

DINÂMICA DAS FORÇAS NO FRESAMENTO DO INCONEL 718
UTILIZANDO FRESA DE TOPO COM PASSO DIFERENCIADO

Matheus Coelho Cosenza

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Anna Carla Monteiro de Araujo

Rio de Janeiro
Agosto de 2019

DINÂMICA DAS FORÇAS NO FRESAMENTO DO INCONEL 718
UTILIZANDO FRESA DE TOPO COM PASSO DIFERENCIADO

Matheus Coelho Cosenza

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA MECÂNICA.

Examinada por:

Prof. Anna Carla Monteiro de Araujo, D.Sc.

Prof. Fernando Augusto de Noronha Castro Pinto, Dr.-Ing.

Prof. Maria da Penha Cindra Fonseca, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
AGOSTO DE 2019

Cosenza, Matheus Coelho

Dinâmica das forças no fresamento do Inconel 718 utilizando fresa de topo com passo diferenciado/Matheus Coelho Cosenza. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2019.

XIV, 133 p.: il.; 29,7cm.

Orientador: Anna Carla Monteiro de Araujo

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Mecânica, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 81 – 86.

1. Chatter. 2. Fresamento. 3. Fresa com passo diferencial. 4. Ligas resistentes a altas temperaturas. I. Araujo, Anna Carla Monteiro de. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Mecânica. III. Título.

*Aos meus pais que, com muito
carinho e apoio, não mediram
esforços para que eu chegasse até
esta etapa da minha vida.*

Agradecimentos

Gostaria de agradecer, primeiramente, aos meus pais e meu irmão que estiveram ao meu lado durante toda essa jornada, acreditando sempre em mim.

Agradeço a minha orientadora, Anna Carla Monteiro de Araujo, por me guiar na preparação deste trabalho, pelos conselhos, pela dedicação e pela paciência.

Por fim, agradeço a todos os meus amigos que escutaram minhas reclamações e preocupações durante esse período, me dando apoio e palavras de incentivo.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

DINÂMICA DAS FORÇAS NO FRESAMENTO DO INCONEL 718 UTILIZANDO FRESA DE TOPO COM PASSO DIFERENCIADO

Matheus Coelho Cosenza

Agosto/2019

Orientador: Anna Carla Monteiro de Araujo

Programa: Engenharia Mecânica

A vibração se destaca como um dos maiores obstáculos para melhor eficiência do fresamento especialmente na usinagem de materiais com baixa usinabilidade e resistentes ao calor, como o Inconel 718, o que dificulta ainda mais o rendimento do processo e obriga a utilização de parâmetros de corte inferiores aos utilizados na usinagem de outros materiais. O calor gerado na área de corte durante a usinagem também tem grandes consequências na integridade superficial da peça e na vida útil da aresta de corte, assim, o rápido endurecimento do Inconel 718 e sua baixa condutividade térmica resultam em elevadas forças de corte e uma redução no desempenho de corte das ferramentas. Diversos métodos e soluções vêm sendo estudados no fresamento de topo para prever e evitar essa situação nociva à usinagem, dentre elas a utilização de ferramentas com geometria modificada, alterando a distribuição angular das arestas de corte em torno do eixo de rotação, o que é chamado de passo diferencial. O presente trabalho propõe-se a estudar a dinâmica do corte comparando as duas situações: utilizando ferramenta regular e ferramenta com passo diferencial na usinagem do Inconel 718. Foram realizados testes preliminares em peça de alumínio para comparar os resultados com trabalhos anteriores e determinar a estratégia experimental. Posteriormente, foram realizados experimentos no Inconel 718, sendo medidas as forças de usinagem durante o corte com análise de frequências. A superfície das peças usinadas foram avaliadas e os resultados experimentais confirmam a redução da força de usinagem média para o passo angular diferenciado com redução da ondulação e da rugosidade da superfície usinada. A análise dinâmica mostra a redução da amplitude dos sinais nos harmônicos da frequência de rotação da ferramenta.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

DYNAMICS OF FORCES ON MACHINING INCONEL 718 WITH VARIABLE PITCH END MILLING TOOL

Matheus Coelho Cosenza

August/2019

Advisor: Anna Carla Monteiro de Araujo

Department: Mechanical Engineering

Vibration stands out as one of the biggest barriers in machining productivity and quality as it results in poor surface finish and dimensional accuracy, increases tool wear and may cause tool fracture and damage to the machine tool itself. In addition, machining heat resistance materials with low machinability, such as Inconel 718, hampers the process efficiency and requires lower cutting parameters. As is well known, the heat generated in the cutting area during machining also has major consequences on the workpiece surface integrity and cutting edge life. So, the Inconel 718 rapid hardening and its low thermal conductivity result in high cutting forces and tools' cutting performance reduction. Thus, several methods and solutions have been studied to predict and avoid this harmful situation in end milling, such as tools with special geometries, with a variable angular distribution of the cutting edges around the axis of rotation, which is called differential pitch. The present work studies the cutting dynamics comparing the usage of regular tool and variable pitch cutter in machining Inconel 718. Preliminary tests were made on an aluminum part to compare its results with previous work and to determine the experimental strategy to machine the material with lower machinability, Inconel. During the preliminary and final experiments, the cutting forces were measured during the cutting process following an analysis of the experimental data frequencies. The surface integrity of the machined parts were also evaluated and compared. The experimental results confirm the average machining force reduction when using variable pitch tools to machine Inconel 718 and also demonstrate an improvement in the surface's roughness and ripple. The dynamic analysis shows the reduction of the signals' amplitude in the harmonics of the rotation frequency of the non-constant pitch tool as well.

Sumário

Lista de Figuras	xi
Lista de Tabelas	xiv
1 Introdução	1
1.1 Motivação	1
1.2 Objetivo e metodologia	4
1.3 Estrutura da dissertação	5
2 Dinâmica do fresamento	6
2.1 Parâmetros de corte no fresamento	7
2.2 Forças de corte no fresamento	9
2.2.1 Geometria da ferramenta de corte	9
2.2.2 Forças de corte com ferramenta rígida	11
2.3 Forças de corte com ferramenta flexível	12
2.3.1 <i>Chatter</i>	12
2.3.2 Modelagem das forças de corte considerando o <i>chatter</i>	15
2.4 Métodos e soluções para o controle e atenuação do <i>chatter</i>	17
2.4.1 Usinagem com assistência por vibração (VAM)	18
2.4.2 Ferramenta de corte com passo angular variável	20
3 Integridade superficial no fresamento de topo	25
3.1 Parâmetros de medição da rugosidade e ondulação	26
3.2 Comprimento de amostragem (<i>cut-off</i>)	27
3.3 Instrumentos de medição da rugosidade	28
3.3.1 Perfilômetro	28
3.3.2 Apalpador	29
3.4 Influência da dinâmica do fresamento na integridade superficial	30
4 Procedimento experimental	33
4.1 Máquina-ferramenta	34
4.2 Ferramenta de corte	34

4.2.1	Ferramenta de passo angular constante	35
4.2.2	Ferramenta de passo angular variável	35
4.3	Sistema de aquisição	35
4.4	Medição da rugosidade e da ondulação	36
4.5	Pré-testes	37
4.5.1	Objetivo	37
4.5.2	Parâmetros utilizados nos estudos prévios de fresamento de topo no alumínio	37
4.5.3	Propriedades da liga de alumínio SAE 7475-T7	39
4.5.4	Parâmetros de corte para usinagem do alumínio	39
4.5.5	Simulação numérica - Alumínio	40
4.5.6	Avaliação do acabamento superficial - Alumínio	40
4.6	Ensaio experimentais no Inconel 718	41
4.6.1	Propriedades do Inconel 718	41
4.6.2	Parâmetros de corte para usinagem do Inconel 718	42
4.6.3	Avaliação do acabamento superficial - Inconel 718	44
4.7	Fluido de corte	44
5	Resultados e discussão	47
5.1	Resultados teóricos e experimentais do fresamento do alumínio	47
5.1.1	Previsão das forças de corte no alumínio	47
5.1.2	Forças de corte experimentais no domínio do tempo para o alumínio	52
5.1.3	Forças de corte experimentais no domínio da frequência para o alumínio	55
5.1.4	Perfil primário - Alumínio	57
5.1.5	Resultados de rugosidade - Alumínio	58
5.1.6	Resultados de ondulação - Alumínio	59
5.1.7	Resumo dos resultados de rugosidade e ondulação para o alumínio	59
5.2	Resultados teóricos e experimentais do fresamento do Inconel 718 . .	63
5.2.1	Previsão das forças de corte no Inconel 718	63
5.2.2	Forças de corte experimentais no domínio do tempo para o Inconel 718	67
5.2.3	Forças de usinagem no domínio da frequência para o Inconel 718	72
5.2.4	Perfil primário - Inconel 718	74
5.2.5	Resultados de rugosidade - Inconel 718	74
5.2.6	Resultado de ondulação - Inconel 718	75

5.2.7	Resumo dos resultados de rugosidade e ondulação para o Inconel 718	76
6	Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	79
6.1	Conclusões referentes aos ensaios preliminares com alumínio	79
6.2	Conclusões referentes aos ensaios com Inconel 718	80
6.3	Sugestões para futuros trabalhos	80
	Referências Bibliográficas	81
A	Apêndice	87
A.1	Resultados da avaliação da integridade superficial do alumínio	87
A.2	Resultados da avaliação da integridade superficial do Inconel 718	109

