Kong, 1976.
48. HOUMARD, M.; VASCONCELOS, D.C.L.; VASCONCELOS, W.L.; BERTHOMÉ, G.; JOUD, J.C.; LANGLET, M. Water and oil wettability of hybrid organic–inorganic titanate–silicate thin films deposited via a sol–gel route. **Surface Science**, v. 603, p. 2698-2707, 2009.
49. HU, M.; JING, L.; AN, Q.; MING, W.; BIAN, C.; CHEN, M. Tribological properties and milling performance of HSS-Co-E tools with fluorinated surfactants-based coatings against Ti–6Al–4V. **Wear**, v. 376-377, p. 134-142, 2017.
50. HUANG, C. Z.; WANG, J.; AI, X. Development of new ceramic cutting tools with alumina coated carbide powders. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 40, p. 823-832, 2000.
51. HUANG, T. H.; KUO, C. T.; LIN, T. S. The role of cemented WC substrate morphology on the diamond film growth and cracking resistance. **Scripta Metallurgica Materialia**, v. 26, p. 1481-1486, 1992.
52. JOVANOVIĆ, D.; NEDIĆ, B. Scratch test of chromium coatings. **Journal of the Balkan Tribological Association**, v. 22, n. 3-II, p. 2897-2906, 2016.
53. JUNIOR, E. M.; GUESSER, W. L. Avaliação da Usinabilidade do Ferro Fundido Vermicular Através de Ensaios de Furação. **6º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**. Caxias do Sul, Rio Grande do Sul, 2011.
54. KALPAKJIAN, S.; SCHIMD, S. R. **Manufacturing Engineering and Technology**. Seventh Edition. New Jersey: Prentice Hall, 2013.
55. KAMINSKI, J.; ALVELID, B. Temperature reduction in the cutting zone in water-jet assisted turning. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 106, n. 1-3, p. 68-73, 2000.
56. KING, D. M.; DU, X.; CAVANAGH, A. S.; WEIMER, A. W. Quantum confinement in amorphous TiO₂ films studied via atomic layer deposition. **Nanotechnology**, v. 19, 445401, p. 1-6, 2008.
57. KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1: Cutting**. RWTH Ed. Alemanha: Springer, 2011.

58. KORKMAZ, M. E.; GÜNAY, M. Finite Element Modelling of Cutting Forces and Power Consumption in Turning of AISI 420 Martensitic Stainless Steel. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 43, p. 4863-4870, 2018.
59. KUNSTA, S. R.; CARDOSO, H. R. P., BELTRAMIA, L. V. R., OLIVEIRA, C. T., MENEZES, T. L., FERREIRA, J. Z. , MALFATTI, C. F. New Sol-gel Formulations to Increase the Barrier Effect of a Protective Coating Against the Corrosion and Wear of Galvanized Steel. **Materials Research**, v. 18, n. 1, p. 138-150, 2015.
60. KUTTOLAMADOM, M. A.; MEARS, M. L.; KURFESS, T. R. The Correlation of the Volumetric Wear Rate of Turning Tool Inserts With Carbide Grain Sizes. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 137, 011015, p. 1-8, 2015.
61. KUZU, A. T.; BERENJI, K. R.; BAKKAL, M. Thermal and force modeling of CGI drilling. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 82, p. 1649-1662, 2016.
62. KUZU, A. T.; BIJANZAD, A.; BAKKAL, M. Experimental investigations of machinability in the turning of compacted graphite iron using minimum quantity lubrication. **Machining Science and Technology**, v. 19, p. 559-576, 2015.
63. LANGLET, M. PERMPOON, S.; RIASSETTO, D.; BERTHOMÉ, G.; PERNOT, E.; JOUD, J. C. Photocatalytic activity and photo-induced superhydrophilicity of sol-gel derived TiO₂ films. **Journal of Photochemistry and Photobiology A: Chemistry**, v. 181, p. 203-214, 2006.
64. LEVY, D.; ZAYAT, M. **The Sol-Gel Handbook- synthesis, characterization and applications**. 1 ed. Alemanha: Wiley VCH, 2015.
65. LI, B.; ZHU, D.; PANG, J.; YANG, J. Quadratic curve heat flux distribution model in the grinding zone. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 54, p. 931-940, 2011.
66. LI, H.; HAO, Y.; LU, H.; LIANG, L.; WANG, Y.; QIU, J.; SHI, X.; WANG, Y.; YAO, J. A systematic study on visible-light N-doped TiO₂ photocatalyst obtained from ethylenediamine by sol-gel method. **Applied Surface Science**, v. 344, p. 112-118, 2015.
67. LIMA, H. V.; CAMPIDELLI, A. F. V.; MAIA, A. A. T.; ABRÃO, A. M. Temperature assessment when milling AISI D2 cold work die steel using tool-chip thermocouple, implanted thermocouple and finite element simulation. **Applied Thermal Engineering**, v. 143, p. 532-541, 2018.
68. LJUSTINA, G.; LARSSON, R.; FAGERSTRÖM, M. A FE based machining simulation methodology accounting for cast iron microstructure. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 80, p. 1-10, 2014.

69. MACHADO, A. R., COELHO, R.T., ABRÃO, A.M, DA SILVA, M.B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 3 ed. São Paulo: Blucher, 2015.
70. MAEKAWA, A.; TAKAHASHI, T.; TSUJI, T.; NODA, M. Experimental validation of non-contacting measurement method using LED-optical displacement sensors for vibration stress of small-bore piping. **Measurement**, v. 71 p. 1-10, 2015.
71. MALAKIZADI, A.; GHASEMI, R.; BEHRING, C.; OLOFSSON, J.; JARFORS, A. E. W.; NYBORG, L.; KRAJNIK, P. Effects of workpiece microstructure, mechanical properties and machining conditions on tool wear when milling compacted graphite iron. **Wear**, v. 410-411, p. 190-201, 2018.
72. MAMEDOV, A.T.; MAMEDOV, V. A.; ALIEV, A.G. Reduction annealing for cast iron powder and its effect on sintered antifriction material properties. **Powder Metallurgy and Metal Ceramics**, v. 42, p. 202-205, 2003.
73. MARKOPOULOS, A. P. **Finite Element Method in Machining Processes**. London: Springer, 2013. 92 p.
74. MARWANGA, R.O.; VOIGT, R, C.; COHEN, P. H. Influence of graphite morphology and matrix structure on chip formation during machining of grey irons. **Transactions of the American Foundrymen's Society**, v. 107, p. 595-607, 1999.
75. MATTOX, D. M. **Handbook of Physical Vapor Deposition (PVD) Processing**. 2 ed. Oxford: Elsevier, 2010.
76. MITSUBISHI. **MITSUBISHI MATERIALS**. Disponível em: <<http://www.mitsubishicarbide.com/mnbr/pt/product/catalog/catalog.html>>. Acesso em: 24 mai. 2018.
77. MEDINA, N.; LAMBEA, P.; MANJABACAS, M. C.; MIGUEL, V.; MARTINEZ-MARTINEZ, A.; COELLO, J. Evaluating temperature in faced milling operations by infrared thermography. **Thermal Science**, v. 21, n. 6B, p. 3051-3061, 2017.
78. MOHAMMED, W. M.; NG, E.; ELBESTAWI, M. A. Modeling the effect of compacted graphite iron microstructure on cutting forces and tool wear. **CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology**, v. 5, p. 87-101, 2012.
79. MOHAMMED, W. M.; NG, E.; ELBESTAWI, M. A. Modeling the effect of the microstructure of compacted graphite iron on chip formation. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, v. 51, p. 753-765, 2011.
80. NING, J.; LIANG, S. Y. Evaluation of an Analytical Model in the Prediction of Machining Temperature of AISI 1045 Steel and AISI 4340 Steel. **Journal of Manufacturing and Materials Processing**, v. 2, n. 74, p. 1-13, 2018.

81. NIU, J.; HUANG, C.; SU, R.; ZOU, B.; WANG, J.; LIU, Z.; LI, C. Study on surface integrity of compacted graphite iron milled by cemented carbide tools and ceramic tools. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 103, p. 4123-4134, 2019.
82. OKASHA, M. M.; DRIVER, N.; MATIVENGA, P. T.; LI, L. Mechanical microdrilling of negative-tapered laser-predrilled holes: a new approach for burr minimization. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 61, p. 213–225, 2012.
83. OLIVEIRA, G. C.; FERNANDES, A. P.; GUIMARÃES, G. Thermal behavior analysis of coated cutting tool using analytical solutions. **The Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. 39, p. 3249-3255, 2017.
84. PEREIRA, A. A. **Análise do desgaste da ferramenta à base de β -Si₃N₄ na usinagem do ferro fundido cinzento FC 250 utilizando técnicas avançadas e de alta resolução.** Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2010.
85. PEREIRA, N. F. S. **Análise comparativa do desempenho de brocas de aço rápido AISI M2 revestidas com SiO₂ pelo processo sol-gel na furação do ferro fundido nodular.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2017.
86. PHILLIPS, C. W. Machinability of compacted graphite iron. **American Foundrymens Society Transactions**, p. 47-52, 1982.
87. PRASAD, B. S.; PRABHA, K. A.; KUMAR, P. V. S. G. Condition monitoring of turning process using infrared thermography technique – An experimental approach. **Infrared Physics & Technology**, v. 81, p. 137-147, 2017.
88. PULCI, G.; TIRILLÒ, J.; MARRA, F.; SARASINI, F.; BELLUCCI, A.; VALENTE, T.; BARTULI, C. High temperature oxidation of MCrAlY coatings modified by Al₂O₃ PVD overlay. **Surface & Coatings Technology**, v. 268, p. 198-204, 2015.
89. PULS, H.; KLOCKE, F.; LUNG, D. Experimental investigation on friction under metal cutting conditions. **Wear**, v. 310, p. 63-71, 2014. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2013.12.020>
90. RECH, J.; KUSIAK, A.; BATTAGLIA, J. Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. **Surface and Coatings Technology**, v. 186, n. 3, p. 364-371, 2004.
91. REN, J.-Z.; LI, Z.-I.; XIONG, Y.; LI, F.-J.; REN, F.-Z.; VOLINSKY, A. A. Effect of microstructure and mechanical properties on cutting force of different cast irons with similar tensile strength. **Research & Development**, v. 16, n. 3, p. 177-183, 2019.

92. RICKERBY, D. S.; MATTHEWS, A. **Advanced Surface Coatings: a Handbook of Surface Engineering**. Michigan: Blackie, 1991.
93. RODRÍGUEZ, J., MUÑOZ-ESCALONA, P., CASSIER, Z. Influence of cutting parameters and material properties on cutting temperature when turning stainless steel. **Revista de la Facultad de Ingeniería Universidad Central de Venezuela**, v. 26, n. 1, p. 71-80, 2011.
94. ROSA, S. N.; DINIZ, A. E.; ANDRADE, C. L. F.; GUESSER, W. L. Analysis of tool wear, surface roughness and cutting power in the turning process of compact graphite irons with different titanium content. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering**, v. XXXII, n. 3, p. 234-240, 2010.
95. RUBIO, J. C. C.; REZENDE, B. A.; VIEIRA, L. M. G.; HOUMARD, M. Drilling of aluminium/PE sandwich material with a novel TiO₂-coated HSS drill deposited by sol-gel process. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 92, p. 1567-1577, 2017.
96. SANCHEZ, C. et al. Applications of advanced hybrid organic-inorganic nanomaterials: from laboratory to market. **Chemical Society Reviews**, v. 40, p. 696-753, 2011.
97. SANDIVIK COROMANT. Disponível em: https://www.sandvik.coromant.com/pt-pt/knowledge/materials/cutting_tool_materials/coated_cemented_carbide/pages/default.aspx. Acesso em: 07 ago. 2018.
98. SATHASIVAM, S.; BHACHU, D. S.; LU, Y.; BAWAKED, S. M.; OBAID, A. Y.; AL-THABAITI, S.; BASAHEL, S. N.; CARMALT, C. J.; PARKIN, I. P. **Highly Photocatalytically Active Iron (III) Titanium Oxide Thin films via Aerosol-Assisted CVD**. Chem. Vap. Deposition, v. 21, p. 21-25, 2015.
99. SCHNELLER, T.; WASER, R.; KOSEC, M.; PAYNE, D. **Chemical Solution Deposition of Functional Oxide Thin Films**. Wien: Springer, 2013.
100. SHACKELFORD, J. F.; ALEXANDER, W. **Materials Science and Engineering Handbook**. 3 ed. Boca Raton: CRC Press LLC, 2001.
101. SHAHEED, M. A.; HUSSEIN, F. H. Preparation and Applications of Titanium Dioxide and Zinc Oxide Nanoparticles. **International Journal of Environmental Analytical Chemistry**, v. 2, n. 1, p. 1-3, 2015.
102. SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. 2 ed. New York: Oxford University Press, 2005.
103. SINTERCAST. Disponível em: < <https://sintercast.com/technology/cgi-properties> >. Acesso em: 27 ago. 2018.

104. SMITH, W. F. **Princípios de Ciência e Engenharia dos Materiais**. 3 ed. Portugal: Mcgraw-will, 1998.
105. SOUSA, J. A. G.; SALES, W.F.; MACHADO, A. R. A review on the machining of cast irons. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 94, p. 4073-4092, 2018.
106. SOUSA, T. A.; PAULA, M. A.; KONATU, R. T.; RIBEIRO, M. V.; CAMPOS, E.; SOUZA, J. V. C. Investigation of the performance of ceramic tools of alumina doped with magnesium oxide in the dry machining of compacted graphite iron. **Materials Research Express**, v. 6, 046546, p. 1-12, 2019.
107. SOUZA, J. V. C.; NONO, M. C. A.; RIBEIRO, M. V.; MACHADO, J. P. B.; SILVA, O. M. M. Cutting forces in turning of gray cast iron using silicon nitride based cutting. **Materials & Design**, v. 30, p. 2715-2720, 2009.
108. STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte I**. 3 ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 1993.
109. STYLIANOU, R.; TKADLETZ, M.; SCHALK, N.; PENOY, M.; CZETTL, C.; MITTERER, C. Effects of reference materials on texture coefficients determined for a CVD α -Al₂O₃ coating. **Surface & Coatings Technology**, v. 359, p. 314-322, 2019.
110. SU, G.; GUO, Y.; SONG, X.; TAO, H. Effects of high-pressure cutting fluid with different jetting paths on tool wear in cutting compacted graphite iron. **Tribology International**, v. 103, p. 289-297, 2016.
111. THONGSURIWONG, K.; AMORNPITOKSUK, P.; SUWANBOON, S. Structure, morphology, photocatalytic and antibacterial activities of ZnO thin films prepared by sol-gel dip-coating method. **Advanced Powder Technology**, v. 24, p. 275-280, 2013.
112. TOENSHOFF, H. K.; DENKENA, B. **Basics of Cutting and Abrasive Processes**. Hannover: Springer, 2013.
113. TOOPTONG, S.; PARK, K.; KWON, P. A comparative investigation on flank wear when turning three cast irons. **Tribology International**, v. 120, p. 127-139, 2018.
114. TOMA, F. L.; STAHR, C. C.; BERGER, L. M.; SAARO, S.; HERRMANN, M.; DESKA, D.; MICHAEL, G. Corrosion Resistance of APS- and HVOF- Sprayed Coatings in the Al₂O₃-TiO₂ System. **Journal of Thermal Spray Technology**, v. 19, n. 1-2, p. 137-147, 2010.
115. TRENT, E.; WRIGHT, P. **Metal Cutting**. 4. ed. Estados Unidos da América: Butterworth Heinemann, 2000.

116. TUPY. Disponível em: http://www.tupy.com.br/portugues/produtos/automotivos_motor.php?subpage=latMotorBloco. Acesso em: 08 ago. 2018.
117. UCUN, I., ASLANTAS, K. Numerical Simulation of Orthogonal Machining Process Using Multilayer and Single-Layer Coated Tools. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 54, p. 889-910, 2011.
118. VALIORGUE, F.; BROSSE, A.; NAISSON, P.; RECH, J.; HAMDI, H.; BERGHEAU, J. M. Emissivity calibration for temperatures measurement using thermography in the context of machining. **Applied Thermal Engineering**, v. 58, p. 321-326, 2013.
119. VEILLERE, A.; GUILLEMET, T.; XIE, Z. Q.; ZUHLKE, C. A.; ALEXANDER, D. R.; SILVAIN, J. F.; HEINTZ, J. M.; CHANDRA, N.; LU, Y. F. Influence of WC-Co Substrate Pretreatment on Diamond Film Deposition by Laser-Assisted Combustion Synthesis. **ACS Applied Materials & Interfaces**, v. 3, p. 1134-1139, 2011.
120. VOS, P.; STAHL, J. **Applied metal cutting physics: Best practices**. Sweden: SECO TOOLS AB Fagersta, 2016. 163 p.
121. WRIGHT, J. D.; SOMMERDIJK, N. A. J. M. **Sol-Gel Materials: Chemistry and Applications**. Amsterdam: Gordon and Breach Science Publishers, 2001.
122. WRIGHT, P. K. Correlation of tempering effects with temperature distribution in steel cutting tools. **Journal of Engineering for Industry**, v. 100, p. 131-136, 1978.
123. YAMAMOTO, K.; ABDOOS, M.; PAIVA, J. M.; STOLF, P.; BEAKE, B.; RAWAL, S.; FOX-RABINOVICH, G.; VELDHUIS, S. Cutting Performance of Low Stress Thick TiAlN PVD Coatings during Machining of Compacted Graphite Cast Iron (CGI). **Coatings**, v. 8, n. 38, p. 1-12, 2018.
124. YANG, K.; CHEN, J.; HAO, F.; LIU, C.; TAO, S.; DING, C. Stress-induced phase transformation and amorphous-to-nanocrystalline transition in plasma-sprayed Al₂O₃ coating with relative low temperature heat treatment. **Surface & Coatings Technology**, v. 253, p. 277-283, 2014.
125. YANG, S.; ZHANG, Y.; MO, D. Spectroscopic ellipsometry studies of sol-gel-derived Cu-doped ZnO thin films. **Thin Solid Films**, v. 571, p. 605-608, 2014.
126. YIGIT, R.; CELIK, E.; FINDIK, F.; KOKSAL, S. Tool life performance of multilayer hard coatings produced by HTCVD for machining of nodular cast iron. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v. 26, p. 514-524, 2008.
127. YUAN, H., WANG, C., GUO, Y., ZHENG, L. Research Development of Compacted Graphite Iron Machining. **Machine Tool & Hydraulics**, v. 13, p. 162-167, 2014.

128. ZHENG, G.; XU, R.; CHENG, X.; ZHAO, G.; LI, L.; ZHAO, J. Effect of cutting parameters on wear behavior of coated tool and surface roughness in high-speed turning of 300M. **Measurement**, v. 125, p. 99-108, 2018.
129. ZOREV, N. N. Interrelationship between shear process occurring along the tool face and on the shear plane in metal cutting. **International Research in Production Engineering, ASME**, p. 42-49, 1963.

ANEXO I



Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais - LAMAT
 Acreditado pela Coordenação Geral de Acreditação - CGCRE
 Accredited by General Coordination for Accreditation - CGCRE

Relatório de Ensaios Mecânicos
 Mechanical Test Report

Ensaios
NBR ISO/IEC
17025

CRL 0126

Relatório de Ensaio / Test Report Nº:2010/2020

Solicitante / Client: Natália Fernanda Santos Pereira
Endereço / Address: Avenida Platina, 109 - Padre Eustáquio - Itaúna - MG
Material / Material: Amostra para análise
Identificação do Cliente / Client Identification: Material: Ferro Fundido Vermicular - 01

Dureza Brinell / Brinell Hardness							
Carga Load		3000,0 Kgf		Penetrador Indenter Ø		10,0 mm	
Pontos / Valores Points / Values		Pontos / Valores Points / Values		Pontos / Valores Points / Values		Pontos / Valores Points / Values	
1	180,0	6	179,0	11	ND	16	ND
2	180,0	7	178,0	12	ND	17	ND
3	179,0	8	183,0	13	ND	18	ND
4	179,0	9	182,0	14	ND	19	ND
5	180,0	10	ND	15	ND	20	ND
Valor Médio <i>Minimum Value</i> 180,0				Desvio Padrão <i>Standard Deviation</i> 1,6			

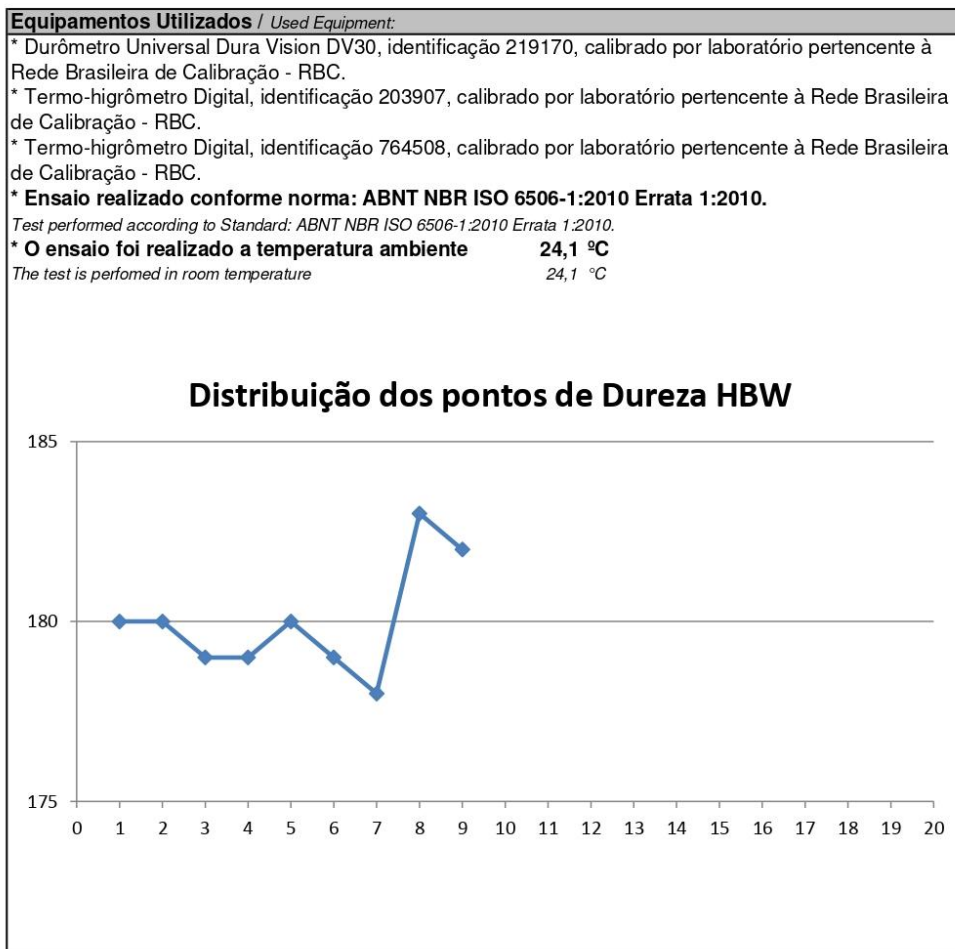
Este relatório contém resultados que se referem exclusivamente à amostra enviada pelo solicitante e só deve ser reproduzido por completo, sendo que a reprodução de partes requer aprovação escrita do LAMAT.

This report contain results referred exclusively specimen sent to requestor and only be reproduced in full, and that reproduction of parts requires written approval by LAMAT.

Observações do ensaio / Test Observation:
ND - Não determinado / ND - Not determined:



Relatório de Ensaio / Test Report Nº:2010/2020



Recepção / Reception 18/02/20

Analista
Analyst

Responsável
Responsible

Realização / Achievement 20/02/20

Leandro Teles Fonseca
Laboratorista


Leandro Teles Fonseca
Laboratorista

Emissão / Emission 20/02/20

Responsável Técnico LAMAT: João Pousa Alves Filho, CREA-MG 0000168139D
Technical Responsible LAMAT: João Pousa Alves Filho, CREA-MG 0000168139D

ANEXO III



Relatório / Report nº 7383/2017

Solicitante / Requester: CETEF - Administração - C/C: 2201
Endereço / Address: Rua Lília Antunes, 99 - Nogueira Machado - Itaúna - MG
Material / Material: Material Metálico
Identificação do Cliente / Material: Material: Fofó - Vermicular Final 01/08/17 UFMG
Identificação by customer:

Elementos Elements	Concentração Concentration	Unidade Unit
Carbono (C)	3,6224	%
Silício (Si)	2,1599	%
Manganês (Mn)	0,4603	%
Fósforo (P)	0,0569	%
Enxofre (S)	0,0082	%
Cromo (Cr)	0,0455	%
Molibdênio (Mo)	0,0013	%
Níquel (Ni)	0,4151	%
Alumínio (Al Total)	0,0110	%
Cobalto (Co)	ND	%
Cobre (Cu)	0,0159	%
Nióbio (Nb)	0,0038	%
Titânio (Ti)	0,0461	%
Vanádio (V)	0,0057	%
Tungstênio (W)	ND	%

Elementos Elements	Concentração Concentration	Unidade Unit
Chumbo (Pb)	ND	%
Estanho (Sn)	0,0019	%
Magnésio (Mg)	0,0154	%
Arsênio (As)	0,0073	%
Zircônio (Zr)	0,0041	%
Bismuto (Bi)	0,0028	%
Cério (Ce)	ND	%
Antimônio (Sb)	ND	%
Selênio (Se)	0,0023	%
Boro (B)	ND	%
Zinco (Zn)	ND	%
Lantânio (La)	0,0027	%
Nitrogênio (N)	0,0035	%
Ferro (Fe)	93,1079	%

Este relatório contém resultados que se referem exclusivamente à amostra enviada pelo solicitante e somente deve ser reproduzido por completo, sendo que a reprodução de partes requer aprovação escrita do LAMAT.

This report contain results referred exclusively specimen sent by requester and should only be full reproduced, and the reproductions of parts requires written approval of the LAMAT.

Observações / Observations:

* O equipamento analisa somente os elementos apresentados no quadro deste relatório, sendo que a base refere-se ao balanceamento da composição para cem por cento / *This equipment analyses only elements submitted in the context of this report, and the base refers balancing of composition for hundred percent.*

* Onde consta ND (Não Detectado), significa que o resultado do elemento está abaixo do limite inferior da faixa de detecção do equipamento e NQ (Não Quantificado) está acima do limite superior da faixa de detecção do equipamento / *Where reported ND (Not Detected), the result means that the element is below the lower limit of the detection range of equipment and NQ (Not Quantified) is above the upper limit of the detection range of the equipment.*


Laboratório de Ensaios e Análises em Materiais - LAMAT
Relatório / Report nº 7383/2017
Informações / Informations:

* Temperatura máxima do laboratório: 28°C / Maximum Temperature of laboratory: 28°C.

Procedimento / Método / Procedure / Method:

* Análise realizada segundo Instrução Técnica IT Lab 249 revisão 09 / Analyses performed by technical instruction IT Lab 249 revision 09.

* Normas: ASTM E 415:2014, ASTM E 1086:2014 e ASTM A 751:2014 / Standards: ASTM E 415:2014, ASTM E 1086:2014 e ASTM A 751:2014.

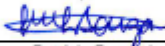
* Método utilizado - Espectrometria de Emissão Ótica / Method used - Optical emission spectrometry.

Equipamentos / Instrumentos / Equipment / Instruments:

* Espectrômetro de Emissão Ótica SPECTROMAXx identificação 159239, calibrado pelo fabricante / Optical emission spectrometer Spectromaxx, identification 159239, calibrated by manufacturer.

Incerteza de Medição / Measurement Uncertainty			
Elemento Element	+/- U 95% Uncertainty	Fator de Abrangência Coverage factor (K)	Graus de Liberdade Degrees of freedom V _{eff}
C	0,0600	2,11	25,4451
Si	0,0238	2	Infinito
Mn	0,0106	2,23	12,2983
P	0,0061	2,16	17,1096
S	0,0012	2,09	31,4312
Cr	0,0015	2,05	65,7783
Mo	0,0012	2	Infinito
Ni	0,0051	2,11	23,5933
Al	0,0022	2	Infinito
Co	0,0013	2,05	59,3473
Cu	0,0061	2,18	15,4001
Nb	0,0021	2,11	24,5771
Ti	0,0016	2,09	29,8516
V	0,0044	2,06	41,1833
W	0,0029	2,06	40,2651
Pb	0,0014	2,05	70,2849
Sn	0,0012	2	Infinito
Mg	0,0096	2,13	20,7337
As	0,0017	2,06	42,3437
Zr	0,0012	2	Infinito
Bi	0,0012	2	Infinito
Ce	0,0090	2,13	22,4419
Sb	0,0032	2,17	16,2528
Se	0,0029	2,14	19,6095
B	0,0011	2	Infinito
Zn	0,0014	2,02	Infinito
La	0,0038	2,11	23,0351
N	0,0022	2,17	16,4685

* Esta foi a maior incerteza encontrada e foi obtida através da multiplicação da incerteza de medição combinada pelo fator de abrangência K (coeficiente de segurança), proporcionando um nível de confiança de aproximadamente de 95% / This is the bigger uncertainty found and was obtained through for multiplication for measurement uncertainty combined by the coverage factor K (safety factor), providing a level by safety approximately 95%.

Recepção / Reception	02/08/17	Analista Analyst	Responsável Responsible
Realização / Achievement	03/08/17	Jorge Henrique Queiroz Ferreira Laboratorista Técnico	
Emissão / Emission	03/08/17		Patrícia Resende Laboratorista-CRQ 02102194-2ºR
Responsável Técnico LAMAT: João Pousa Alves Filho, CREA-MG 0000168139D Technical Responsible LAMAT: João Pousa Alves Filho, CREA-MG 0000168139D			

SENAI Itaúna CETEF Marcelino Corradi
Rua Lília Antunes, 99 - Bairro: Nogueira Machado - CEP: 35680-270
Itaúna - MG - Fone: (37) 3249-2400
Página 2 de 2

APÊNDICE A

TABELA A.1

Resultado das medições de R_a dos corpos de prova utilizados no ensaio pino sobre disco

Medições	Corpo de prova 1 (para pino sem revestimento)	Corpo de prova 2 (para pino com revestimento de Al_2O_3)	Corpo de prova 3 (para pino com revestimento multicamadas)	Média de R_a (μm)
Medição 1	0,80	0,80	0,80	0,80
Medição 2	0,80	0,80	0,80	0,80
Medição 3	0,80	0,80	0,80	0,80

APÊNDICE B

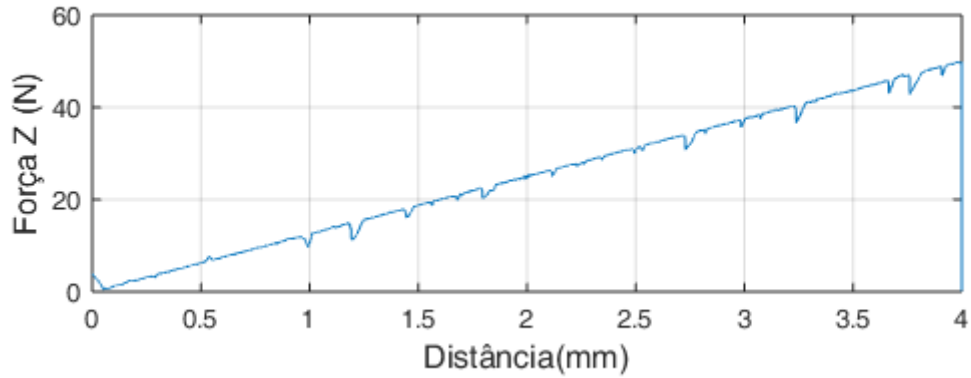


GRÁFICO B.1 - Gráfico da força z *versus* distância para para o teste de riscamento (*scratch test*) do revestimento de Al_2O_3 .

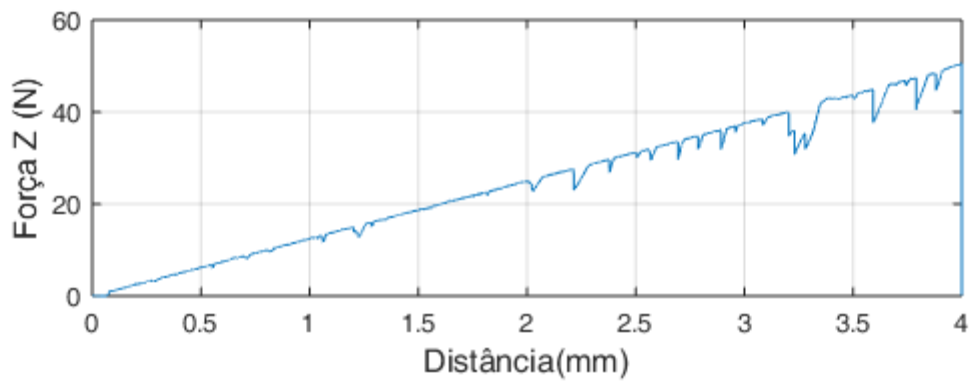


GRÁFICO B.2 - Gráfico da força z *versus* distância para o teste de riscamento (*scratch test*) do revestimento de Al_2O_3 .

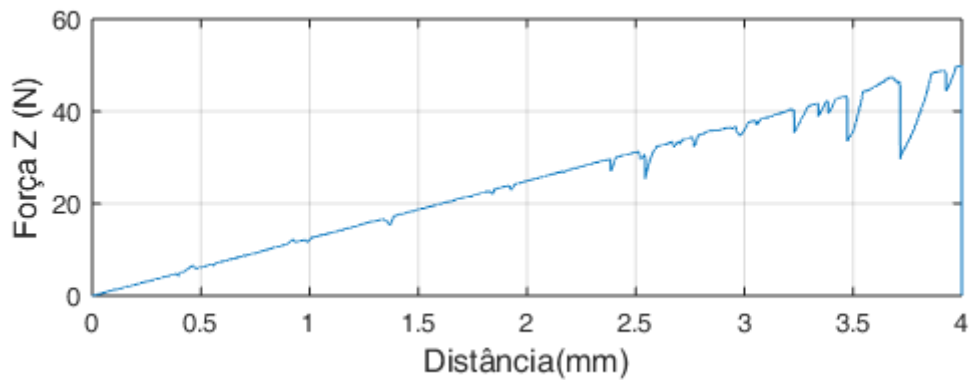


GRÁFICO B.3 - Gráfico da força z *versus* distância para o teste de riscamento (*scratch test*) do revestimento multicamadas.

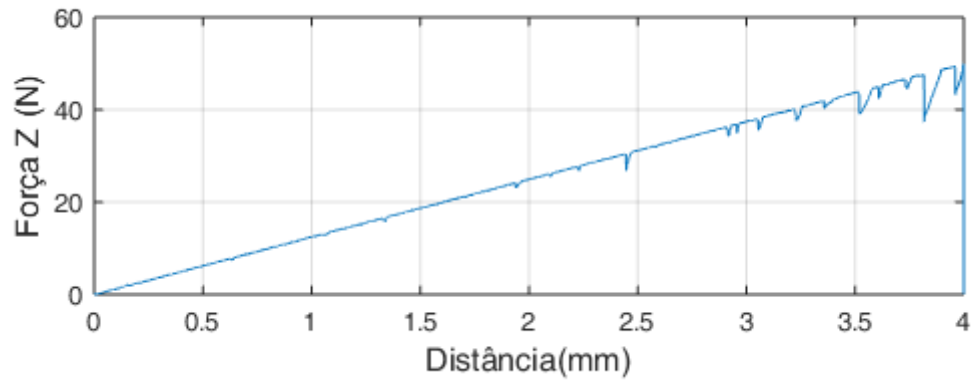


GRÁFICO B.4 - Gráfico da força z *versus* distância para para o teste de riscamento (*scratch test*) do revestimento multicamadas.