Lista de Figuras

2.1	Operações de fresamento (CABRERA, 2015)	6
2.2	Fresamento horizontal periférico (GROOVER, 2014)	7
2.3	Parâmetros de corte (CABRERA, 2015)	8
2.4	Espessura de penetração em dois momentos do fresamento de topo (CABRERA, 2015)	9
2.5	Plano de contato e vista superior da fresa (ARAUJO, 1999)	10
2.6	Fases do contato da ferramenta com peça (ARAUJO, 1999)	10
2.7	Fases do Tipo 1 e Tipo 2 (ARAUJO, 1999)	11
2.8	Qualidade superficial após a usinagem sob a condição de <i>chatter</i> (VENTER, 2015)	13
2.9	Variação da espessura do cavaco quando a diferença de fase é a) 0 rad, b) $\pi/2$ rad e c) π rad (adaptado de MEI <i>et al.</i> (2018))	13
2.10	Processo regenerativo (adaptado de GANGULI <i>et al.</i> (2007))	14
2.11	Modelo dinâmico da fresa com dois graus de liberdade (ALTINTAS, 2000)	15
2.12	Diagrama de lóbulos de estabilidade (adaptado de LU <i>et al.</i> (2018)) .	17
2.13	Típico sistema de usinagem com vibração assistida 1D utilizando ge- rador ultrassônico (adaptado de BREHL e DOW (2008))	18
2.14	Usinagem com assistência de vibração 1D (adaptado de BREHL e DOW (2008))	19
2.15	Exemplos dos tipos de fresa de topo (SONG <i>et al.</i> , 2011)	20
2.16	Circunferência “desdobrada” do dente da fresa (adaptado de JIN <i>et al.</i> (2013))	21
2.17	Fresa com ângulo de hélice variável	22
2.18	Fresa genérica de passo diferenciado (adaptado de SONG <i>et al.</i> (2011))	23
3.1	Um perfil de superfície representa os efeitos combinados de rugosidade e ondulação (adaptado de HOBSON (2014))	26
3.2	Linha média do sistema M. (CABRERA, 2015)	26
3.3	Perfilômetro mecânico com apalpador (Stylus) (CABRERA, 2015) . .	29

3.4	Tipos de apalpadores, a) Cônico com ponta esférica b) Tronco-piramidais com ponta retangular (CABRERA, 2015)	29
3.5	Distorção do perfil devido a escolha incorreta do apalpador (adaptado de CARPINETTI <i>et al.</i> (2000))	30
3.6	Fatores que afetam a integridade superficial na usinagem (adaptado de BENARDOS e VOSNIAKOS (2003))	30
3.7	Comparação do acabamento superficial sem e com <i>chatter</i> (adaptado de MEI <i>et al.</i> (2018))	31
4.1	Procedimento utilizado para a realização das atividades experimentais	33
4.2	Centro de usinagem Romi V400 utilizado para a realização do experimentos	34
4.3	Ferramentas de corte utilizadas para a realização dos experimentos .	34
4.4	Imagem frontal da fresa de passo angular diferenciado	35
4.5	Sistema de aquisição de dados	36
4.6	Perfilômetro e apalpador utilizados para medição do acabamento superficial do alumínio	40
4.7	Trajeto da ferramenta e direção de avanço no fresamento do Inconel 718	43
4.8	Medição do acabamento superficial do Inconel 718	44
4.9	Fluido de corte no processo de fresamento	45
4.10	Método de jorro (abundante ou convencional) e MQL (atomização) .	45
5.1	Parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x e y para fresa com passo constante na usinagem do alumínio	48
5.2	Parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x e y para fresa com passo variável na usinagem do alumínio	48
5.3	Simulação numérica da usinagem da liga de alumínio - Fresa com passo angular constante	49
5.4	Simulação numérica da usinagem da liga de alumínio - Fresa com passo angular variável	50
5.5	Simulação numérica da usinagem da liga de alumínio - Força resultante	51
5.6	Comparação dos experimentos CO2-CO3 e D3-D4	52
5.7	Comparação dos experimentos D4-D6	53
5.8	Comparação dos experimentos CO2-D3	53
5.9	Comparação dos experimentos CO3-D4	54
5.10	Comparação dos experimentos CO4-D1	54
5.11	Comparação das forças na direção x e y para CO4 e D2	55
5.12	Periodograma dos experimentos CO4 e D1	56
5.13	Comparação dos periodogramas dos experimentos CO4 e D1	56

5.14	Perfil primário - Experimentos CO2 e D3	57
5.15	Rugosidade - Experimento CO2	58
5.16	Rugosidade - Experimento D3	58
5.17	Ondulação - Experimento CO2	59
5.18	Ondulação - Experimento D3	59
5.19	Peça de liga de alumínio SAE 7475-T7 após a usinagem	60
5.20	Rugosidade média - Alumínio	61
5.21	Ondulação média - Alumínio	61
5.22	Parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x e y para a fresa de passo constante na usinagem do Inconel 718	63
5.23	Parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x e y para a fresa de passo variável na usinagem do Inconel 718	63
5.24	Simulação numérica da usinagem do Inconel 718 - Fresa com passo angular constante	64
5.25	Simulação numérica da usinagem do Inconel 718 - Fresa com passo angular variável	65
5.26	Simulação numérica da usinagem do Inconel 718 - Força resultante	66
5.27	Entrada da ferramenta na peça	67
5.28	Comparação dos Experimentos IC2 e ID5	68
5.29	Comparação dos Experimentos ID8 e IC8	68
5.30	Comparação dos Experimentos IC3 e IC6	69
5.31	Comparação dos Experimentos ID1 e ID4	69
5.32	Comparação dos Experimentos IC5 e IC7	70
5.33	Comparação dos Experimentos ID2 e ID3	70
5.34	Forças na direção x e y para IC3	71
5.35	Forças na direção x e y para ID1	71
5.36	Força resultante máxima média na usinagem do Inconel 718	72
5.37	Periodograma dos Experimentos IC3 e ID1	73
5.38	Comparação dos periodogramas dos Experimentos IC3 e ID1	73
5.39	Primário - Rotação 800 rpm	74
5.40	Rugosidade - Rotação 800 rpm	75
5.41	Ondulação - Rotação 800 rpm	76
5.42	Peça de Inconel 718 após a usinagem	76
5.43	Rugosidade média para o Inconel 718	78
5.44	Ondulação média para o Inconel 718	78

Lista de Tabelas

3.1	Comprimento de amostragem <i>cut-off</i> conforme a norma técnica ISO 4288:1996 (CABRERA, 2015)	28
4.1	Parâmetros de Corte utilizados em MIRRES (2013)	38
4.2	Parâmetros de Corte utilizados em CABRERA (2015)	38
4.3	Propriedades da liga de alumínio SAE 7475-T7 (CABRERA, 2015)	39
4.4	Parâmetros de corte utilizados na usinagem do alumínio	39
4.5	Propriedades mecânicas do Inconel 718 (OLIVEIRA, 2015)	41
4.6	Composição química do Inconel 718 (adaptado de ANIJ DAN e BAH- RAMI (2005))	42
4.7	Parâmetros de corte utilizados na usinagem do Inconel 718	42
4.8	Parâmetros recomendados para a fresa com passo diferenciado (adap- tado de KENNAMETAL (2018))	43
4.9	Propriedades físicas e químicas do fluido de corte Microcut 510F	46
5.1	Ra e Wa de todos os experimentos realizados no alumínio	60
5.2	Ra e Wa de todos os experimentos realizados no Inconel 718	77

Capítulo 1

Introdução

1.1 Motivação

Com o avanço do setor industrial, a busca incessante por um aumento da produtividade sem perder qualidade e, se possível, reduzindo o custo de produção é essencial para a sobrevivência no atual mercado. A evolução no âmbito computacional e o desenvolvimento de novas teorias e métodos vêm auxiliando no aumento da precisão dimensional e na redução do tempo de fabricação de diversas aplicações (KULJANIC *et al.*, 2008). Assim, cada vez mais se destaca a importância da realização de pesquisas e estudos avançados para se alcançar esses objetivos.

A vibração auto-excitada ou *chatter* ainda se sobressai como um dos tópicos mais relevantes nas pesquisas na área de fabricação. Desde o final da década de 1900, quando TAYLOR (1907) declarou que o *chatter* é o assunto mais obscuro e delicado de todos os problemas enfrentados pelos operadores (“*Chatter is the most obscure and delicate of all problems facing the machinist*”), até hoje a complexidade e as consequências do mesmo na eficiência mantêm a relevância desse tema. Conforme apresentado por QUINTANA e CIURANA (2011), a difícil compreensão desse fenômeno se dá pelo fato do processo de usinagem envolver diversos componentes, como ferramenta, peça, parâmetros de corte, entre outros, e a mudança de qualquer parâmetro modal ser capaz de gerar uma grande alteração na estabilidade do sistema.

Depois de diversos estudos, TOBIAS e FISHWICK (1958) e TLUSTY e POLACEK (1963) identificaram que o mecanismo de regeneração e o acoplamento de modos são as duas maiores fontes de auto-excitação, dependendo diretamente da dinâmica do sistema e da relação entre os cortes subsequentes. TOBIAS e FISHWICK (1958) combinaram a dinâmica do corte e a estrutura da máquina-ferramenta de forma a incluir a ideia de rigidez e amortecimento ao modelo. TLUSTY e POLACEK (1963) ainda apresentou a lei de estabilidade para o corte

ortogonal onde a profundidade de corte livre de *chatter* podia ser identificada como uma função da dinâmica da máquina-ferramenta e peça e da rigidez do sistema na direção do corte. MERRITT (1965) utilizou a teoria do *feedback* para desenvolver o diagrama de lóbulos de estabilidade para o *chatter* regenerativo e mapear os parâmetros que mantinham o sistema estável.

O método analítico apresentado por SRIDHAR *et al.* (1968) estudou a estabilidade do fresamento de forma abrangente a partir da formulação das forças dinâmicas de corte para uma ferramenta com dentes retos. Já TLUSTY e ISMAIL (1981), provou que era necessária a utilização de simulações no domínio do tempo para se obter uma previsão mais precisa da estabilidade.

Cabe destacar que estes primeiros estudos levavam em consideração o corte ortogonal, onde a direção da força de corte, a espessura do cavaco e a dinâmica do sistema são constantes. No entanto, para o processo de fresamento, se tem uma ferramenta rotativa, múltiplas arestas de corte e forças, e espessura de cavaco variável, sendo necessária a utilização de diversas aproximações para simplificar o processo e ser capaz de aplicar as teorias de estabilidades conhecidas. Assim, BUDAK e ALTINTAS (1998) expôs um modelo alternativo onde a fresa e a peça são modelados como estruturas com diversos graus de liberdade, sendo consideradas as variações na ferramenta e na peça para modelagem da interação dinâmica na região de corte. Com isso, esse modelo permitiu definir as condições limites de estabilidade, consequentemente, possibilitando a geração de um diagrama de lóbulos de estabilidade mais preciso.

A prevenção e o controle do *chatter* se tornam ainda mais desafiadores quando o material a ser usinado possui baixa usinabilidade, como, por exemplo, o Inconel 718. Esse é uma superliga de níquel que possui como principal característica a sua resistência a altas temperaturas. Devido a sua combinação única de propriedades, essa superliga é utilizada em diversos tipos de aplicações industriais, como, por exemplo, em turbinas aeroespaciais e equipamentos petroquímicos para exploração de óleo e gás (CHOUDHURY e EL-BARADIE, 1998).

O Inconel apresenta alta resistência à corrosão e à oxidação, além de excelentes propriedades mecânicas que o tornam ideal para o trabalho em ambientes extremos. No entanto, conforme apresentado por SHARMAN *et al.* (2015), devido a sua baixa condutividade térmica e rápido encruamento durante a operação de corte, a margem de velocidade de corte utilizável e a vida útil média das ferramentas de corte são menores do que as normalmente observadas na usinagem de outros materiais metálicos.

Essa superliga de níquel cria um grande desafio na fabricação e na usinagem, as mesmas propriedades que tornam esse material aplicável em diversas situações também dificultam e atrapalham a eficiência da operação de corte. Como mencio-

nado anteriormente, devido ao endurecimento da liga e a sua resistência ao calor, a vida útil da ferramenta de corte se reduz consideravelmente. Além disso, em virtude das elevadas forças de corte, a peça tende a sofrer danos metalúrgicos, dificultando a manutenção da tolerância dimensional e de forma (THAKUR *et al.*, 2009).

Com isso, a fim de se alcançar os melhores resultados durante o processo de usinagem é importante ser capaz de averiguar e diminuir a vibração presente na operação. Considerando possível a modificação do sistema, dois tipos de estratégias podem ser utilizadas, a passiva e a ativa (YUE *et al.*, 2019). As estratégias ativas utilizam sensores para avaliar em tempo real a dinâmica do sistema e, dependendo da necessidade, atuar ou não no mesmo (DOHNER *et al.*, 2004). Seguindo outro viés, os métodos passivos incluem alterações a dinâmica do sistema que não se alteram durante toda usinagem, como modificações na ferramenta (HOUCK *et al.*, 2011) e o uso de absorvedores dinâmicos (LIU e ROUCH, 1991).

Segundo BREHL e DOW (2008), um dos métodos passivos que vêm se mostrando eficaz é a usinagem com assistência por vibração. Também chamado de *vibration-assisted machining* (VAM) tem o objetivo de atenuar a vibração a partir da adição de deslocamentos de alta frequência e baixa amplitude à ferramenta de corte. Segundo KUMAR *et al.* (2014), o VAM se beneficia da separação periódica entre a face de ataque da ferramenta e o material gerada pela vibração para produzir cavacos com menor espessura, melhorar o acabamento e aumentar a vida útil da ferramenta de corte. O VAM pode ser aplicado a diversos processos, desde o fresamento (CHEN *et al.*, 2018), furação (AZARHOUSHANG e AKBARI, 2007) à retificação (TSIAKOUMIS, 2011). Além disso, essa técnica pode ser realizada com variação da posição em uma dimensão (AHMED *et al.*, 2006) ou em 2D, no plano longitudinal e radial. Quando a ferramenta realiza o método 2D, ela percorre um movimento elíptico (ZHANG *et al.*, 2015).

Por outro lado, um outro método passivo que vem sendo aplicado com sucesso para redução da vibração nos casos de fresamento é a utilização de fresas com passo angular e/ou ângulo de hélice variável. Visto que a diferença de fase entre duas ondas subsequentes não é mais constante para todos os dentes da fresa, o mecanismo de regeneração é perturbado, reduzindo a variação na espessura do cavaco e a vibração do sistema (BUDAK, 2003).

A eficiência desse tipo de ferramenta na redução da vibração durante o fresamento foi primeiro apresentada por SLAVICEK (1965). Já OPITZ *et al.* (1966) testou experimentalmente essa mudança na configuração da ferramenta para uma fresa com dois passos angulares diferentes, encontrando resultados que alcançaram significativa melhora nos limites de estabilidade do processo. TLUSTY *et al.* (1983) analisou a estabilidade do processo de fresamento utilizando ferramentas com geometrias especiais, como passo diferenciado e dente serrilhado, usando simulações

numéricas. Estes trabalhos, no entanto, se concentram em avaliar a estabilidade do sistema e não abordam a modelagem da ferramenta de forma a otimizar o seu rendimento.

ALTINTAS *et al.* (1999) adaptou o modelo analítico de estabilidade para o processo de fresamento de forma que o mesmo possa ser utilizado para os casos em que se utiliza fresas com passo variável. BUDAK (2003) foi o primeiro a apresentar um modelo para previsão do passo angular variável ótimo para uma dada frequência de *chatter*, rotação e número de dentes. Posteriormente, também apresentado por SONG *et al.* (2011) e MEI *et al.* (2018), foi comprovado que a partir da modelagem ótima dos ângulos utilizados para a configuração do passo da ferramenta foi possível melhorar o rendimento e a estabilidade do processo.

1.2 Objetivo e metodologia

O principal objetivo do presente trabalho é compreender a dinâmica de corte no fresamento de Inconel 718 utilizando uma fresa de topo com passo angular diferenciado e verificar experimentalmente as forças de corte e a qualidade do acabamento superficial da peça usinada. A estratégia mencionada pode ser vista como uma opção alternativa para a usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas quando o *chatter* for um fator relevante e desafiador.

Após realizar uma revisão bibliográfica e estudo dos modelos desenvolvidos para a operação de fresamento com ferramenta flexível e a vibração do sistema, apresenta-se o método passivo para controle e atenuação do *chatter* e a alteração da configuração da ferramenta para melhorar a estabilidade do corte.

Uma vez completa essa etapa de estudo de trabalhos anteriores, as simulações numéricas são realizadas a fim de se prever o comportamento das forças de corte para os dois tipos de ferramenta, com passo angular constante e variável, na condição sem *chatter*. Feito isso, verifica-se experimentalmente as duas configurações de fresa na usinagem do Inconel 718 para uma gama de rotações e, consequentemente, velocidades de corte a fim de se comparar o desempenho de ambas.

O comportamento das fresas pode ser comparado a partir de dois parâmetros: força de corte e acabamento superficial. Para o primeiro, utiliza-se um dinamômetro durante a usinagem da peça para se medir as componentes da força de usinagem e, posteriormente, comparar as forças resultantes das duas ferramentas para as mesmas condições. A análise da integridade superficial da peça usinada é realizada a partir das medidas do perfil com um perfilômetro para medir e, em seguida, analisar a rugosidade e a ondulação após o corte utilizando ambas as ferramentas. Além disso, em caráter complementar, pode-se estudar também o comportamento das fresas no domínio da frequência a partir da *Fast Fourier Transform* (FFT) e dos

periodogramas dos experimentos de cada caso.

Assim, nesse trabalho são consideradas as dificuldades na usinagem do Inconel 718 e no controle do *chatter*, apresentando uma estratégia passiva para prevenir a instabilidade do sistema. Além disso, verifica-se, por meio de experimentos, a operação com fresas com passo angular diferenciado, comparando a mesma com a ferramenta com passo angular constante no que se refere à força de corte e acabamento superficial.