APÊNDICE C

TABELA C.1

Resultados para as medições de força de corte

Teste	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	Força de corte (N) - Testes	Força de corte (N) - Réplica
1	Sem revestimento	125	0,1	126,50	140,95
2	Sem revestimento	125	0,2	353,48	352,81
3	Sem revestimento	125	0,3	499,69	474,54
4	Sem revestimento	175	0,1	109,09	165,36
5	Sem revestimento	175	0,2	347,27	336,46
6	Sem revestimento	175	0,3	484,86	508,22
7	Sem revestimento	225	0,1	145,95	96,60
8	Sem revestimento	225	0,2	372,18	302,98
9	Sem revestimento	225	0,3	498,97	492,68
10	Sem revestimento	275	0,1	118,15	103,74
11	Sem revestimento	275	0,2	338,06	326,79
12	Sem revestimento	275	0,3	493,43	478,78
13	Óxido de Alumínio	125	0,1	135,46	152,02
14	Óxido de Alumínio	125	0,2	404,81	331,30
15	Óxido de Alumínio	125	0,3	520,92	481,44
16	Óxido de Alumínio	175	0,1	112,45	149,95
17	Óxido de Alumínio	175	0,2	341,43	327,68
18	Óxido de Alumínio	175	0,3	491,98	487,77
19	Óxido de Alumínio	225	0,1	108,22	134,21
20	Óxido de Alumínio	225	0,2	333,94	322,76
21	Óxido de Alumínio	225	0,3	487,27	485,39
22	Óxido de Alumínio	275	0,1	121,13	95,91
23	Óxido de Alumínio	275	0,2	322,25	308,87
24	Óxido de Alumínio	275	0,3	511,39	452,57
25	Multicamadas	125	0,1	157,30	126,73
26	Multicamadas	125	0,2	360,82	336,75
27	Multicamadas	125	0,3	502,31	482,00
28	Multicamadas	175	0,1	109,44	129,72
29	Multicamadas	175	0,2	276,90	320,82
30	Multicamadas	175	0,3	451,72	492,45
31	Multicamadas	225	0,1	89,12	140,17
32	Multicamadas	225	0,2	288,53	299,60
33	Multicamadas	225	0,3	458,90	457,99
34	Multicamadas	275	0,1	86,34	110,46
35	Multicamadas	275	0,2	263,44	314,25
36	Multicamadas	275	0,3	437,74	471,13

APÊNDICE D

TABELA D.1
Resultados para as medições de R_a

Teste	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	Ra (μm) - Testes	Ra (μm) - Réplica
1	Sem revestimento	125	0,1	2,29	1,85
2	Sem revestimento	125	0,2	3,31	2,71
3	Sem revestimento	125	0,3	4,37	4,76
4	Sem revestimento	175	0,1	1,90	1,57
5	Sem revestimento	175	0,2	2,79	2,43
6	Sem revestimento	175	0,3	4,15	3,71
7	Sem revestimento	225	0,1	1,30	2,51
8	Sem revestimento	225	0,2	2,13	1,88
9	Sem revestimento	225	0,3	3,18	2,51
10	Sem revestimento	275	0,1	1,26	2,03
11	Sem revestimento	275	0,2	1,58	1,83
12	Sem revestimento	275	0,3	2,76	2,93
13	Óxido de Alumínio	125	0,1	2,44	1,99
14	Óxido de Alumínio	125	0,2	3,24	3,16
15	Óxido de Alumínio	125	0,3	4,87	4,52
16	Óxido de Alumínio	175	0,1	1,53	1,71
17	Óxido de Alumínio	175	0,2	2,50	2,10
18	Óxido de Alumínio	175	0,3	3,91	3,49
19	Óxido de Alumínio	225	0,1	1,29	1,21
20	Óxido de Alumínio	225	0,2	1,92	2,22
21	Óxido de Alumínio	225	0,3	2,82	3,17
22	Óxido de Alumínio	275	0,1	0,85	1,17
23	Óxido de Alumínio	275	0,2	1,50	1,71
24	Óxido de Alumínio	275	0,3	2,72	2,44
25	Multicamadas	125	0,1	1,91	2,04
26	Multicamadas	125	0,2	3,02	3,21
27	Multicamadas	125	0,3	4,08	4,50
28	Multicamadas	175	0,1	1,41	1,65
29	Multicamadas	175	0,2	2,30	2,44
30	Multicamadas	175	0,3	3,34	3,87
31	Multicamadas	225	0,1	2,29	1,28
32	Multicamadas	225	0,2	2,24	1,97
33	Multicamadas	225	0,3	3,48	3,23
34	Multicamadas	275	0,1	1,41	0,99
35	Multicamadas	275	0,2	1,85	1,81
36	Multicamadas	275	0,3	3,04	2,21

APÊNDICE E

TABELA E.1

Resultados para as medições de R_z

Teste	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	R_z (μm) - Testes	R_z (μm) - Réplica
1	Sem revestimento	125	0,1	14,57	11,10
2	Sem revestimento	125	0,2	17,20	15,30
3	Sem revestimento	125	0,3	22,83	24,23
4	Sem revestimento	175	0,1	12,13	9,50
5	Sem revestimento	175	0,2	15,43	14,50
6	Sem revestimento	175	0,3	19,93	18,73
7	Sem revestimento	225	0,1	8,27	15,70
8	Sem revestimento	225	0,2	13,63	9,87
9	Sem revestimento	225	0,3	16,97	14,07
10	Sem revestimento	275	0,1	8,17	12,20
11	Sem revestimento	275	0,2	9,93	11,40
12	Sem revestimento	275	0,3	16,23	15,67
13	Óxido de Alumínio	125	0,1	15,57	11,87
14	Óxido de Alumínio	125	0,2	17,87	18,27
15	Óxido de Alumínio	125	0,3	26,63	23,13
16	Óxido de Alumínio	175	0,1	9,70	10,97
17	Óxido de Alumínio	175	0,2	14,37	12,43
18	Óxido de Alumínio	175	0,3	19,27	19,20
19	Óxido de Alumínio	225	0,1	7,93	7,30
20	Óxido de Alumínio	225	0,2	11,60	12,60
21	Óxido de Alumínio	225	0,3	14,60	16,83
22	Óxido de Alumínio	275	0,1	6,13	7,40
23	Óxido de Alumínio	275	0,2	8,73	11,10
24	Óxido de Alumínio	275	0,3	14,60	13,13
25	Multicamadas	125	0,1	11,53	13,63
26	Multicamadas	125	0,2	16,77	16,47
27	Multicamadas	125	0,3	20,10	22,30
28	Multicamadas	175	0,1	8,77	9,17
29	Multicamadas	175	0,2	13,70	13,83
30	Multicamadas	175	0,3	17,23	19,67
31	Multicamadas	225	0,1	14,90	7,50
32	Multicamadas	225	0,2	13,43	11,43
33	Multicamadas	225	0,3	17,37	16,20
34	Multicamadas	275	0,1	8,57	6,40
35	Multicamadas	275	0,2	10,90	11,23
36	Multicamadas	275	0,3	15,73	12,07

APÊNDICE F

TABELA F.1
Resultados para as medições de R_t

Teste	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	R_t (μm) - Testes	R_t (μm) - Réplica
1	Sem revestimento	125	0,1	24,13	14,43
2	Sem revestimento	125	0,2	21,73	19,13
3	Sem revestimento	125	0,3	27,40	32,47
4	Sem revestimento	175	0,1	15,87	14,43
5	Sem revestimento	175	0,2	19,30	19,97
6	Sem revestimento	175	0,3	25,07	22,60
7	Sem revestimento	225	0,1	11,37	21,23
8	Sem revestimento	225	0,2	18,50	12,23
9	Sem revestimento	225	0,3	22,17	19,20
10	Sem revestimento	275	0,1	10,63	17,30
11	Sem revestimento	275	0,2	13,67	14,00
12	Sem revestimento	275	0,3	20,93	19,57
13	Óxido de Alumínio	125	0,1	20,47	14,63
14	Óxido de Alumínio	125	0,2	23,20	25,63
15	Óxido de Alumínio	125	0,3	34,03	29,13
16	Óxido de Alumínio	175	0,1	13,47	15,73
17	Óxido de Alumínio	175	0,2	19,47	16,27
18	Óxido de Alumínio	175	0,3	25,90	25,43
19	Óxido de Alumínio	225	0,1	9,90	9,97
20	Óxido de Alumínio	225	0,2	14,97	16,87
21	Óxido de Alumínio	225	0,3	17,40	21,23
22	Óxido de Alumínio	275	0,1	9,53	10,30
23	Óxido de Alumínio	275	0,2	10,63	15,80
24	Óxido de Alumínio	275	0,3	14,97	15,50
25	Multicamadas	125	0,1	16,00	21,97
26	Multicamadas	125	0,2	20,57	21,97
27	Multicamadas	125	0,3	25,97	26,80
28	Multicamadas	175	0,1	11,87	11,27
29	Multicamadas	175	0,2	18,63	16,73
30	Multicamadas	175	0,3	22,00	23,27
31	Multicamadas	225	0,1	20,50	9,73
32	Multicamadas	225	0,2	16,27	14,03
33	Multicamadas	225	0,3	22,27	21,17
34	Multicamadas	275	0,1	11,10	9,00
35	Multicamadas	275	0,2	14,30	16,47
36	Multicamadas	275	0,3	18,60	14,63

APÊNDICE G

TABELA G.1

Resultados para as medições de temperatura do cavaco

Teste	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	Temperatura de corte (°C) - Testes	Temperatura de corte (°C) - Réplica
1	Sem revestimento	125	0,1	344,6	392,4
2	Sem revestimento	125	0,2	418,5	395,8
3	Sem revestimento	125	0,3	438,7	443,4
4	Sem revestimento	175	0,1	412,8	429,3
5	Sem revestimento	175	0,2	431,5	441,8
6	Sem revestimento	175	0,3	445,1	454,6
7	Sem revestimento	225	0,1	433,8	418,5
8	Sem revestimento	225	0,2	452,0	453,9
9	Sem revestimento	225	0,3	455,6	457,1
10	Sem revestimento	275	0,1	441,5	419,1
11	Sem revestimento	275	0,2	450,7	455,0
12	Sem revestimento	275	0,3	466,9	458,2
13	Óxido de Alumínio	125	0,1	340,7	387,7
14	Óxido de Alumínio	125	0,2	436,5	428,5
15	Óxido de Alumínio	125	0,3	445,9	445,7
16	Óxido de Alumínio	175	0,1	380,8	423,1
17	Óxido de Alumínio	175	0,2	422,2	436,0
18	Óxido de Alumínio	175	0,3	439,9	446,5
19	Óxido de Alumínio	225	0,1	434,6	439,1
20	Óxido de Alumínio	225	0,2	440,9	438,3
21	Óxido de Alumínio	225	0,3	447,4	447,7
22	Óxido de Alumínio	275	0,1	431,3	439,1
23	Óxido de Alumínio	275	0,2	441,9	438,9
24	Óxido de Alumínio	275	0,3	451,0	448,4
25	Multicamadas	125	0,1	389,8	330,4
26	Multicamadas	125	0,2	429,1	422,0
27	Multicamadas	125	0,3	437,8	440,2
28	Multicamadas	175	0,1	439,7	371,1
29	Multicamadas	175	0,2	444,4	424,1
30	Multicamadas	175	0,3	456,6	443,0
31	Multicamadas	225	0,1	395,6	431,0
32	Multicamadas	225	0,2	434,4	441,7
33	Multicamadas	225	0,3	454,4	452,8
34	Multicamadas	275	0,1	418,6	430,6
35	Multicamadas	275	0,2	443,9	442,2
36	Multicamadas	275	0,3	451,7	453,5

TABELA G.2

Resultados para os resíduos da temperatura do cavaco após a transformada

Teste	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	Temperatura do cavaco (°C) - Testes	Temperatura do cavaco (°C) - Réplica
1	Sem revestimento	125	0,1	-0,53159	0,53159
2	Sem revestimento	125	0,2	0,84968	-0,84968
3	Sem revestimento	125	0,3	-0,48267	0,48267
4	Sem revestimento	175	0,1	-0,94621	0,94621
5	Sem revestimento	175	0,2	-0,93734	0,93734
6	Sem revestimento	175	0,3	-1,28200	1,28200
7	Sem revestimento	225	0,1	1,01912	-1,01912
8	Sem revestimento	225	0,2	-0,28253	0,28253
9	Sem revestimento	225	0,3	-0,22803	0,22803
10	Sem revestimento	275	0,1	1,71062	-1,71062
11	Sem revestimento	275	0,2	-0,62265	0,62265
12	Sem revestimento	275	0,3	1,68777	-1,68777
13	Óxido de Alumínio	125	0,1	-0,44902	0,44902
14	Óxido de Alumínio	125	0,2	0,64463	-0,64463
15	Óxido de Alumínio	125	0,3	0,02585	-0,02585
16	Óxido de Alumínio	175	0,1	-1,40921	1,40921
17	Óxido de Alumínio	175	0,2	-1,00923	1,00923
18	Óxido de Alumínio	175	0,3	-0,73952	0,73952
19	Óxido de Alumínio	225	0,1	-0,41671	0,41671
20	Óxido de Alumínio	225	0,2	0,25334	-0,25334
21	Óxido de Alumínio	225	0,3	-0,02838	0,02838
22	Óxido de Alumínio	275	0,1	-0,68231	0,68231
23	Óxido de Alumínio	275	0,2	0,30421	-0,30421
24	Óxido de Alumínio	275	0,3	0,35478	-0,35478
25	Multicamadas	125	0,1	0,52277	-0,52277
26	Multicamadas	125	0,2	0,46814	-0,46814
27	Multicamadas	125	0,3	-0,23458	0,23458
28	Multicamadas	175	0,1	2,83777	-2,83777
29	Multicamadas	175	0,2	1,74875	-1,74875
30	Multicamadas	175	0,3	1,82265	-1,82265
31	Multicamadas	225	0,1	-1,64768	1,64768
32	Multicamadas	225	0,2	-0,69480	0,69480
33	Multicamadas	225	0,3	0,24968	-0,24968
34	Multicamadas	275	0,1	-0,76420	0,76420
35	Multicamadas	275	0,2	0,17983	-0,17983
36	Multicamadas	275	0,3	-0,25212	0,25212

APÊNDICE H - R_z (Altura Máxima do Perfil)

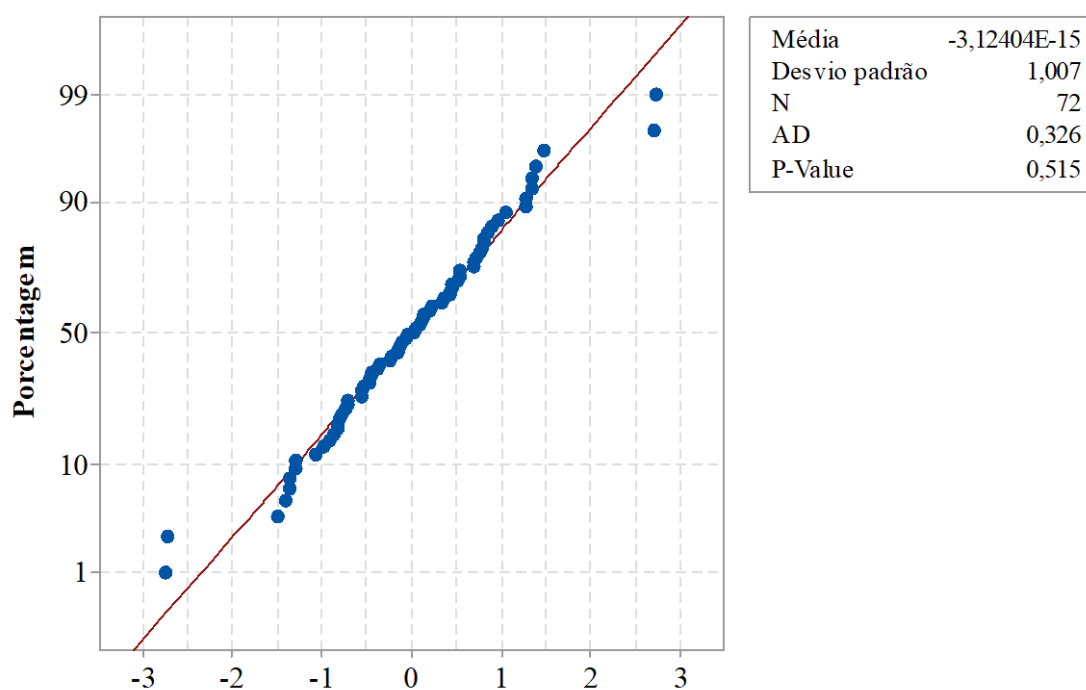


GRÁFICO H.1 - Probabilidade normal dos resíduos de R_z .

TABELA H.1

Análise de Variância para R_z

Fonte de variação	Graus de liberdade	Soma dos quadrados ajustada	Média quadrática ajustada	F-Valor	p-Valor	Contribuição
Modelo	35	1290,62	36,875	10,04	0,000	
Linear	7	1188,64	169,806	46,24	0,000	
Ferramenta	2	8,62	4,310	1,17	0,321	
v_c	3	433,44	144,480	39,34	<u>0,000</u>	30,46%
f	2	746,58	373,291	101,64	<u>0,000</u>	52,47%
Interação de 2ª ordem	16	83,88	5,242	1,43	0,184	
Ferramenta* v_c	6	32,76	5,460	1,49	0,210	
Ferramenta* f	4	10,86	2,716	0,74	0,571	
v_c * f	6	40,25	6,708	1,83	0,121	
Interação de 3ª ordem	12	18,10	1,509	0,41	0,950	
Ferramenta* v_c * f	12	18,10	1,509	0,41	0,950	
Erro	36	132,21	3,673			
Total	71	1422,84				
Resumo do modelo						
S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)			
1,91640	90,71%	81,67%	62,83%			

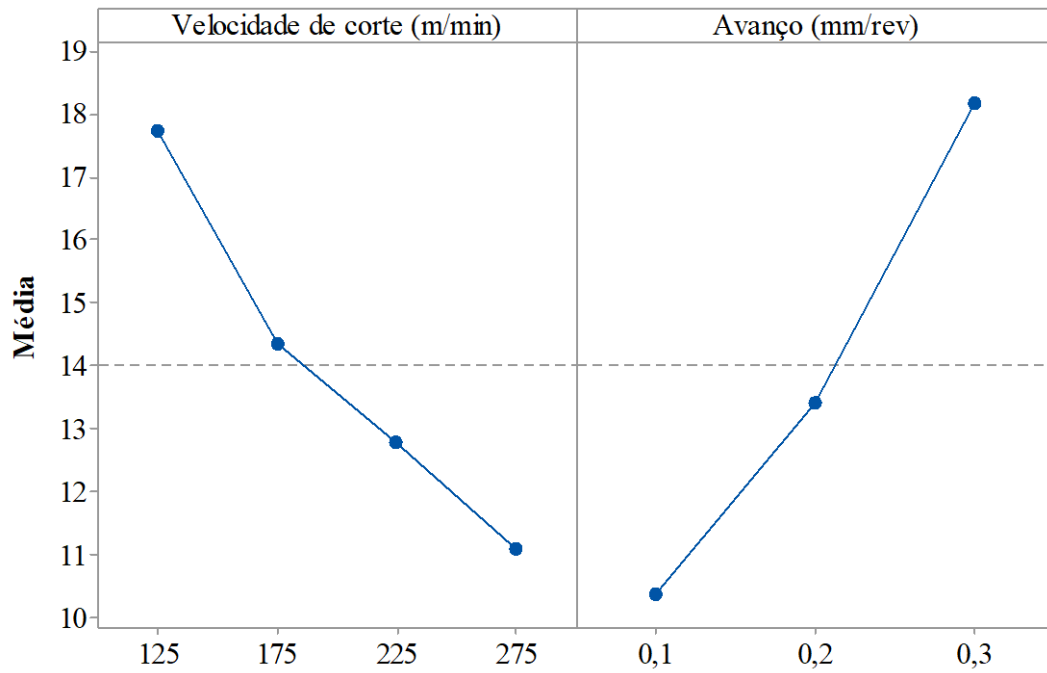


GRÁFICO H.2 - Influência da velocidade de corte e avanço sobre R_z .

APÊNDICE I - R_t (Altura Total do Perfil)

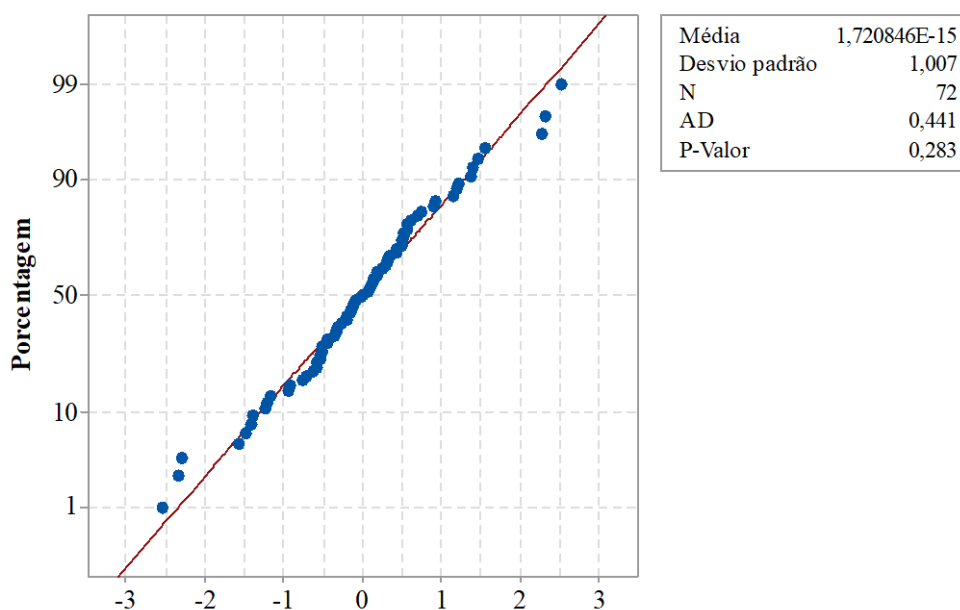


GRÁFICO I.1 - Probabilidade normal dos resíduos de R_t .

TABELA I.1

Análise de Variância para R_t

Fonte de variação	Graus de liberdade	Soma dos quadrados ajustada	Média quadrática ajustada	F-Valor	p-Valor	Contribuição
Modelo	35	1917,75	54,793	6,13	0,000	
Linear	7	1699,84	242,834	27,18	0,000	
Ferramenta	2	24,88	12,438	1,39	0,262	
v_c	3	798,89	266,295	29,81	<u>0,000</u>	35,67%
f	2	876,08	438,038	49,04	<u>0,000</u>	39,12%
Interação de 2ª ordem	16	155,80	9,737	1,09	0,399	
Ferramenta* v_c	6	63,64	10,607	1,19	0,335	
Ferramenta* f	4	32,87	8,216	0,92	0,463	
v_c * f	6	59,29	9,882	1,11	0,378	
Interação de 3ª ordem	12	62,12	5,177	0,58	0,844	
Ferramenta* v_c * f	12	62,12	5,177	0,58	0,844	
Erro	36	321,58	8,933			
Total	71	2239,34				
Resumo do modelo						
S	R-sq	R-sq(adj)	R-sq(pred)			
2,98880	85,64%	71,68%	42,56%			

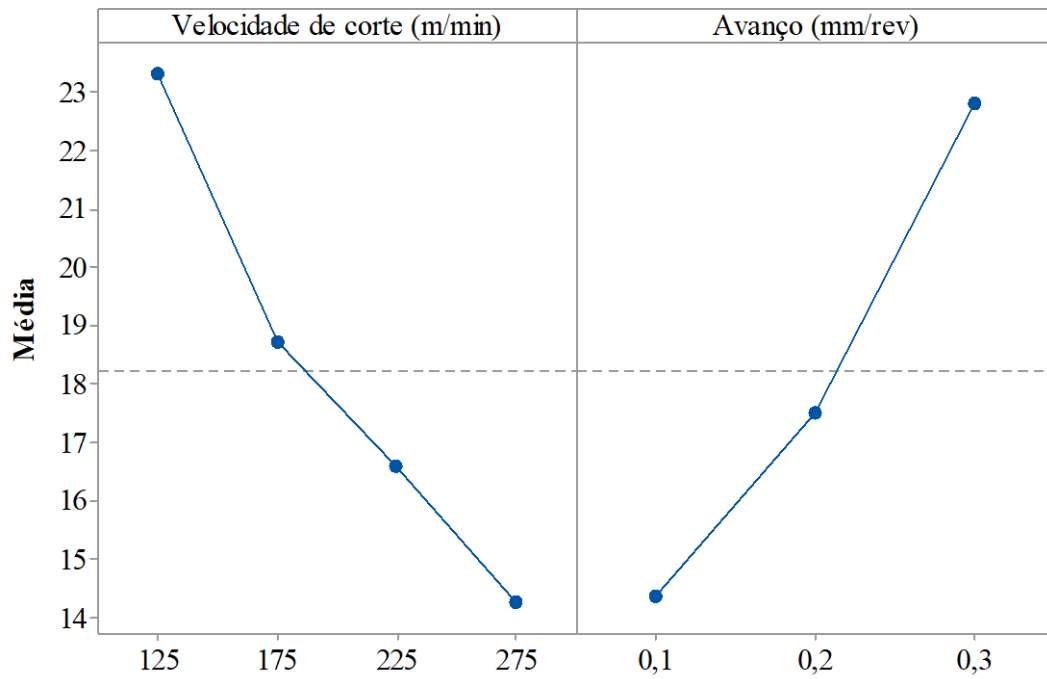


GRÁFICO I.2 - Influência da velocidade de corte e avanço sobre R_r .