1.3 Estrutura da dissertação

A fim de se alcançar os objetivos descritos, esta dissertação foi desenvolvida com a estrutura apresentada a seguir:

- O Capítulo 2 faz uma revisão bibliográfica sobre a usinagem por fresamento, descrevendo os fundamentos da usinagem nesse tipo de operação, parâmetros de corte, forças de usinagem no fresamento de topo com ferramenta rígida e ferramenta flexível (*chatter*) e, por último, apresenta duas estratégias passivas para o controle e atenuação da vibração;
- No Capítulo 3 são definidos os sistemas de medição da rugosidade e da ondulação, os parâmetros de medição, o comprimento de amostragem (*cut-off*), uma descrição dos instrumentos utilizados na medição do perfil da superfície e, por último, os impactos da vibração na superfície usinada;
- O Capítulo 4 apresenta os materiais utilizados no desenvolvimento da fase preliminar, usinagem da liga de alumínio, e na fase de testes, usinagem do Inconel 718. Nesse capítulo são apresentadas a máquina-ferramenta utilizada, as ferramentas de corte, os parâmetros de corte escolhidos, a montagem experimental e a descrição do sistema de aquisição, e, por fim, o método realizado para o estudo do acabamento superficial da peça;
- No Capítulo 5 se encontram os resultados obtidos no estudo experimental preliminar e na usinagem do Inconel 718. Nesse se apresentam os sinais de força obtidos experimentalmente, seguido dos perfis encontrados, rugosidade e ondulação, para os comprimentos usinados;
- Finalmente, o Capítulo 6 apresenta as conclusões do trabalho e as propostas para trabalhos futuros que podem ser desenvolvidos para dar continuidade aos estudos desse trabalho.

Capítulo 2

Dinâmica do fresamento

O fresamento é um processo de remoção de material a partir da utilização de uma ferramenta multicortante com diversas geometrias de corte. Nessa operação o movimento de corte é dado pela rotação da ferramenta ao redor do seu próprio eixo e o movimento de avanço é realizado pela peça. Além disso, devido a já mencionada variedade de geometrias da fresa, esse processo tem como uma de suas vantagens a sua flexibilidade e versatilidade (DINIZ *et al.*, 2010).

O fresamento pode ser classificado considerando a posição do eixo árvore da máquina-ferramenta, e se divide em fresamento horizontal, vertical e inclinado. Conforme apresentado na Figura 2.1, em relação à disposição dos dentes ativos da fresa, a operação pode ser classificada como periférica, quando o eixo da fresa é paralelo a superfície que está sendo gerada, ou frontal, quando o eixo da fresa é perpendicular à superfície a ser usinada.

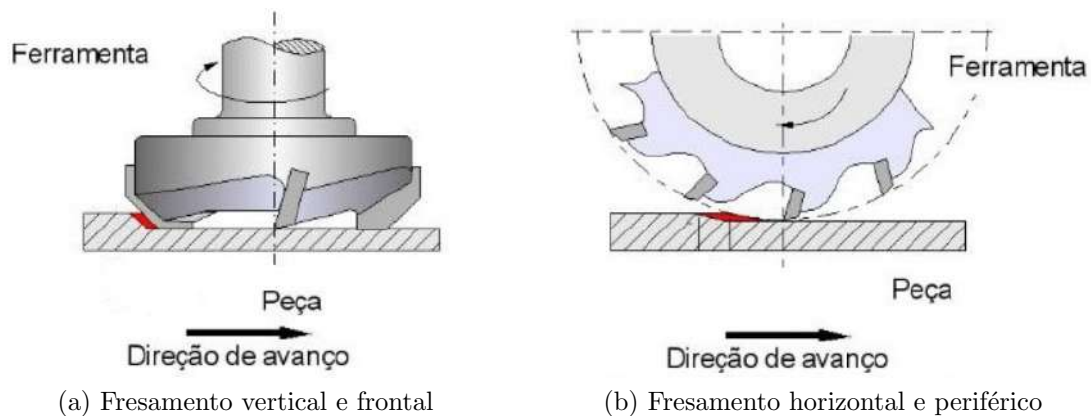


Figura 2.1: Operações de fresamento (CABRERA, 2015)

No fresamento existem duas situações bem distintas chamadas de fresamento concordante e discordante: o primeiro, Figura 2.2b, a aresta de corte inicia o corte removendo com uma espessura de cavaco máxima, diminuindo gradualmente até atingir zero ao final da sua passagem pelo material nesta rotação. Por outro lado,

no fresamento discordante, Figura 2.2a, toda aresta de corte inicia o corte em cada rotação com espessura de cavaco quase nula que aumenta com a rotação da ferramenta, atingindo o valor máximo na saída da aresta da peça.

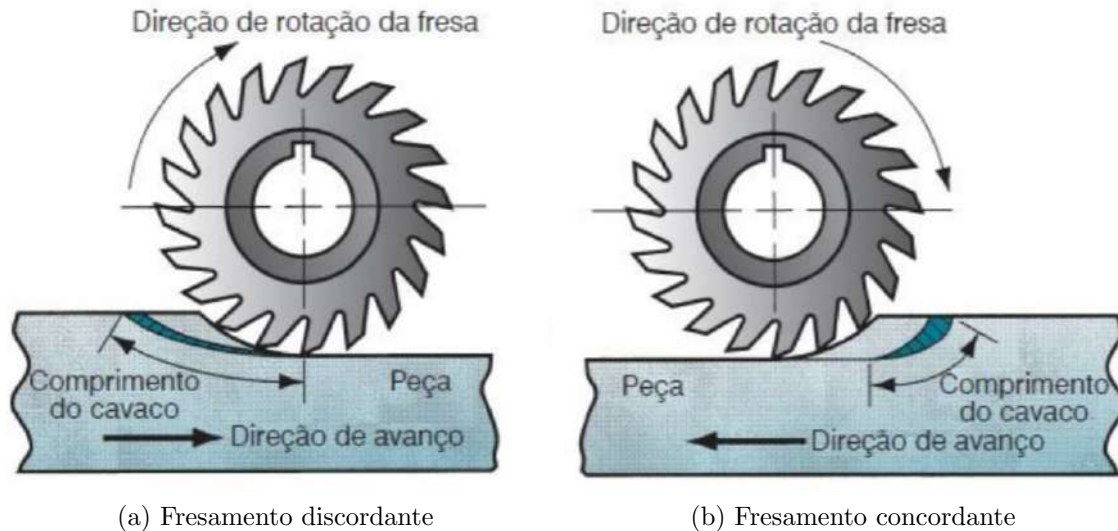


Figura 2.2: Fresamento horizontal periférico (GROOVER, 2014)

Assim como em outros processos, no fresamento é importante seguir recomendações e precauções a fim de evitar a vibração e a instabilidade do sistema. Usualmente, busca-se realizar a usinagem de forma a direcionar as forças de corte para os pontos de apoio do sistema de fixação, uma vez que um sistema estável evita a deflexão da ferramenta e, conseqüentemente, permite a utilização de parâmetros de corte mais altos.

2.1 Parâmetros de corte no fresamento

Os parâmetros de corte tem grande impacto no rendimento e na estabilidade da operação, a utilização de valores inadequados pode resultar em um mal acabamento superficial, em uma maior vibração do sistema e na redução da vida útil da ferramenta. A seleção desses parâmetros é baseada na dureza do material que será usinado, no tipo de ferramenta que será utilizada e na máquina-ferramenta em que será realizada a operação.

Os parâmetros a seguir se destacam pela sua relevância na eficiência do fresamento.

1. A velocidade de corte (v_c) é a velocidade tangencial instantânea resultante da rotação da ferramenta em torno da peça, para as operações de fresamento, onde os movimentos de corte e avanço ocorrem simultaneamente.

Conforme Equação 2.1, a rotação (n) pode ser obtida a partir do diâmetro da fresa (d) e da velocidade de corte (v_c) que será utilizada.

$$n = \frac{1000.v_c}{\pi.d} \quad (2.1)$$

2. A profundidade de corte (a_p) é a profundidade de penetração da aresta principal de corte medida em uma direção perpendicular ao plano de trabalho (Figura 2.3).
3. A largura de corte (a_e) é a espessura de corte em cada revolução medida no plano de trabalho e em uma direção perpendicular à direção de avanço. Quando máxima, caso de imersão total da ferramenta, essa iguala-se ao diâmetro da fresa (Figura 2.3).

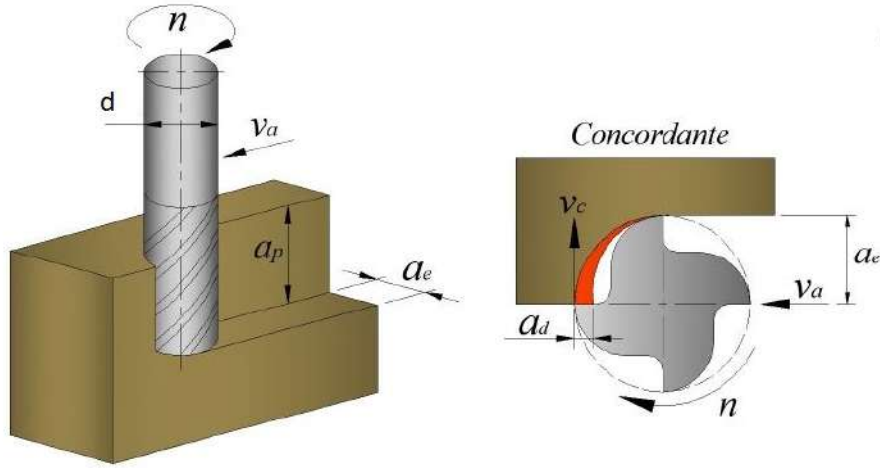


Figura 2.3: Parâmetros de corte (CABRERA, 2015)

4. O avanço por dente (a_d) é o percurso de avanço de cada dente medido na direção de avanço da ferramenta.

A velocidade de avanço (v_a) é calculada pelo deslocamento da ferramenta segundo a direção e sentido de avanço. É dada pela Equação 2.2, onde z é o número de dentes da ferramenta de corte e, como já mencionado, n é a rotação do eixo principal:

$$v_a = a_d.z.n \quad (2.2)$$

O tempo de corte (t_c) é calculado a partir da distância percorrida pela ferramenta durante o corte (L) dividida pela velocidade de avanço da mesa (v_a).

$$t_c = \frac{L}{a_d.z.n} \quad (2.3)$$

2.2 Forças de corte no fresamento

O estudo dos esforços durante a operação de corte é extremamente importante para análise e previsão do acabamento da peça, desgaste da ferramenta e vida útil da mesma. No fresamento, a variação da espessura do cavaco com a rotação e, dependendo da ferramenta, ao longo da aresta de corte faz com que as forças de corte apresentem uma oscilação característica que deve ser levada em consideração na avaliação do sistema.

2.2.1 Geometria da ferramenta de corte

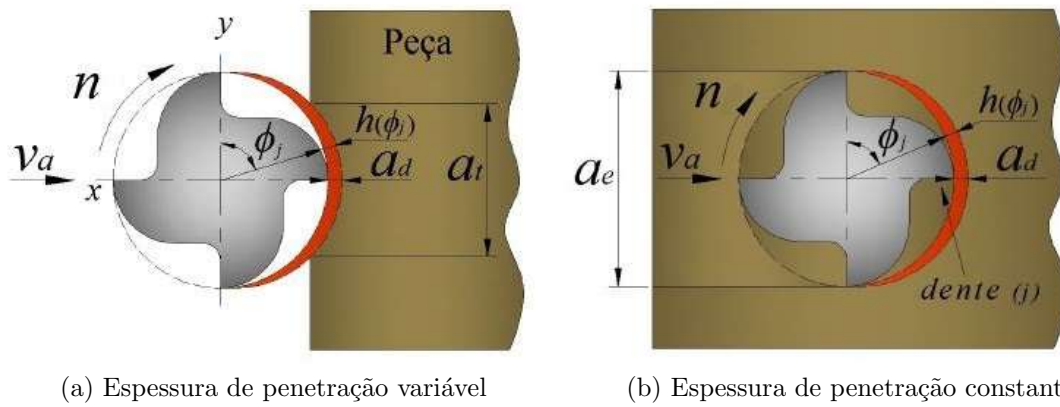


Figura 2.4: Espessura de penetração em dois momentos do fresamento de topo (CABRERA, 2015)

A fim de se estudar a espessura instantânea do cavaco e as forças de corte no fresamento deve-se avaliar o comportamento da aresta de corte e as fases de corte apresentadas na Figura 2.4. Assim, com intuito de esclarecer a geometria da ferramenta, a Figura 2.5 apresenta a vista superior da fresa, destacando a área de contato com a peça e a circunferência “desdobrada” dos dentes da ferramenta.

- φ_0 : ângulo de contato entre a peça e a ferramenta em relação ao eixo y .
- φ_1 : ângulo inicial de contato entre a peça e a ferramenta em relação ao eixo y .
- φ_2 : ângulo final de contato entre a peça e a ferramenta em relação ao eixo y .
- ψ : ângulo de rotação da ponta da aresta de corte em relação ao eixo y no plano xy .
- δ : é a diferença entre o ângulo da ponta da aresta de corte e do ponto mais acima da aresta cortante em contato com a peça.

- λ : ângulo de hélice da aresta de corte corresponde ao ângulo formado pela aresta de corte com o eixo de rotação da fresa.

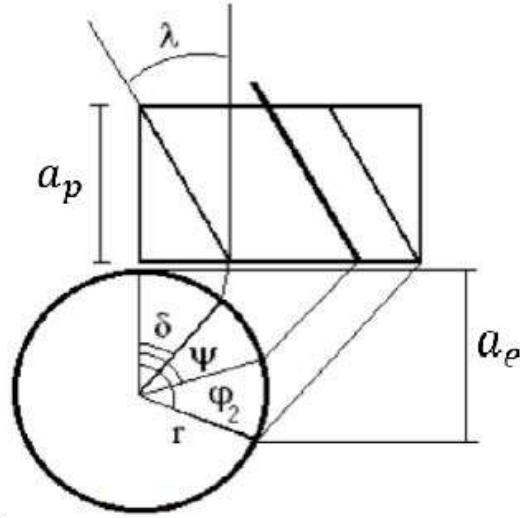


Figura 2.5: Plano de contato e vista superior da fresa (ARAÚJO, 1999)

Conforme Figura 2.6, ARAÚJO (1999) apresenta as três fases que cada aresta de corte passa durante o contato com a peça:

- Fase A: A ferramenta está entrando na peça e a cada rotação $d\varphi$ aumenta o tamanho da lâmina que corta a peça.
- Fase B: O tamanho da aresta de corte ativa se mantém contante.
- Fase C: A ferramenta está deixando a peça e a aresta ativa diminui.

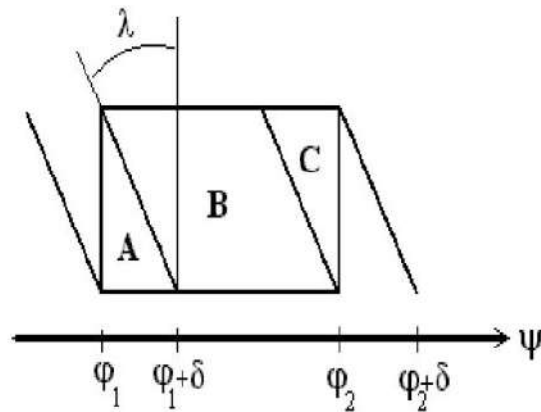


Figura 2.6: Fases do contato da ferramenta com peça (ARAÚJO, 1999)

A partir da relação entre o ângulo de contato φ_0 e o ângulo δ , o formato da superfície gerada pode ser classificado em Tipo I, quando φ_0 é maior de δ , e Tipo 2,

quando o contrário ocorre. Com isso, para o cálculo da força total na aresta ativa deve-se conhecer os limites de integração de φ e ψ de cada fase e em cada um dos tipos.

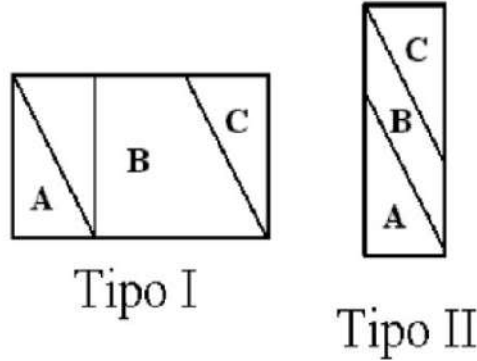


Figura 2.7: Fases do Tipo 1 e Tipo 2 (ARAUJO, 1999)

2.2.2 Forças de corte com ferramenta rígida

Conforme apresentado por ARAUJO (1999) e mostrado na Figura 2.4, existem dois momentos distintos no processo de fresamento. O primeiro representa o início do corte, onde a espessura de penetração varia com o avanço por dente (Figura 2.4a). Já o segundo corresponde a penetração constante, onde a força, diferentemente do primeiro momento onde essa aumenta a cada avanço, é periódica (Figura 2.4b).

A espessura instantânea do cavaco $h(\phi_j)$ para cada aresta de corte é dada pela Equação 2.4, onde a mesma depende do avanço por dente a_d e do ângulo de imersão instantâneo ϕ_j do dente j medido a partir do eixo vertical y .

$$h(\phi_j) = a_d \cdot \sin(\phi_j) \quad (2.4)$$

A área do cavaco removido $A(\phi_j)$ é função do ângulo de imersão instantâneo ϕ_j e pode ser encontrada a partir da Equação 2.5.

$$A(\phi_j) = a_p \cdot h(\phi_j) \quad (2.5)$$

A força tangencial F_{tj} e a força radial F_{rj} que se aplicam na aresta de corte do dente j , podem ser calculadas pelo meio das Equações 2.6 e 2.7 respectivamente.

$$F_{tj} = K_t \cdot A(\phi_j) \quad (2.6)$$

$$F_{rj} = k_r \cdot A(\phi_j) \quad (2.7)$$

Assim, conforme Figura 2.4, as forças de usinagem nas direções x (alinhada a

direção de avanço) e y (perpendicular a direção de avanço) para aresta de corte j , podem ser calculadas pelas Equações 2.8 e 2.9.

$$F_{xj} = -F_{tj} \cdot \cos(\phi_j) - F_{rj} \cdot \sin(\phi_j) \quad (2.8)$$

$$F_{yj} = F_{tj} \cdot \sin(\phi_j) - F_{rj} \cdot \cos(\phi_j) \quad (2.9)$$

Por fim, a força total que atua na ferramenta é o somatório de todas as parcelas da força aplicadas pelos z dentes conforme Equações 2.10 e 2.11.

$$F_x = \sum_{j=1}^N F_{xj} \quad (2.10)$$

$$F_y = \sum_{j=1}^N F_{yj} \quad (2.11)$$

2.3 Forças de corte com ferramenta flexível

As vibrações são um dos maiores limitadores na produtividade e na qualidade dos processos, causando problemas no acabamento e na tolerância dimensional. Ser capaz de prevenir, reduzir ou controlar a vibração permitiria também aumentar a vida útil da ferramenta de corte e reduzir o custo do processo.