APÊNDICE J – Temperatura por MEF

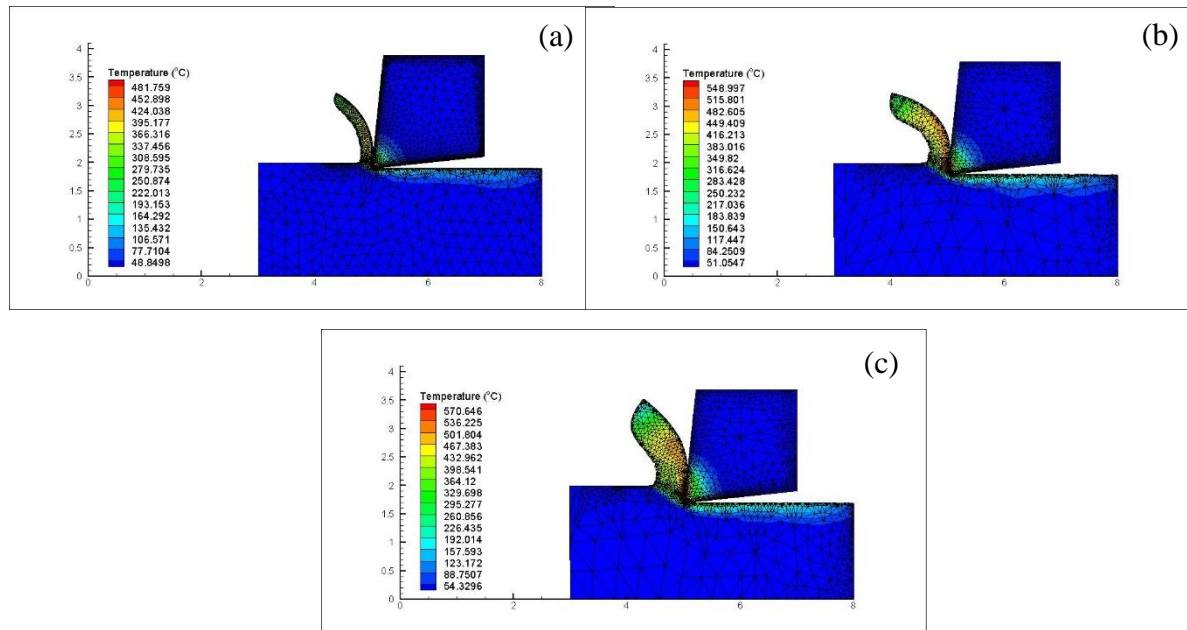


FIGURA J.1 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

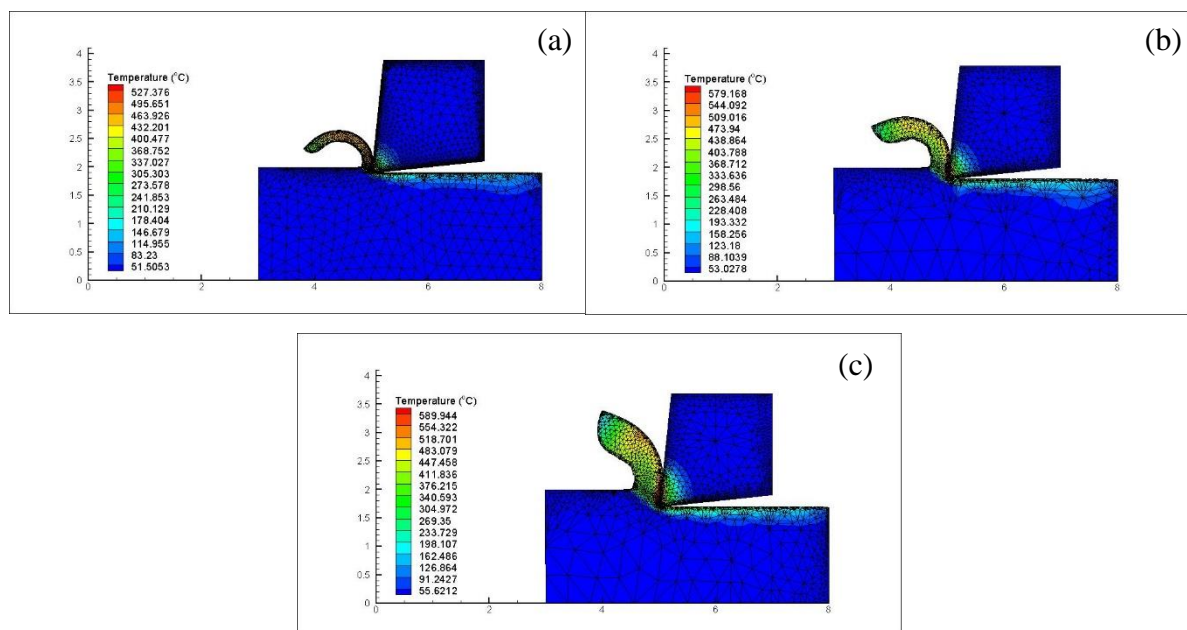


FIGURA J.2 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

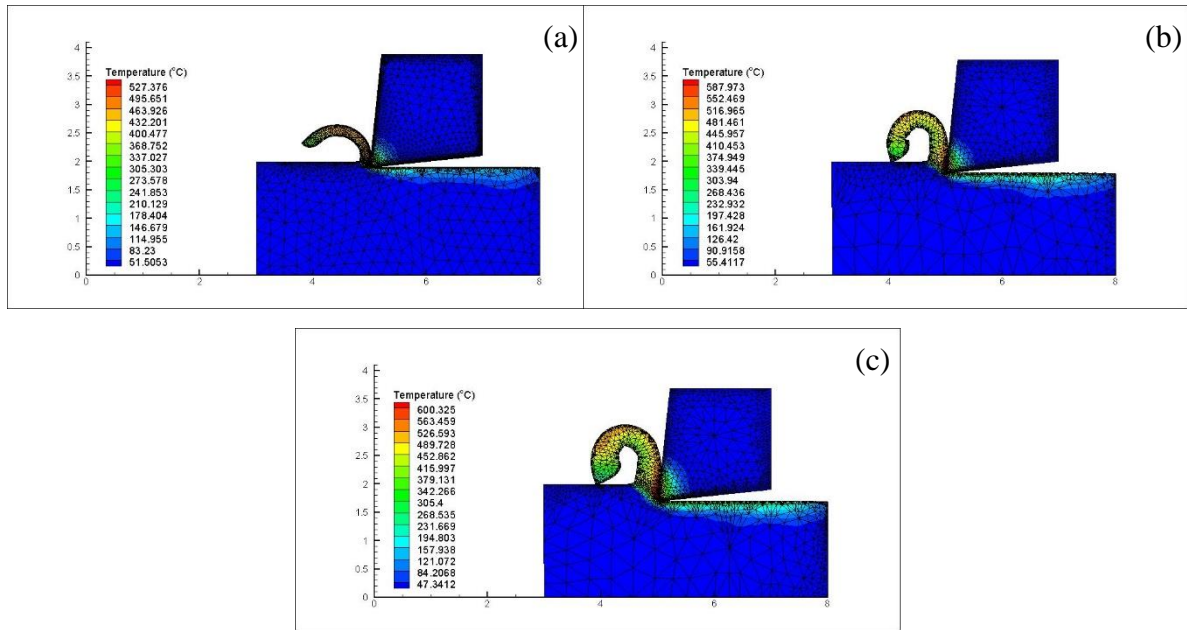


FIGURA J.3 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

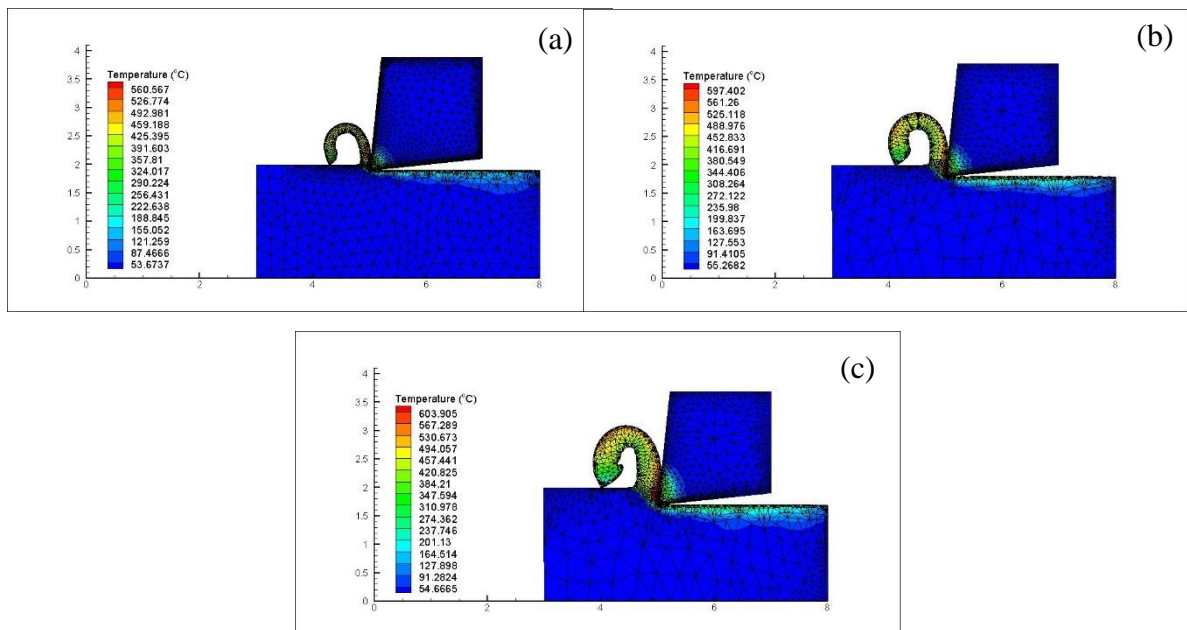


FIGURA J.4 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

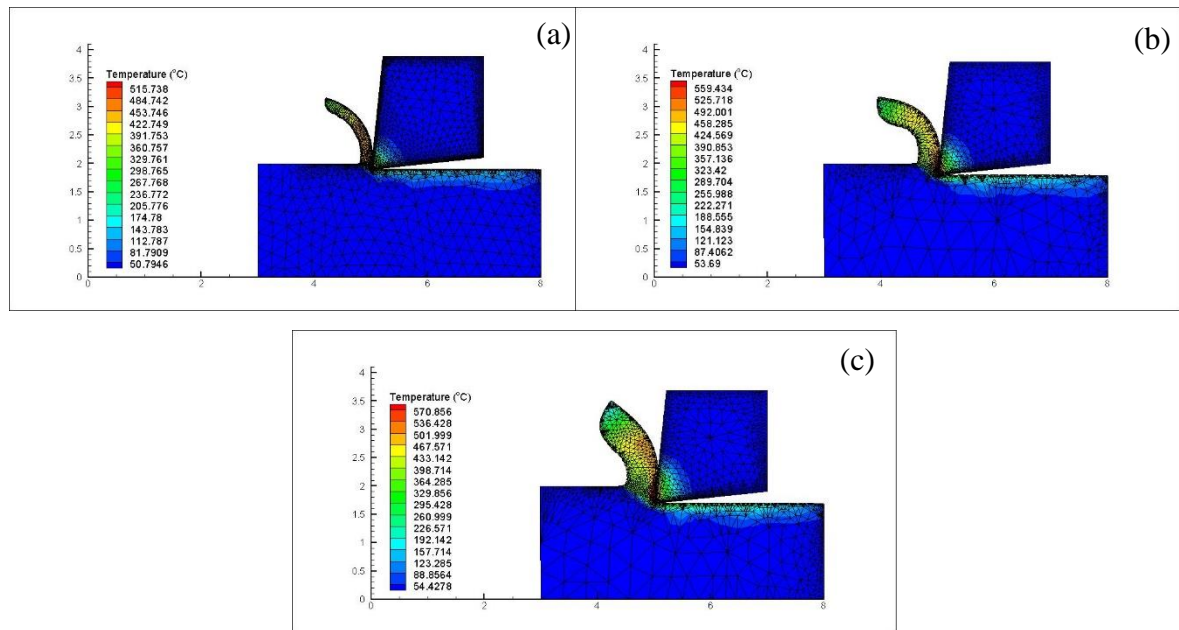


FIGURA J.5 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

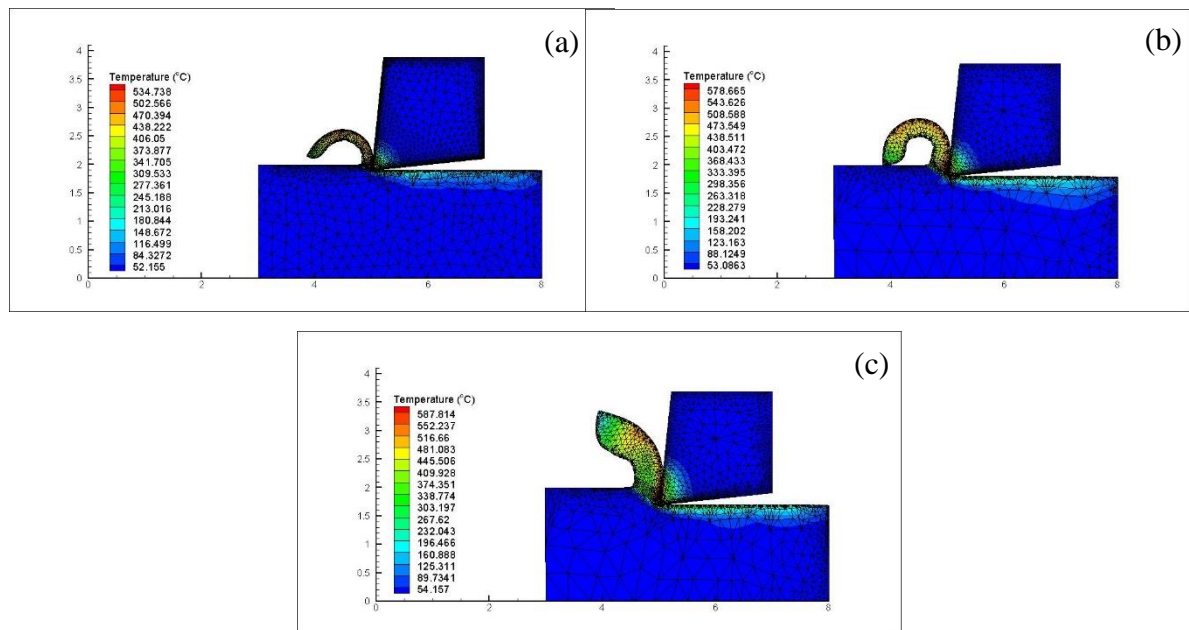


FIGURA J.6 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

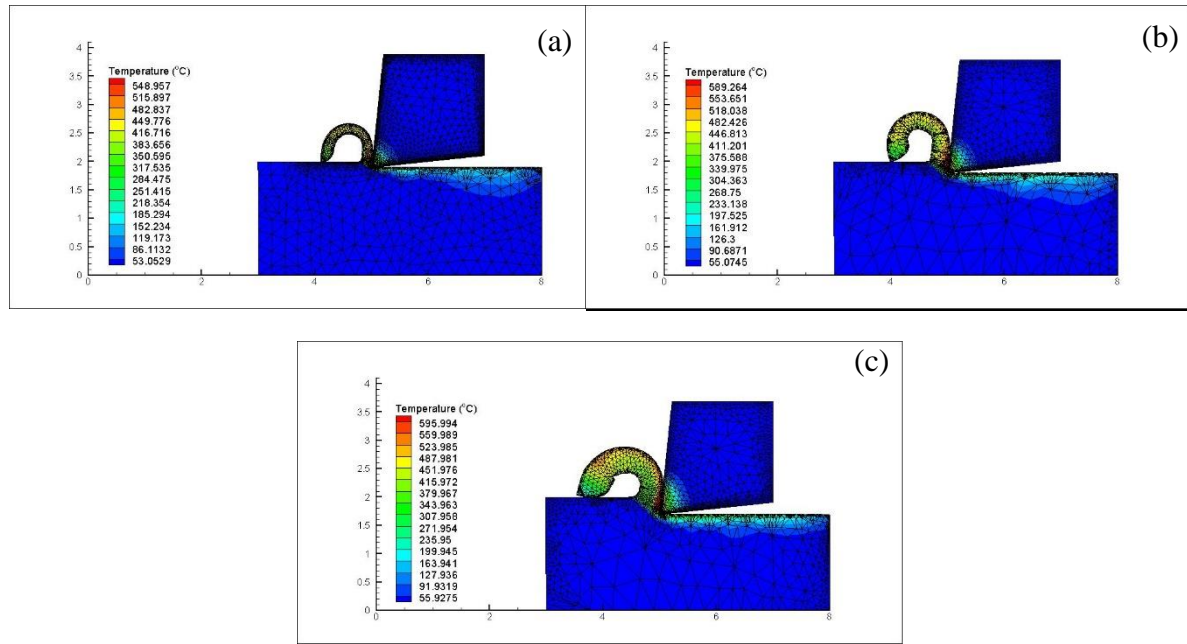


FIGURA J.7 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

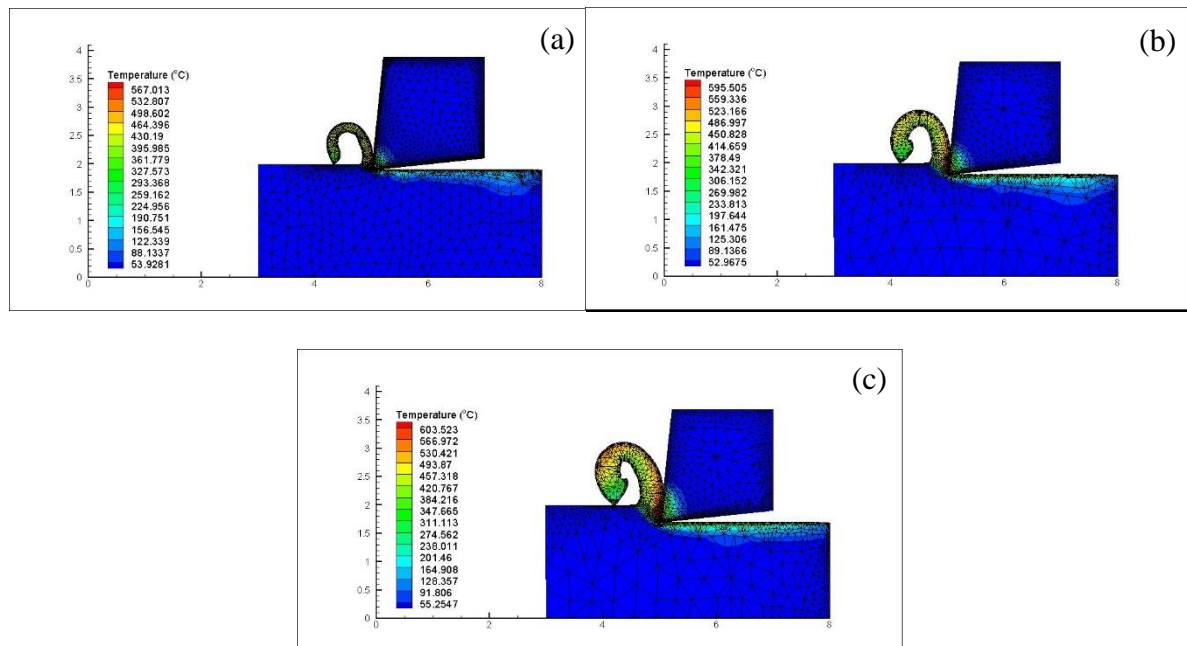


FIGURA J.8 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

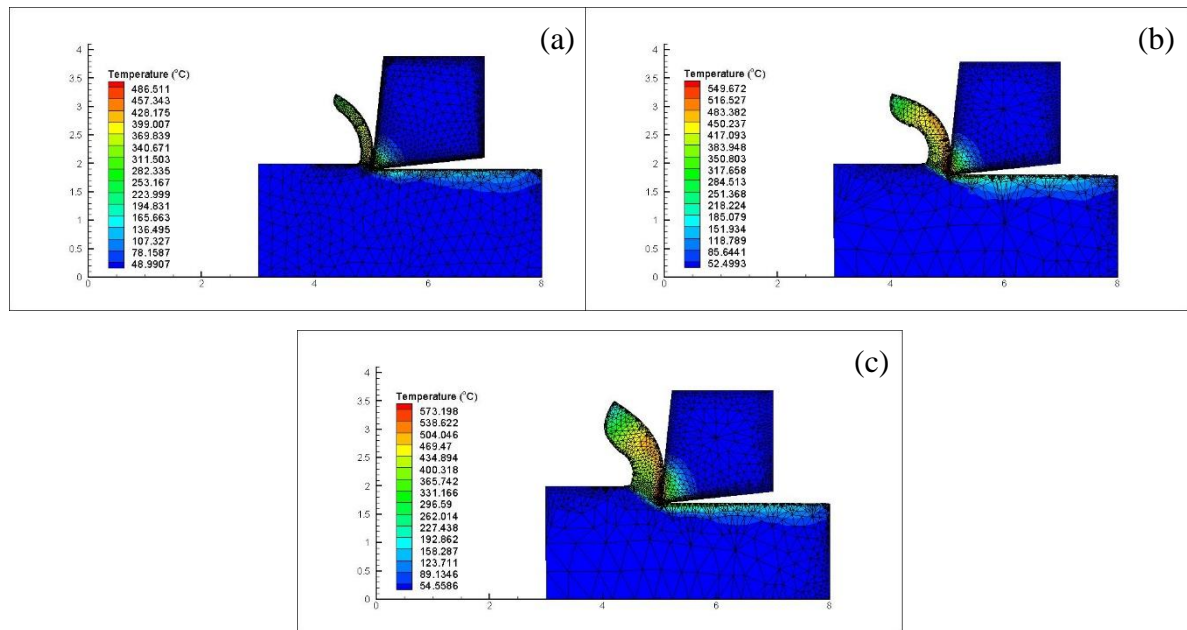


FIGURA J.9 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

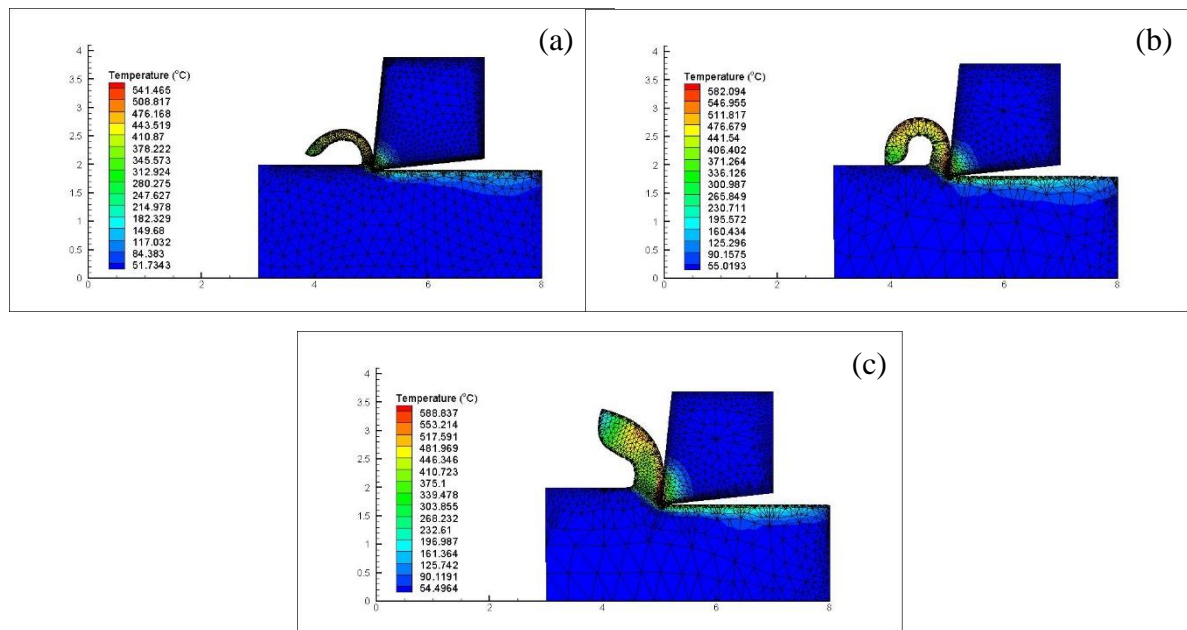


FIGURA J.10 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

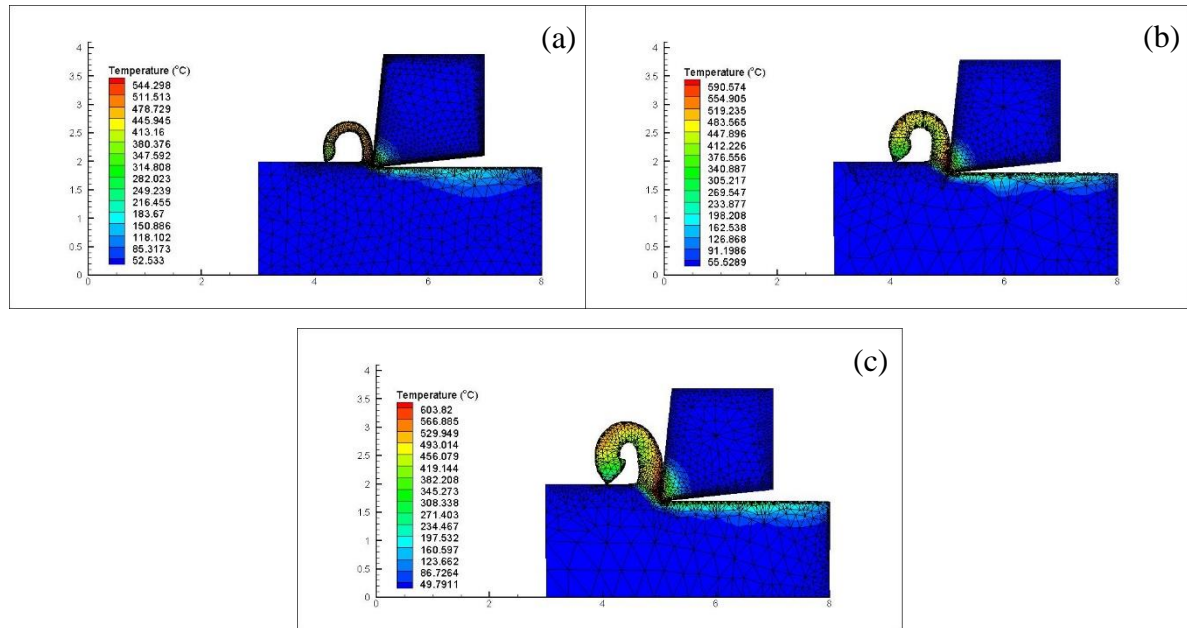


FIGURA J.11 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

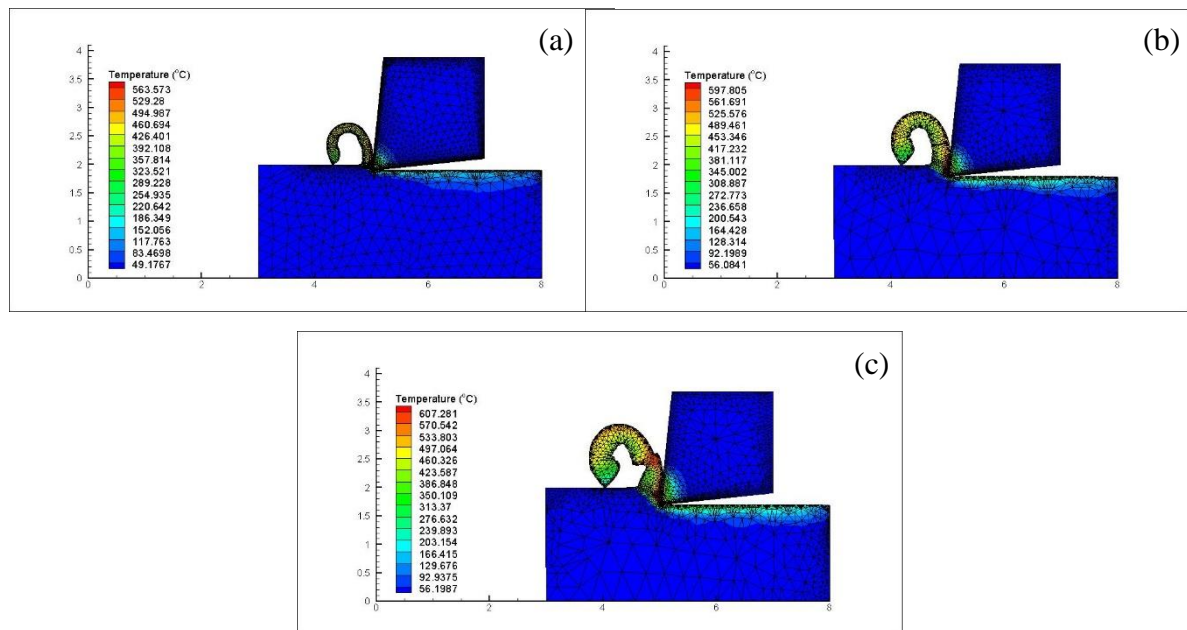


FIGURA J.12 - Simulação da temperatura no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev (a), $f = 0,2$ mm/rev (b) e $f = 0,3$ mm/rev (c).

APÊNDICE K – Força de corte por MEF

TABELA K.1

Resultados da força de corte obtida por MEF

Teste	Ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	Força de corte (N)
1	Sem revestimento	125	0,1	157,511
2	Sem revestimento	125	0,2	293,781
3	Sem revestimento	125	0,3	417,715
4	Sem revestimento	175	0,1	148,679
5	Sem revestimento	175	0,2	261,648
6	Sem revestimento	175	0,3	349,773
7	Sem revestimento	225	0,1	148,604
8	Sem revestimento	225	0,2	226,319
9	Sem revestimento	225	0,3	287,303
10	Sem revestimento	275	0,1	135,096
11	Sem revestimento	275	0,2	216,198
12	Sem revestimento	275	0,3	279,764
13	Óxido de Alumínio	125	0,1	154,504
14	Óxido de Alumínio	125	0,2	291,976
15	Óxido de Alumínio	125	0,3	414,230
16	Óxido de Alumínio	175	0,1	147,963
17	Óxido de Alumínio	175	0,2	229,146
18	Óxido de Alumínio	175	0,3	338,147
19	Óxido de Alumínio	225	0,1	138,932
20	Óxido de Alumínio	225	0,2	222,283
21	Óxido de Alumínio	225	0,3	305,111
22	Óxido de Alumínio	275	0,1	132,624
23	Óxido de Alumínio	275	0,2	214,471
24	Óxido de Alumínio	275	0,3	261,228
25	Multicamadas	125	0,1	157,546
26	Multicamadas	125	0,2	292,725
27	Multicamadas	125	0,3	413,603
28	Multicamadas	175	0,1	147,136
29	Multicamadas	175	0,2	238,413
30	Multicamadas	175	0,3	341,096
31	Multicamadas	225	0,1	139,461
32	Multicamadas	225	0,2	219,607
33	Multicamadas	225	0,3	279,794
34	Multicamadas	275	0,1	132,088
35	Multicamadas	275	0,2	215,449
36	Multicamadas	275	0,3	264,235

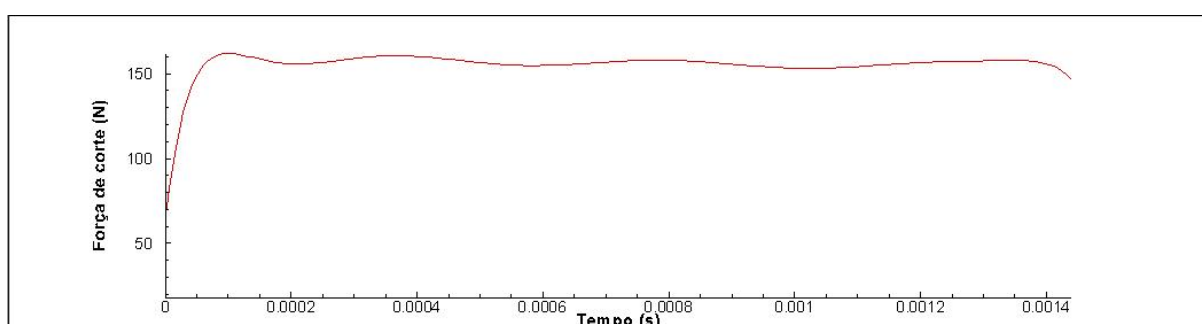


GRÁFICO K.1 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

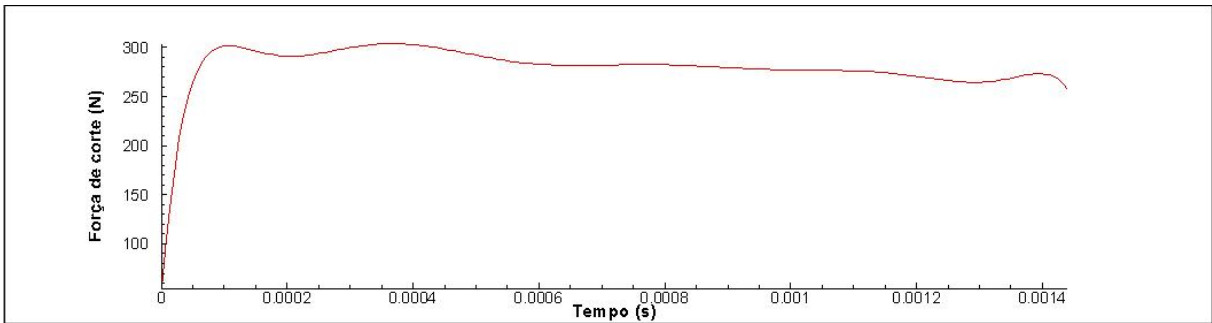


GRÁFICO K.2 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

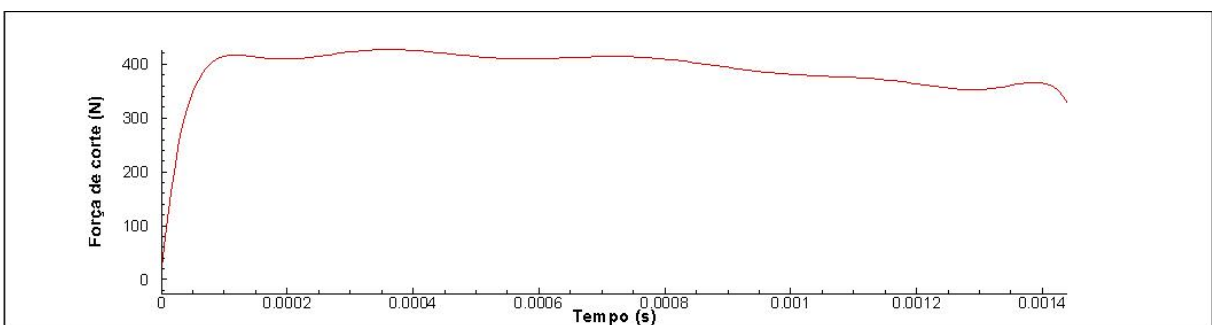


GRÁFICO K.3 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

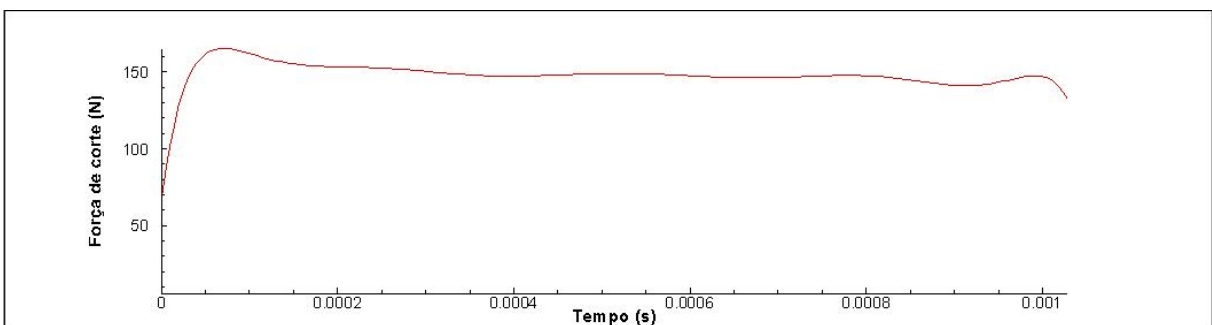


Gráfico K.4 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

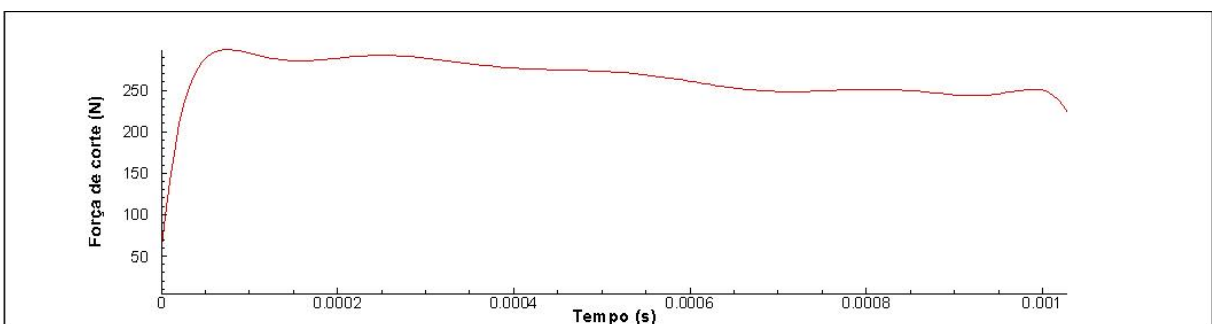


GRÁFICO K.5 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

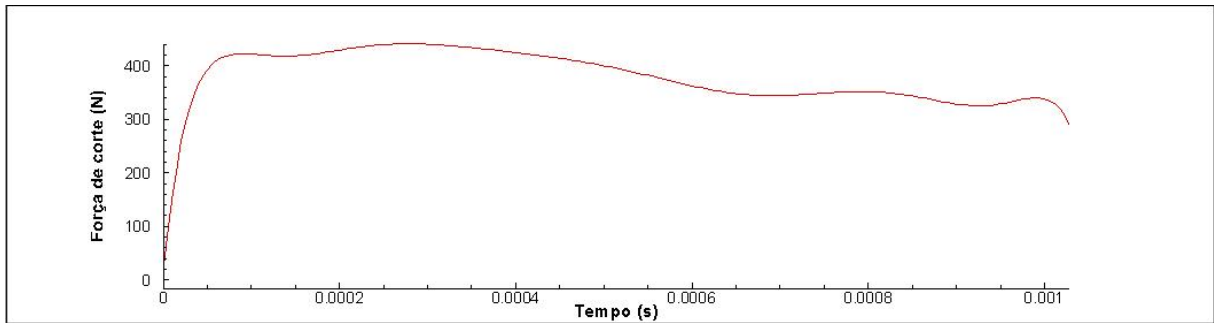


GRÁFICO K.6 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

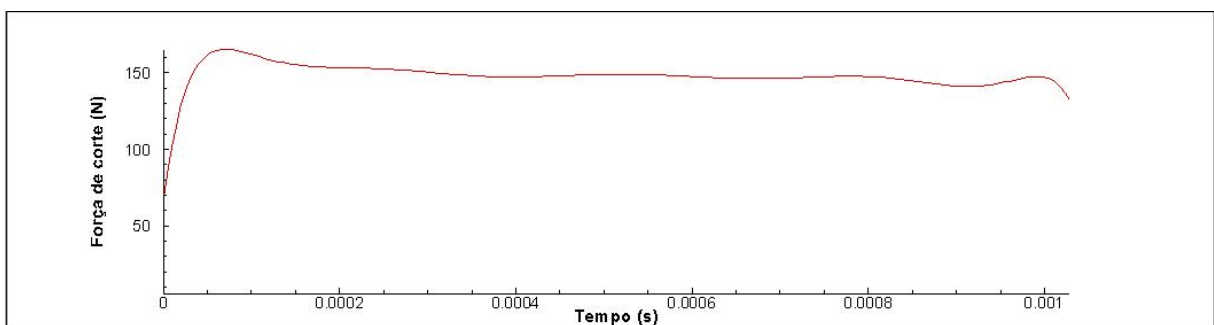


GRÁFICO K.7 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

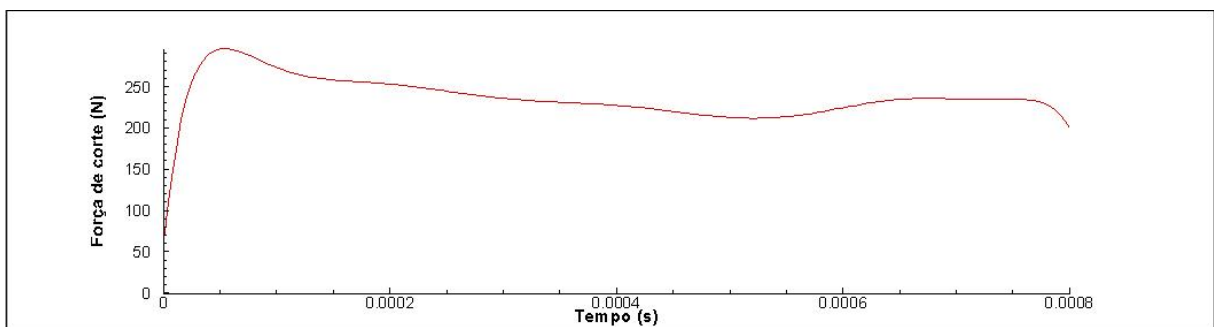


GRÁFICO K.8 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

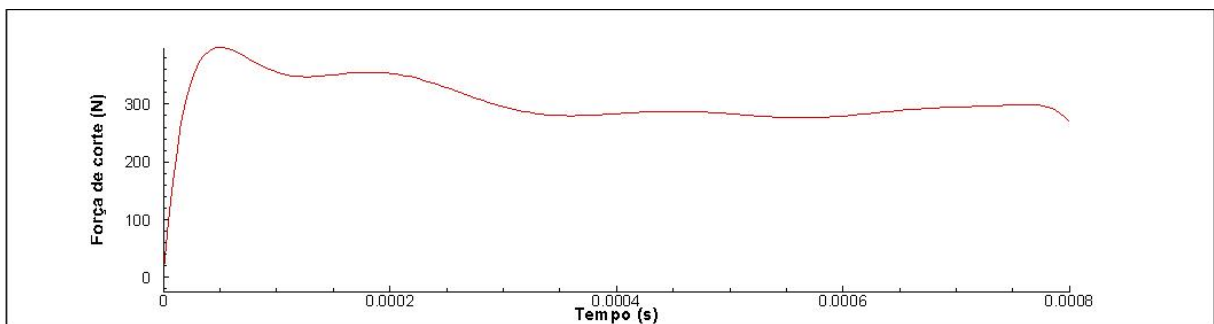


GRÁFICO K.9 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

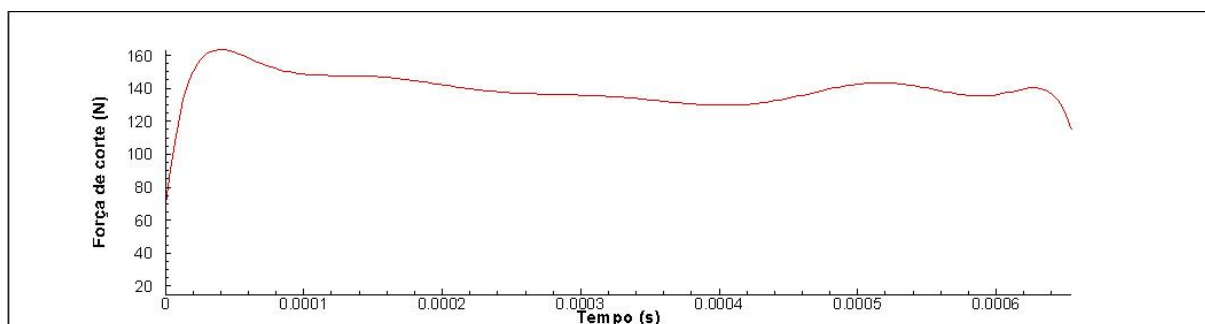


GRÁFICO K.10 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

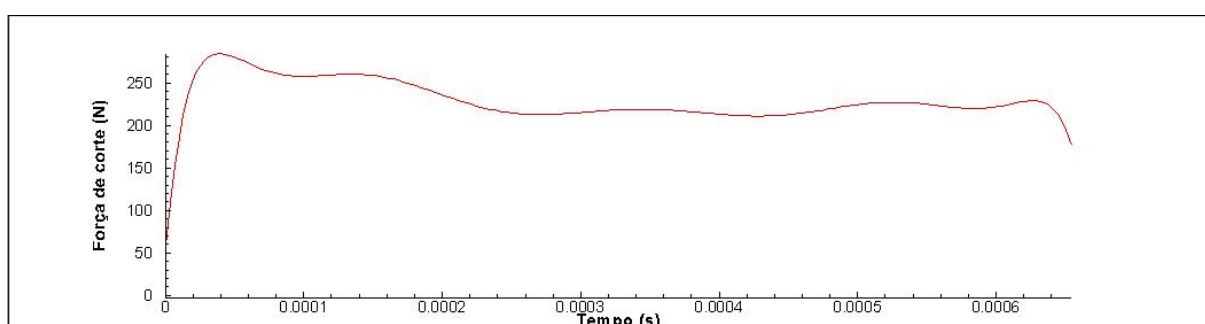


GRÁFICO K.11 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

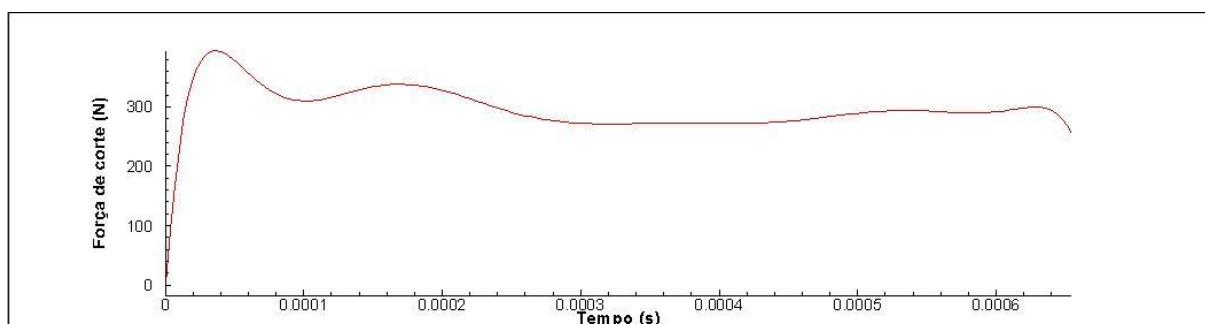


GRÁFICO K.12 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta sem revestimento para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