Deste modo, a fim de melhor se aproximar da realidade e gerar análises e modelos mais precisos, deve-se considerar a vibração e a instabilidade do sistema. Assim, a compreensão do *chatter* é essencial para o desenvolvimento de soluções que aumentem a eficiência do processo.

2.3.1 *Chatter*

Chatter é um tipo específico de vibração auto-excitada que pode ocorrer durante a remoção de material em diversos processos de usinagem, conforme apresentado na Figura 2.8 (QUINTANA e CIURANA, 2011). Trata-se de um tema complexo, uma vez que o sistema envolve diversos elementos: a peça, a ferramenta de corte, o porta ferramenta, a máquina operatriz e ainda os parâmetros de corte que influenciam a dinâmica do sistema.

O *chatter* pode ser classificado em duas categorias: primário e secundário, de acordo com a causa (ALTINTAS, 2012). O primário ocorre como resultado do atrito entre a peça e a ferramenta, pelo modo de acoplamento, ou pelos efeitos termomecânicos sobre a formação do cavaco devido ao próprio processo de usinagem (SIDDHPURA e PAUROBALLY, 2012). Já o secundário é mais relevante, ocorre devido as ondulações geradas na superfície da peça em operações que necessitam de

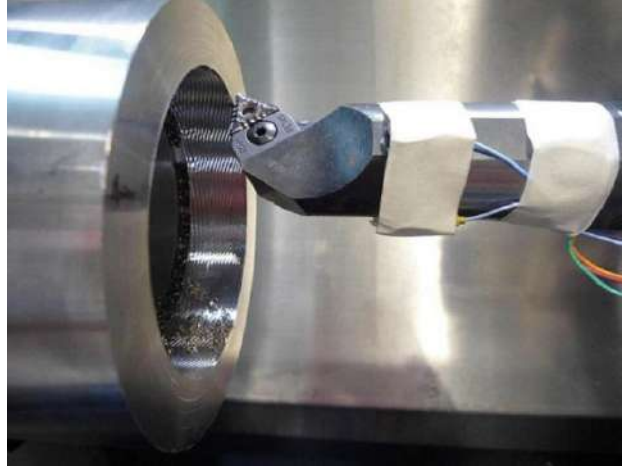


Figura 2.8: Qualidade superficial após a usinagem sob a condição de *chatter* (VENTER, 2015)

mais de um passe (corte sobreposto) e que, conseqüentemente, acabam amplificando a vibração existente na superfície anteriormente usinada (QUINTANA e CIURANA, 2011).

No secundário, a superfície da peça ganha uma forma ondulada e, como resultado, as forças de corte e a espessura do cavaco mudam de acordo com a diferença entre a superfície deixada pela rotação anterior e atual. Conforme apresentado na Figura 2.9, a diferença de fase entre as ondulações deixadas na peça faz com que a quantidade de material não usinado provoque uma amplificação da vibração, sendo essa máxima quando a diferença de fase relativa é π e mínima quando essa é zero (ALTINTAS, 2012).

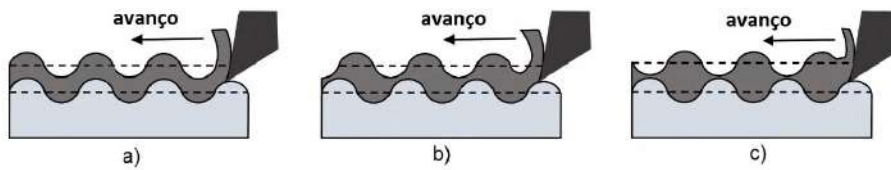


Figura 2.9: Variação da espessura do cavaco quando a diferença de fase é a) 0 rad, b) $\pi/2$ rad e c) π rad (adaptado de MEI *et al.* (2018))

Deve-se destacar também a necessidade de se considerar a não-linearidade para representação do *chatter*. Apesar de diversas teorias para o estudo e a avaliação do *chatter* se basearem na hipótese que a vibração afeta a força de corte de forma linear, é sabido que quando o *chatter* se inicia, o mesmo não cresce de forma indefinidamente, mas na verdade se estabiliza em uma amplitude finita de vibração. Isso ocorre devido a uma não-linearidade no processo relacionada ao fato que, uma vez que a vibração é muito grande, a ferramenta perde contato com a peça, resultando em uma força nula e não mais proporcional a espessura instantânea do

cavaco (TLUSTY e ISMAIL, 1981; VENTER, 2015). Com isso, deve-se considerar no modelo a não-linearidade do processo a fim de limitar o crescimento da vibração e melhor representar o fenômeno do *chatter*.

Chatter de regeneração

Existem diversas formas de instabilidade devido ao *chatter*, no entanto, conforme mostrado por TOBIAS e FISHWICK (1958) e TLUSTY e POLACEK (1963), a oriunda do efeito regenerativo é a mais comum e dominante em grande parte dos processos de fabricação. Durante a usinagem, devido a vibração, uma superfície ondulada é deixada na superfície da peça e, após uma rotação é completa, a ferramenta iniciará um novo passo pela superfície já irregular proveniente da passagem anterior, caracterizando assim o processo regenerativo (GANGULI *et al.*, 2007).

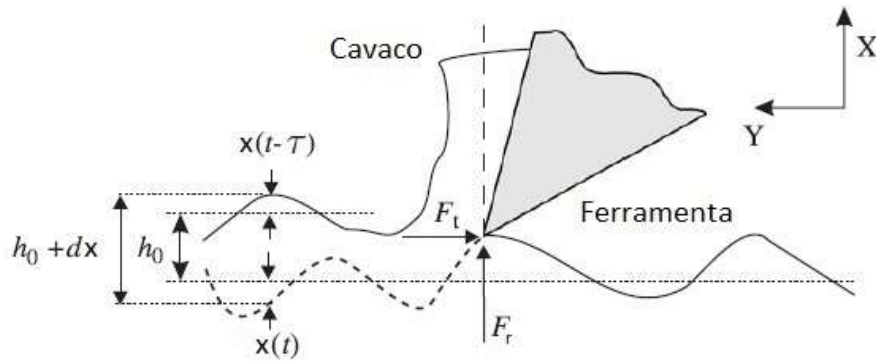


Figura 2.10: Processo regenerativo (adaptado de GANGULI *et al.* (2007))

Conforme pode ser observado na Figura 2.10, uma vez que a superfície da peça apresenta ondulações, a espessura do cavaco h não respeita mais a Equação 2.4, o que faz com que o sistema tenda a instabilidade (QUINTANA e CIURANA, 2011). A espessura instantânea do cavaco $h(t)$ dependerá também da deflexão dx sofrida pela ferramenta e da posição $x(t - \tau)$ da ferramenta na passagem anterior, onde $(t - \tau)$ se refere ao intervalo de tempo entre a passagem do dente atual e o antecedente, conforme Equação 2.12.

$$h(t) = h_0 + x(t) - x(t - \tau) \quad (2.12)$$

Chatter por acoplamento de modos

O termo acoplamento de modos significa a existência de vibração em duas ou mais direções (YUAN *et al.*, 2019). Diferentemente do *chatter* de regeneração, o *chatter* por acoplamento de modos pode acontecer até mesmo quando não há a sobreposição das passagens da ferramenta (*overlap*), e a sua amplitude de vibração

não possui uma direção fixa, uma vez que a ferramenta se movimenta de forma elíptica em relação a peça (ZHANG *et al.*, 2012b).

A teoria do acoplamento de modos demonstra que a estabilidade da máquina-ferramenta não depende apenas da rigidez e do amortecimento, mas também é influenciada pela orientação e variação da orientação entre os modos (ZHANG *et al.*, 2012b).

2.3.2 Modelagem das forças de corte considerando o *chatter*

Conforme apresentado por ALTINTAS (2000), o *chatter* pode ser modelado como um sistema dinâmico com dois graus de liberdade a fim de se medir as forças na direção de avanço x e na direção normal y .