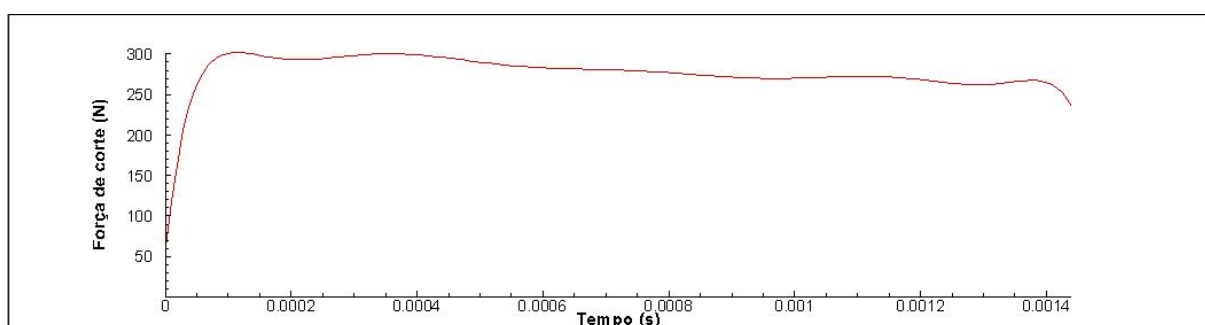


GRÁFICO K.13 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

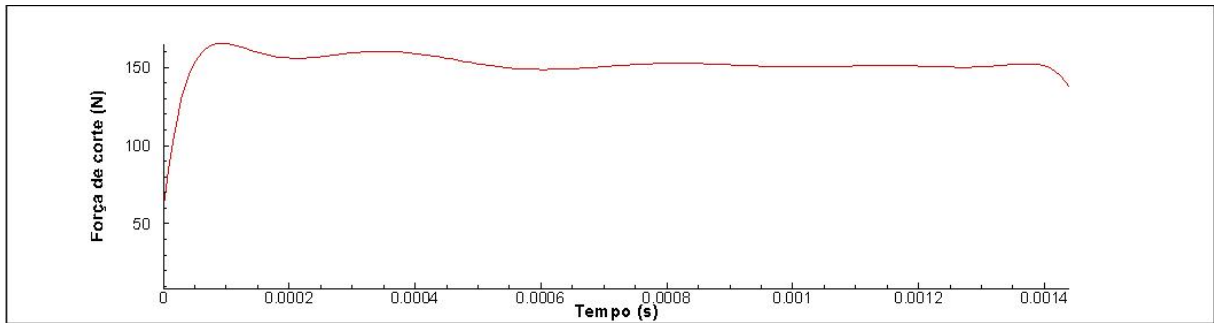


GRÁFICO K.14 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

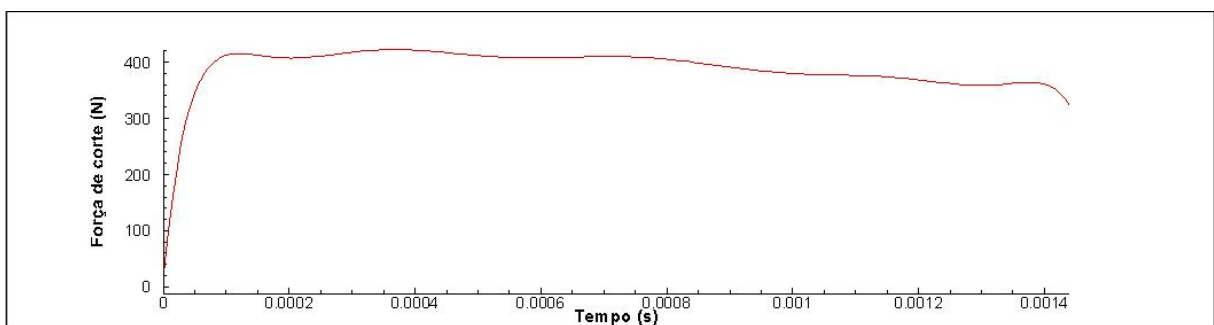


GRÁFICO K.15 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

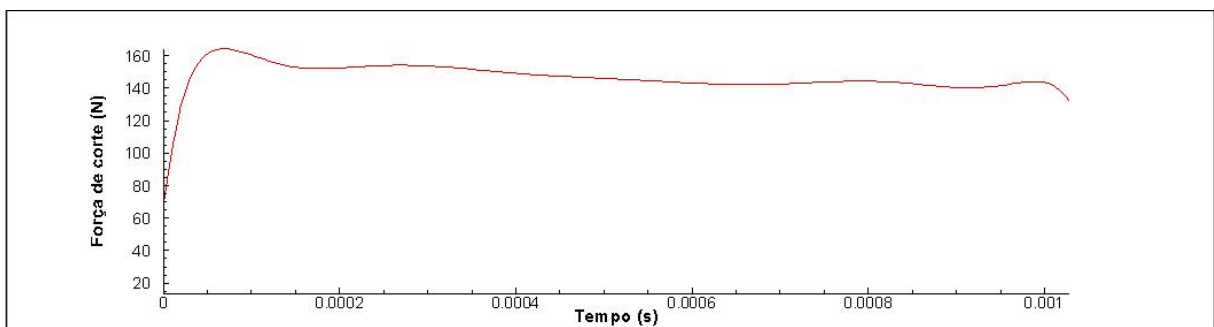


GRÁFICO K.16 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

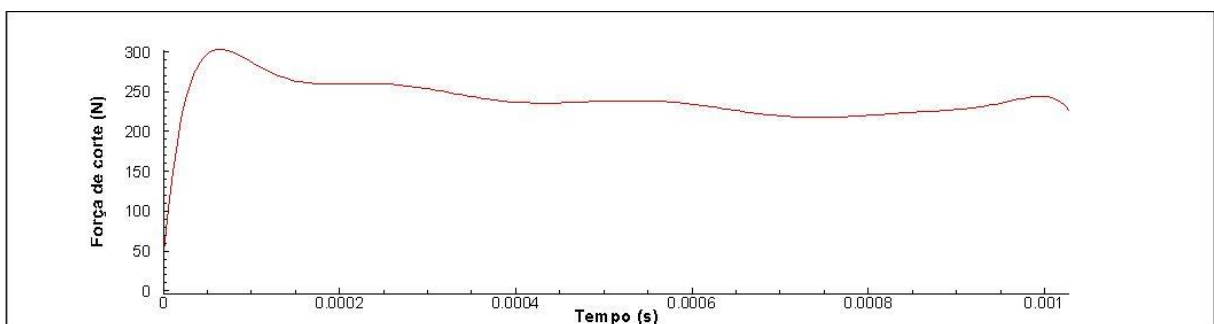


GRÁFICO K.17 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

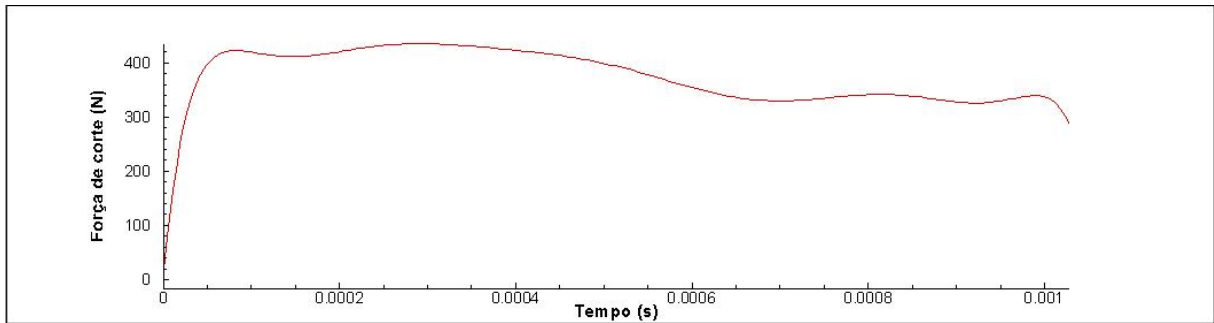


GRÁFICO K.18 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

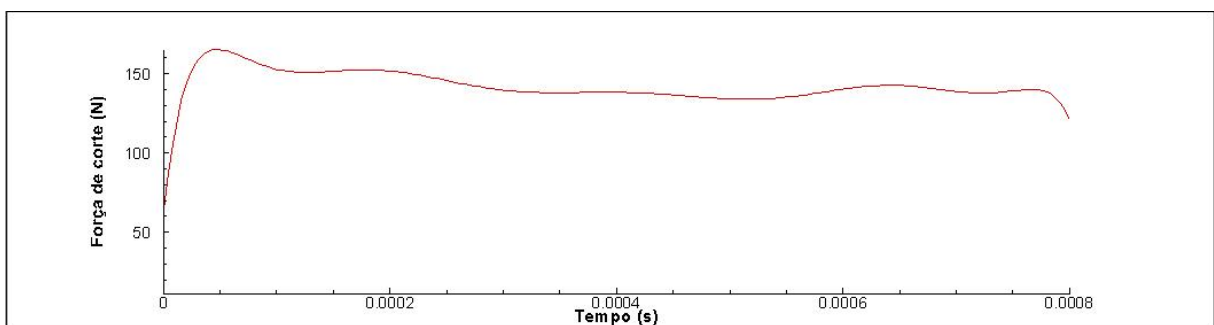


GRÁFICO K.19 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

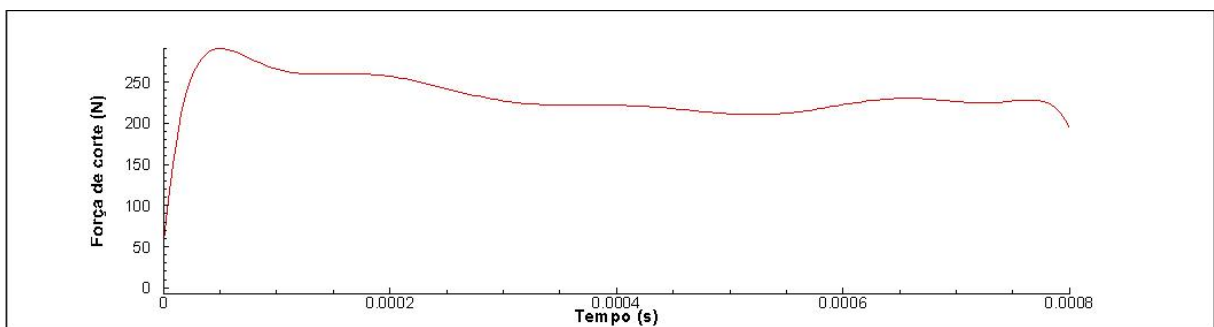


GRÁFICO K.20 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

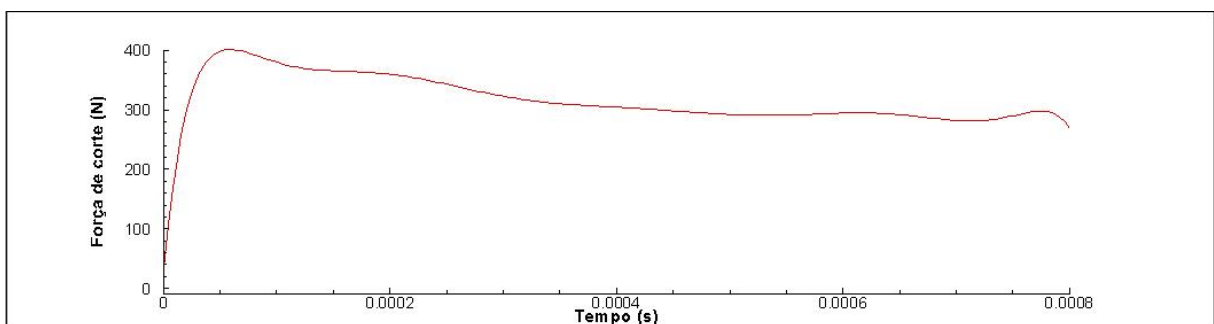


GRÁFICO K.21 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

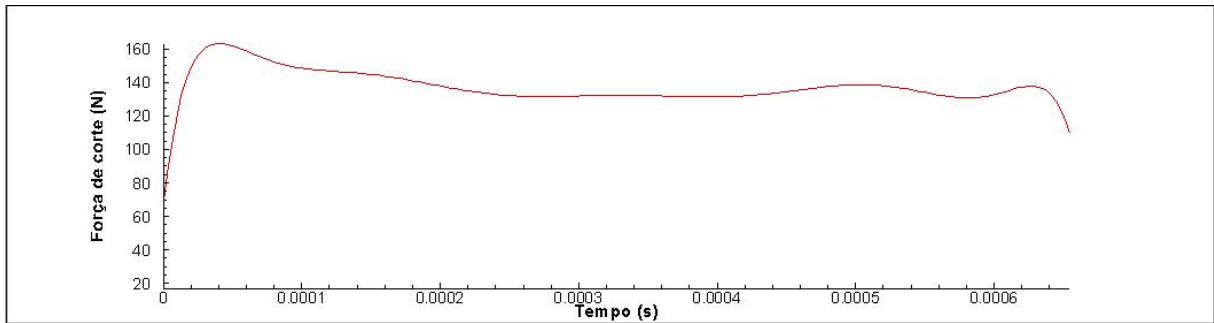


GRÁFICO K.22 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

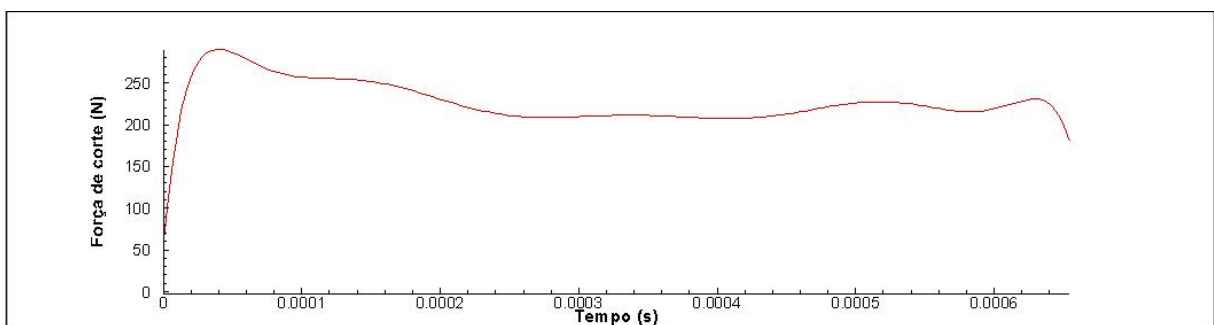


GRÁFICO K.23 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

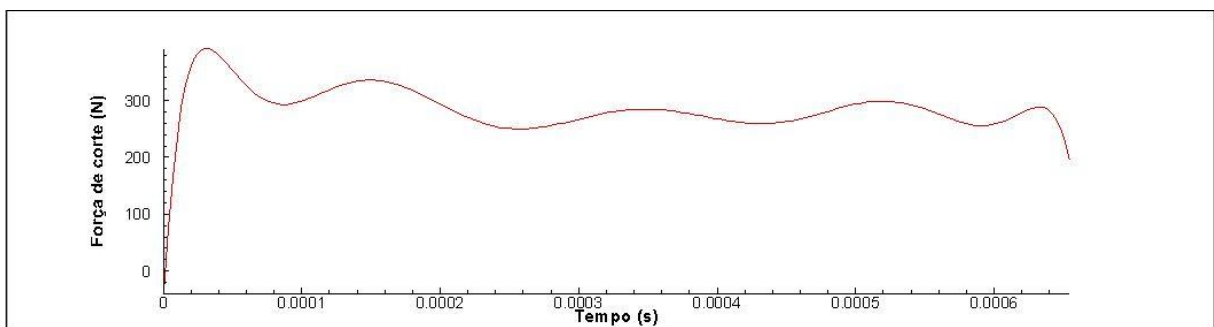


GRÁFICO K.24 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento de Al_2O_3 para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

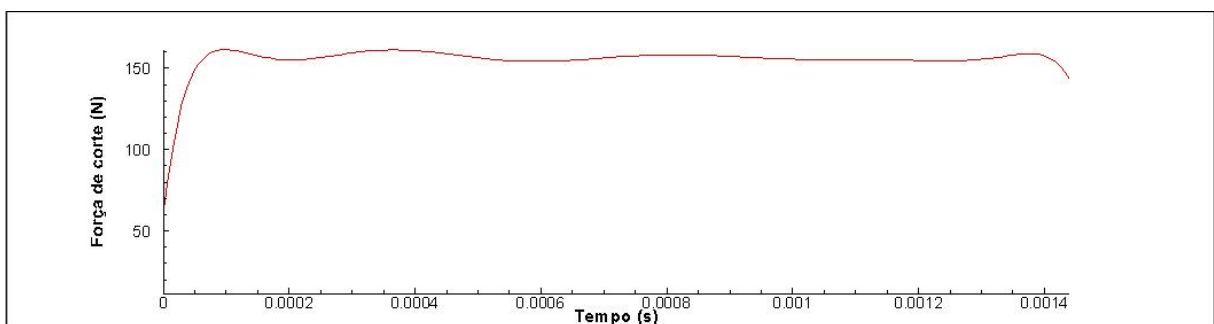


GRÁFICO K.25 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

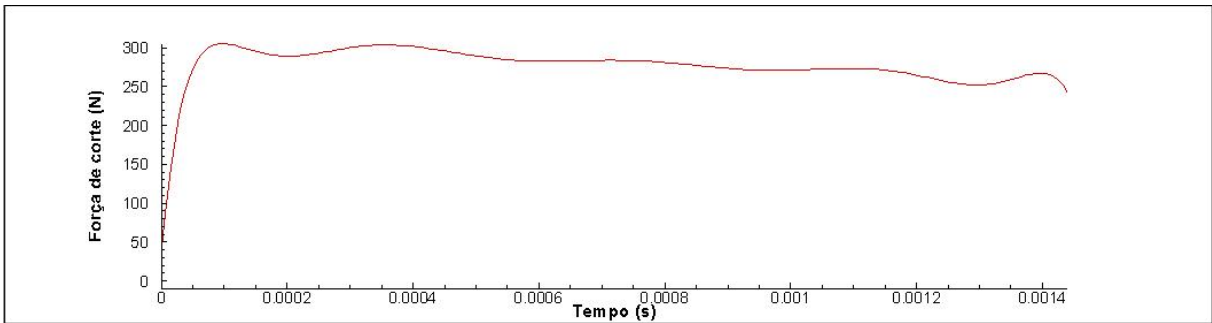


GRÁFICO K.26 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

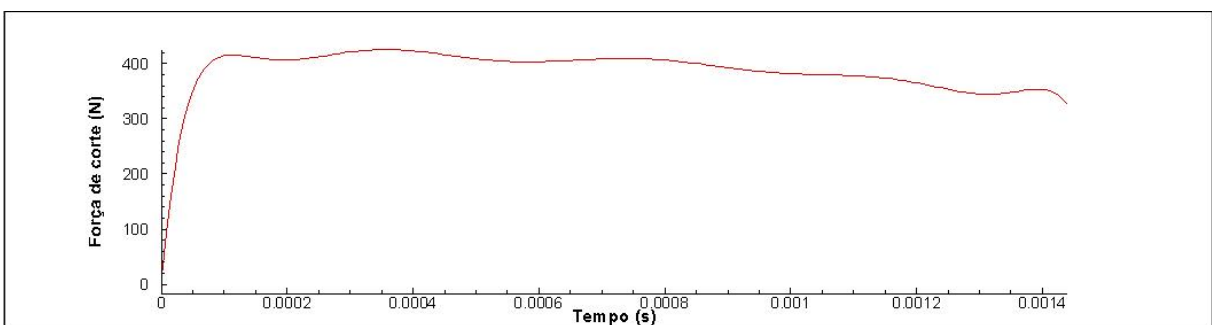


GRÁFICO K.27 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 125$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