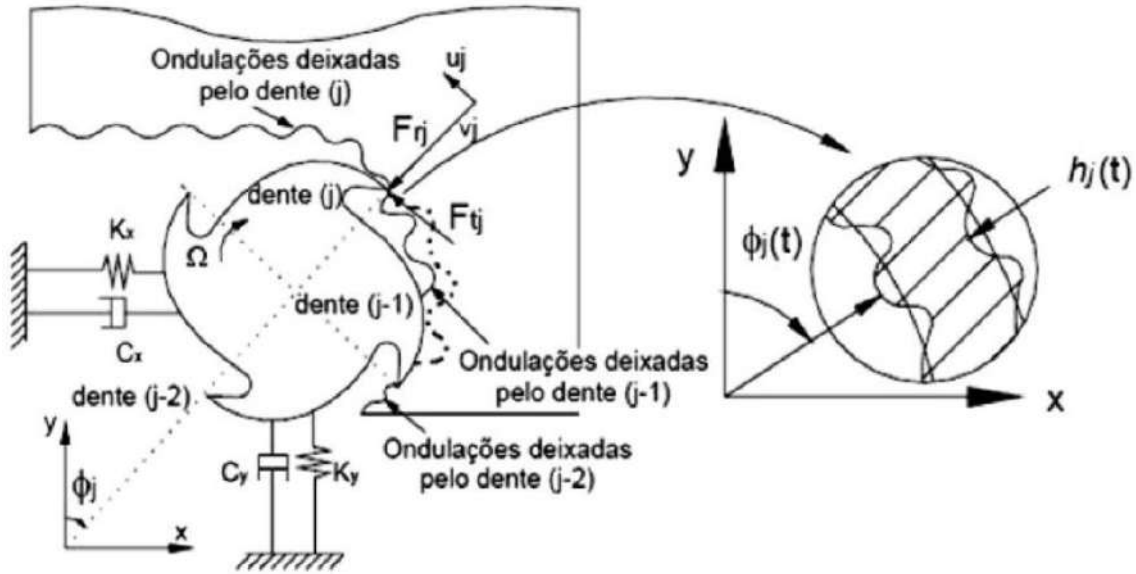


Figura 2.11: Modelo dinâmico da fresa com dois graus de liberdade (ALTINTAS, 2000)

A Figura 2.11 ilustra a ação de cada aresta de corte em uma operação que possui *chatter*. A estrutura é excitada pelas forças de corte na direção de avanço e transversal, causando deslocamentos nos eixos x e y . Conforme mostrado na Equação 2.13, a posição do dente j é a função v_j , que depende da posição angular instantânea ϕ_j .

$$v_j = (-x.\text{sen}\phi_j - y.\text{cos}\phi_j) \quad (2.13)$$

Conforme explicado anteriormente (Seção 2.3.1) e observado na Equação 2.14, agora o cálculo da espessura instantânea do cavaco $h(\phi_j)$ considera a vibração da ferramenta, sendo que a parcela $(v_{j.o} - v_j)$ representa a diferença dos deslocamentos dinâmicos na passagem do dente anterior e atual.

$$h(\phi_j) = (a_d \cdot \text{sen}(\phi_j) + (v_{j.o} - v_j)) \cdot g(\phi_j) \quad (2.14)$$

A função pulso $g(\phi_j)$ representa o contato da ferramenta com a peça, sendo o ângulo de entrada ϕ_e e o ângulo de saída ϕ_s , tem-se a Equação 2.15.

$$g(\phi_j) \begin{cases} 1, \text{ se } \phi_e < \phi_j < \phi_s \text{ (com contato)} \\ 0, \text{ se } \phi_j < \phi_e \text{ ou } \phi_j > \phi_s \text{ (sem contato)} \end{cases} \quad (2.15)$$

Sendo a diferença do deslocamento dinâmico da aresta de corte em dois instantes consecutivos representada por $\Delta x = x - x_0$ e $\Delta y = y - y_0$, e substituindo $v - j$ na Equação 2.14 chega-se a Equação 2.16.

$$h(\phi_j) = (\Delta x \cdot \text{sen}(\phi_j) + \Delta y \cdot \cos(\phi_j)) \cdot g(\phi_j) \quad (2.16)$$

Conforme apresentado por ALTINTAS e BUDAK (1995), a força tangencial F_{tj} e a força radial F_{rj} que atuam no dente j dependem da profundidade de corte axial a_p e da espessura do cavaco $h(\phi_j)$ como é mostrado nas Equações 2.17 e 2.18.

$$F_{tj} = K_t \cdot a_p \cdot h(\phi_j) \quad (2.17)$$

$$F_{rj} = k_r \cdot F_{tj} \quad (2.18)$$

Por fim, para calcular as forças de usinagem das direções x e y para uma aresta de corte j utiliza-se as Equações 2.8 e 2.9. Feito isso, basta realizar o somatório considerando todas as arestas, conforme Equações 2.10 e 2.11, para encontrar F_x e F_y , respectivamente.

Além disso, como apresentado por BUDAK (2003), pode-se definir a condição limite de estabilidade a partir da profundidade de corte crítica a_{pc}^{lim} . A mesma pode ser definida a partir da Equação 2.19, onde κ é o número inteiro de vibrações durante o período T de passagem de um dente, Λ_R é a parte real do autovalor da equação característica definido pela Equação 2.20 e w_c é a frequência de *chatter* em rad/s .

$$a_{pc}^{lim} = -\frac{2 \cdot \pi \cdot \Lambda_R}{z \cdot K_t} (1 + \kappa^2) \quad (2.19)$$

$$\begin{aligned} \Lambda_R &= 1 - \cos(w_c \cdot T) \\ T &= \frac{2\pi}{z \cdot n} \end{aligned} \quad (2.20)$$

Assim, quando a verificação da condição limite é realizada para uma variedade de frequências de *chatter* w_c e uma gama de quantidades de vibrações κ encontra-se o diagrama de lóbulos de estabilidade do sistema, conforme Figura 2.12.

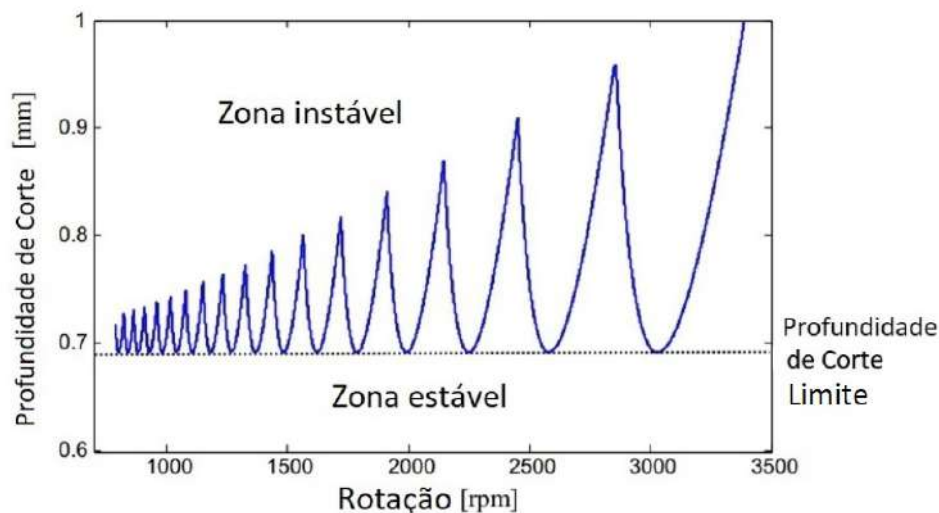


Figura 2.12: Diagrama de lóbulos de estabilidade (adaptado de LU *et al.* (2018))

2.4 Métodos e soluções para o controle e atenuação do *chatter*

Para controlar ou reduzir a vibração presente nas operações de corte, duas estratégias podem ser utilizadas, a passiva ou a ativa. Segundo QUINTANA e CIURANA (2011), enquanto o método passivo altera os parâmetros de corte ou as características dinâmicas do sistema a fim de torna a operação mais resistente a vibração, o método ativo monitora o processo e ajusta o sistema de acordo com a usinagem.

Um dos métodos passivos que, conforme apresentado por BREHL e DOW (2008), vêm se mostrando eficaz é a usinagem com assistência por vibração. Também chamado de *vibration-assisted machining* (VAM) tem o objetivo de atenuar a vibração a partir da adição de deslocamentos de alta frequência e baixa amplitude a ferramenta de corte. Ainda segundo BREHL e DOW (2008), o VAM se beneficia da separação periódica entre a face de ataque da ferramenta e o material gerada pela vibração para produzir cavacos com menor espessura, aumentar o acabamento e a vida útil da ferramenta de corte.

Outra estratégia que merece destaque é a utilização de ferramentas com passo angular diferenciado. Uma vez identificado que fresas com passo angular constante apresentavam grande dificuldade na usinagem de materiais com baixa usinabilidade ou em casos em que o sistema se mostrava instável, foi proposta essa alteração na construção da ferramenta (QUINTANA e CIURANA, 2011; SONG *et al.*, 2011). Essas ferramentas, por apresentarem uma diferença de fase entre as superfícies usinadas que não é constante para todos os dentes, perturbam o mecanismo de regeneração e aumentam a estabilidade do sistema (JIN *et al.*, 2013).

2.4.1 Usinagem com assistência por vibração (VAM)

Como visto anteriormente, o *chatter* pode prejudicar o acabamento da peça, aumentar as forças de corte, reduzir a vida da ferramenta e até mesmo ocasionar a sua quebra. No entanto, conforme apresentado, inicialmente, por ISAEV e ANOKHIN (1961), é possível utilizar uma vibração imposta na ferramenta para se obter consequências que favorecem a usinagem, como a redução das forças de usinagem e a produção de cavacos menos espessos, a partir do método denominado *vibration-assisted machining* (VAM).

A usinagem utilizando assistência por vibração adiciona deslocamentos com pequena amplitude e alta frequência ao movimento de corte da ferramenta, tal ação melhora o acabamento superficial, mantém a tolerância de forma e reduz a rebarba quando comparada com usinagem convencional. Esse método pode ser realizado em uma direção, quando o deslocamento adicionado se limita a direção de avanço, ou em duas direções ortogonais, quando a ferramenta é deslocada em um movimento elíptico.