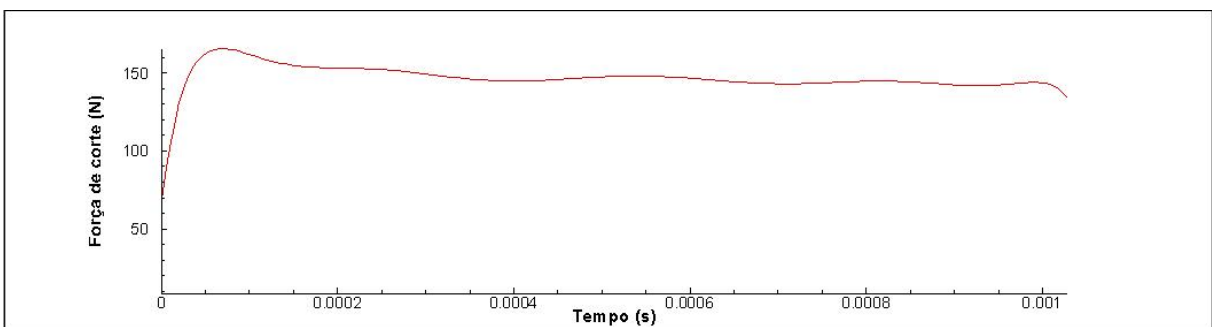


GRÁFICO K.28 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

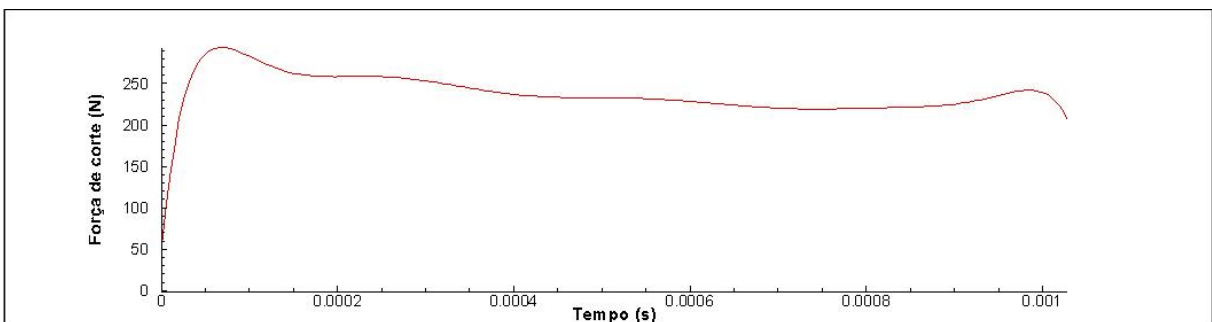


GRÁFICO K.29 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

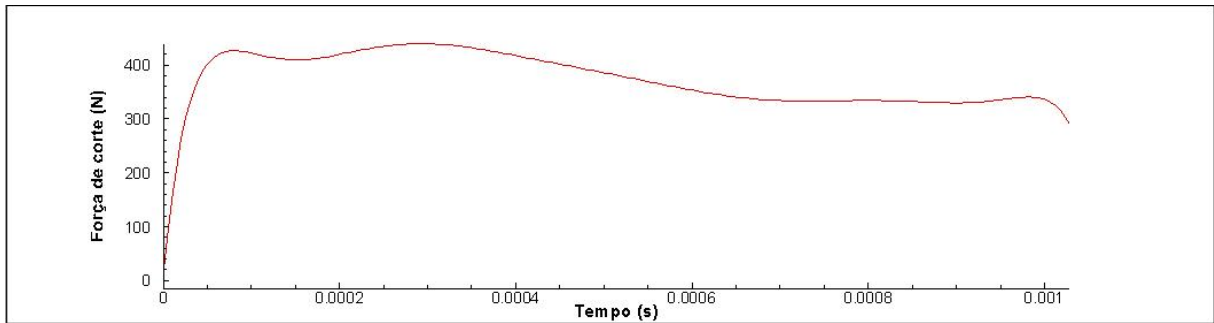


GRÁFICO K.30 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 175$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

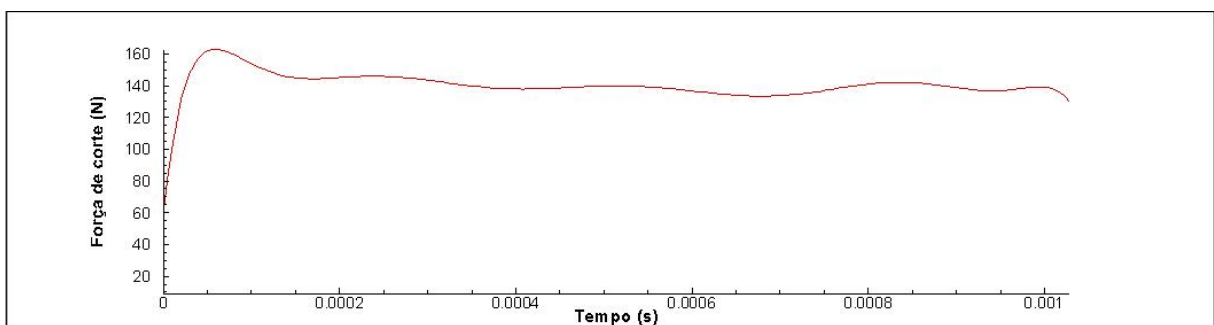


GRÁFICO K.31 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

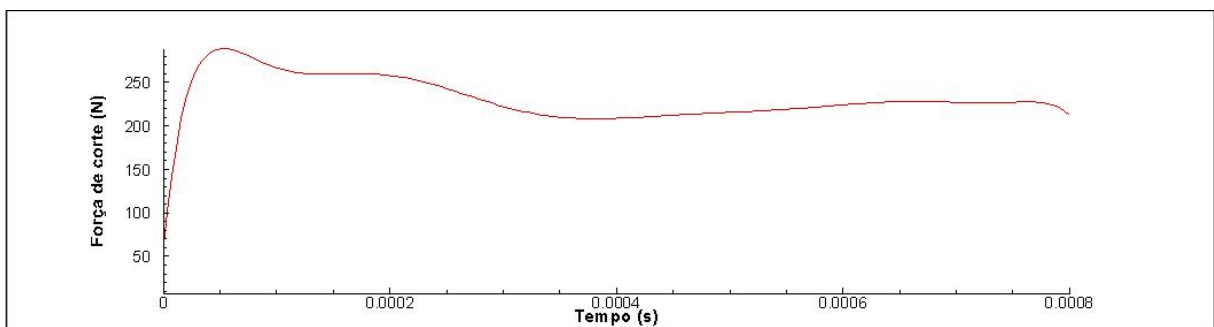


GRÁFICO K.32 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

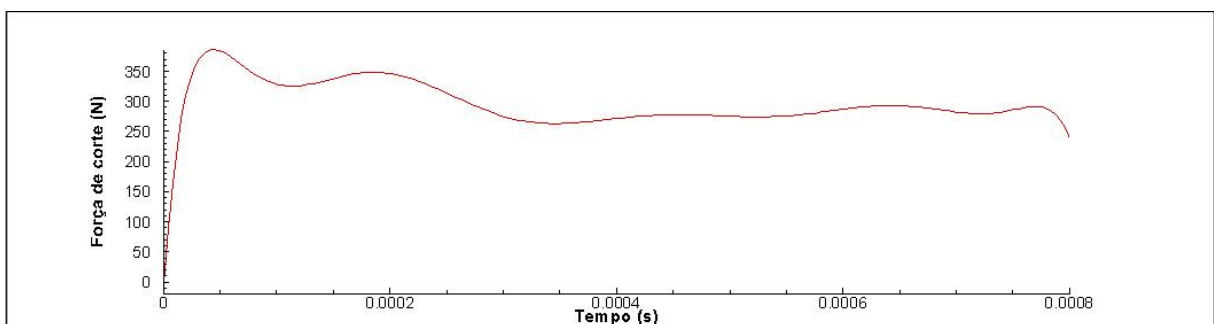


GRÁFICO K.33 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 225$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

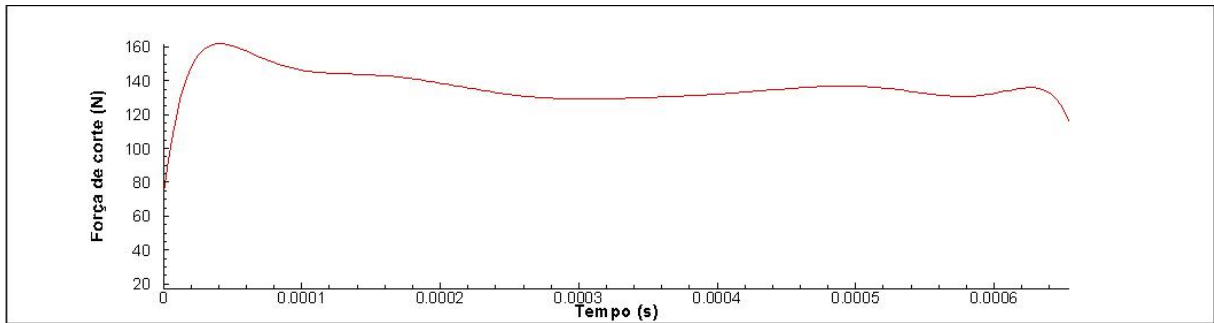


GRÁFICO K.34 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,1$ mm/rev.

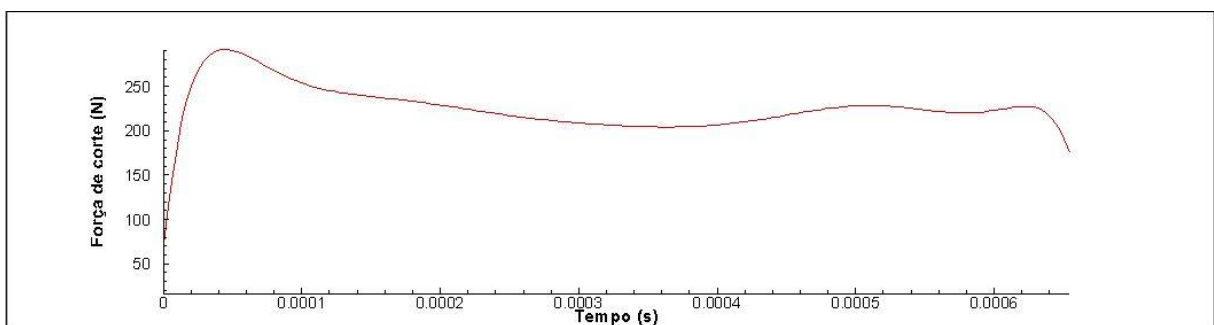


GRÁFICO K.35 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,2$ mm/rev.

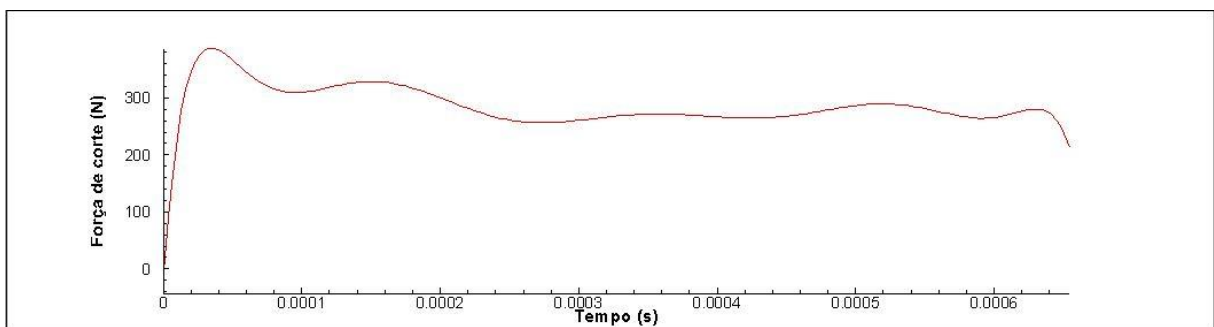


GRÁFICO K.36 - Simulação da força de corte no torneamento com ferramenta com revestimento multicamadas para $v_c = 275$ m/min e $f = 0,3$ mm/rev.

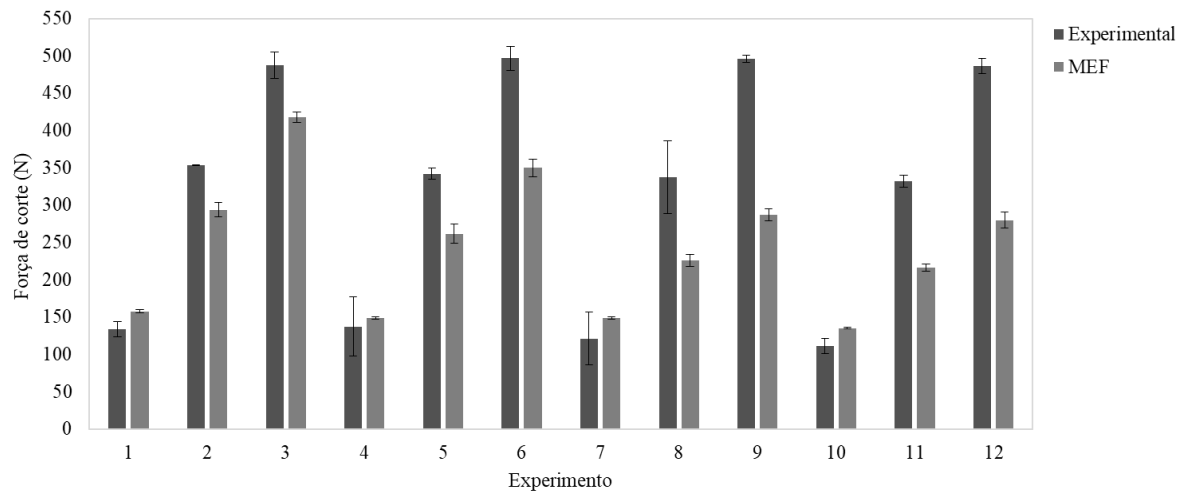


GRÁFICO K.37 - Resultados experimentais e MEF para a força de corte decorrente da usinagem com inserto sem revestimento.

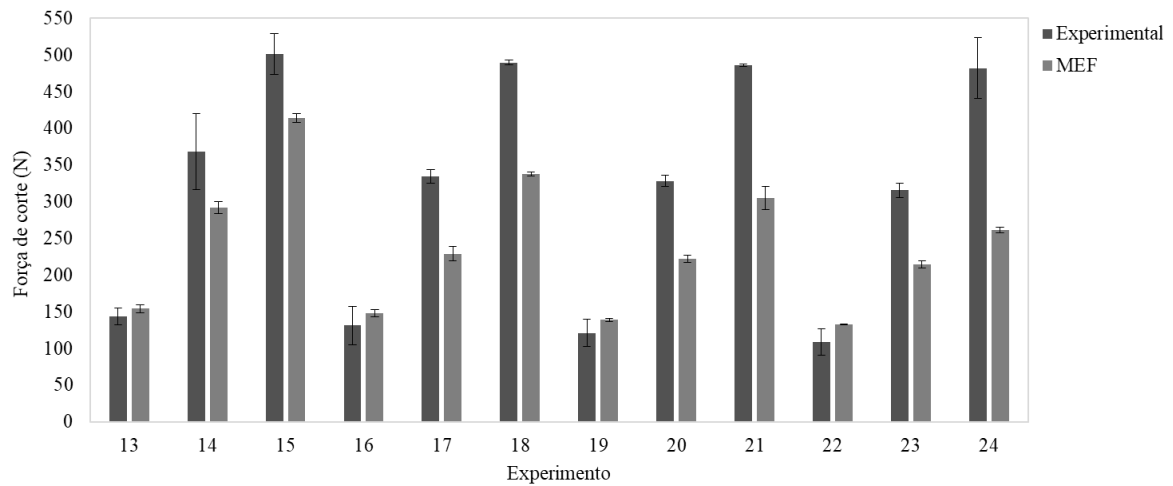


GRÁFICO K.38 - Resultados experimentais e MEF para a força de corte decorrente da usinagem com inserto revestido com óxido de alumínio.

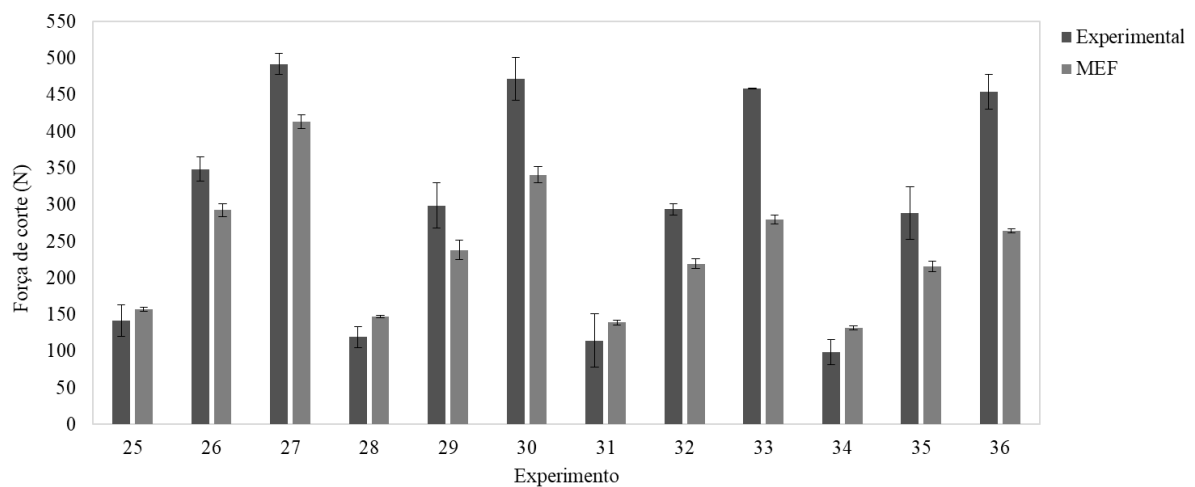


GRÁFICO K.39 - Resultados experimentais e MEF para a força de corte decorrente da usinagem com inserto revestido com multicamadas.