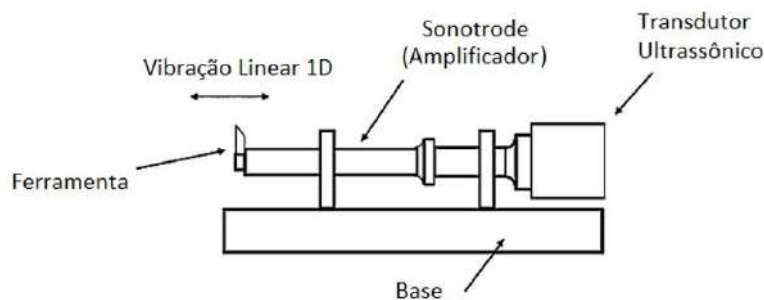


Figura 2.13: Típico sistema de usinagem com vibração assistida 1D utilizando gerador ultrassônico (adaptado de BREHL e DOW (2008))

Quanto a montagem do sistema de usinagem com assistência por vibração 1D, o equipamento necessário se limita a um amplificador e a um gerador ultrassônico, como mostra a Figura 2.13. O gerador ultrassônico, que utiliza um atuador piezoelétrico ou magnetostriativo, é responsável por gerar um movimento linearmente e harmonicamente oscilante com baixa amplitude e alta frequência. O amplificador, também chamado de “sonotrodo”, tem a função de guiar e amplificar as ondas provocadas pelo gerador com intuito de manter a vibração desejada. E, por fim, a ferramenta de corte deve ser presa de forma que a sua face de ataque seja normal à direção de vibração do sistema.

Para uma dada frequência de excitação, é possível calcular uma velocidade de corte crítica em que a face de ataque da ferramenta periodicamente perde contato com a superfície do material. No caso da usinagem utilizando a assistência por vibração 1D é imposto um deslocamento adicional a ferramenta harmonicamente

em uma trajetória linear na direção de avanço, sendo a sua posição $x_v(t)$ conhecida e controlada.

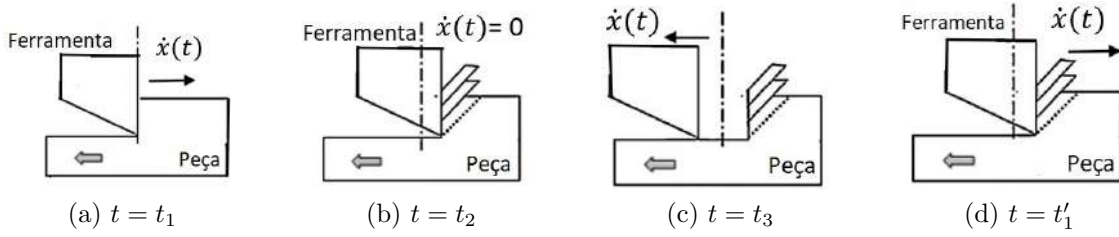


Figura 2.14: Usinagem com assistência de vibração 1D (adaptado de BREHL e DOW (2008))

A Figura 2.14 apresenta claramente o que ocorre durante o processo - contato, desacoplamento e recuperação do contato entre a ferramenta e a peça. No primeiro painel 2.14a, $t = t_1$, a ferramenta acabou de começar a usinar a peça e a sua velocidade relativa à peça $\dot{x}(t)$ está na mesma direção que a velocidade de avanço v_a . Na Figura 2.14b, $t = t_2$, a ferramenta já percorreu o caminho linear imposto a ela pela vibração e $\dot{x}(t)$ é igual a zero, estando assim na iminência de inverter sua direção. Após chegar no final do percurso linear, $t = t_3$ (Figura 2.14c), a direção de deslocamento da ferramenta se inverte e ocorre a perda de contato com a peça. Por fim, no último painel 2.14d, a ferramenta restabelece contato com material e um novo ciclo se inicia, sendo $\dot{x}(t)$ maior que zero de novo.

A posição e a velocidade da ferramenta podem ser calculadas, respectivamente, pelas Equações 2.21 e 2.22, sendo ω_f a velocidade angular do deslocamento, v_a a velocidade de avanço e A_f a amplitude de vibração da ferramenta (BREHL e DOW, 2008). Já a velocidade de avanço crítica v_a^{lim} que causa a separação da face de ataque da ferramenta e da superfície do material é descrita pela Equação 2.23.

$$x_v(t) = A_f \sin(\omega_f t) + v_a \cdot t \quad (2.21)$$

$$\dot{x}_v(t) = \omega_f A_f \cos(\omega_f \cdot t) + v_a \quad (2.22)$$

$$v_a^{lim} = 2\pi f A_f \quad (2.23)$$

Quando a velocidade $\dot{x}_v(t)$ é maior ou igual a velocidade crítica, a ferramenta se mantém sempre em contato com a superfície da peça. Já no caso em que o oposto acontece, ou seja, quando $\dot{x}_v(t)$ é menor que v_a^{lim} , o corte é interrompido, favorecendo assim os mencionados benefícios da usinagem com vibração assistida (VAM).

Além disso, conforme mostrado na Equação 2.24, a espessura do cavaco esperada na usinagem com assistência por vibração $h'(t)$ sofre alterações devido a vibração

que está sendo aplicada a ferramenta.

$$h'(t) = h(t) + A_f \sin(\omega_f t) = h_0 + x(t - \tau) - x(t) + A_f \sin(\omega_f t) \quad (2.24)$$

Sabendo que a espessura do cavaco é uma grandeza positiva e considerando a vibração apenas em uma direção, pode-se equacionar o sistema com um grau de liberdade. Desta forma, tomando os parâmetros dinâmicos: massa m_t , amortecimento c e rigidez k , e considerando a vibração sofrida pelo sistema, a equação que governa a dinâmica do sistema pode ser escrita conforme a Equação 2.25.

$$m_t \ddot{x}(t) + c \dot{x}(t) + kx(t) = F_x(K_x, a_p, h(t), q) = K_x a_p (v_f \tau(t) + A_f \sin(\omega_f t) + x(t - \tau(t)) - x(t))^q \quad (2.25)$$

Conforme BREHL e DOW (2008), foi realizado um mapeamento da margem de operação de 33 referências técnicas e percebeu-se que os valores de frequência de vibração variam até 40 kHz, enquanto a amplitude varia de 2 a 100 μm . Avaliando as frequências comercialmente disponíveis para geradores ultrassônicos, os dois valores mais indicados são de 20 ou 40 kHz. Para a amplitude, existe uma maior margem de operação, tipicamente entre 3 e 20 μm . Esses valores têm como principal objetivo a manutenção da rigidez do sistema contra flexão uma vez que a vibração transversal prejudica a eficiência do método.

2.4.2 Ferramenta de corte com passo angular variável



(a) Fresa com passo angular constante (b) Fresa com ângulo de hélice variável (c) Fresa com passo angular diferenciado

Figura 2.15: Exemplos dos tipos de fresa de topo (SONG *et al.*, 2011)

Outra técnica desenvolvida para reduzir a vibração é utilizar ferramentas com geometrias especiais. No caso do fresamento, a eficiência da utilização de fresas com passo angular variável (Figura 2.15c) foi inicialmente demonstrada por SLAVICEK (1965) e a sua influência na estabilidade do processo faz com que ocorra uma redução

nas forças de corte causadas pela variação da espessura do cavaco e um aumento da vida útil da ferramenta de corte (MEI *et al.*, 2018).

Como apresentado em BUDAK (2003), as ferramentas de passo angular não constante utilizam a variação na diferença de fase ε_j entre os cortes subsequentes, para perturbar o mecanismo de regeneração. A Equação 2.26 apresenta essa característica, onde T_j é o período de passagem do dente j correspondente ao passo angular ϕ_{pj} .

$$\varepsilon_j = w_c T_j \quad (j = 1, \dots, z) \quad (2.26)$$

Deve-se associar T_j ao intervalo de tempo $(t - \tau)$ apresentado na Seção 2.3.1. Para a fresa de passo angular diferenciado esse intervalo de tempo não é constante, assim os dentes atuam sobre a peça em frequências diferentes. Avaliando a Equação 2.26 para uma fresa de passo constante (Figura 2.15a), T_j teria o mesmo valor para qualquer j , ou seja, a diferença de fase e o intervalo entre dois dentes seria sempre o mesmo.

A Figura 2.16 ajuda na compreensão do contraste entre as duas configurações, passo angular constante (Figura 2.15a) e variável (Figura 2.15c), pode-se perceber que para o último a inconstância no início da atuação de cada dente na ação de corte faz com que o efeito regenerativo do chatter seja reduzido ou eliminado.

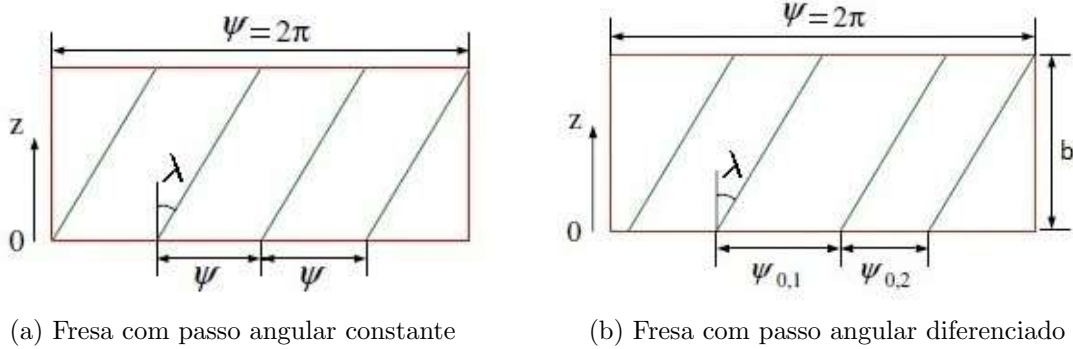
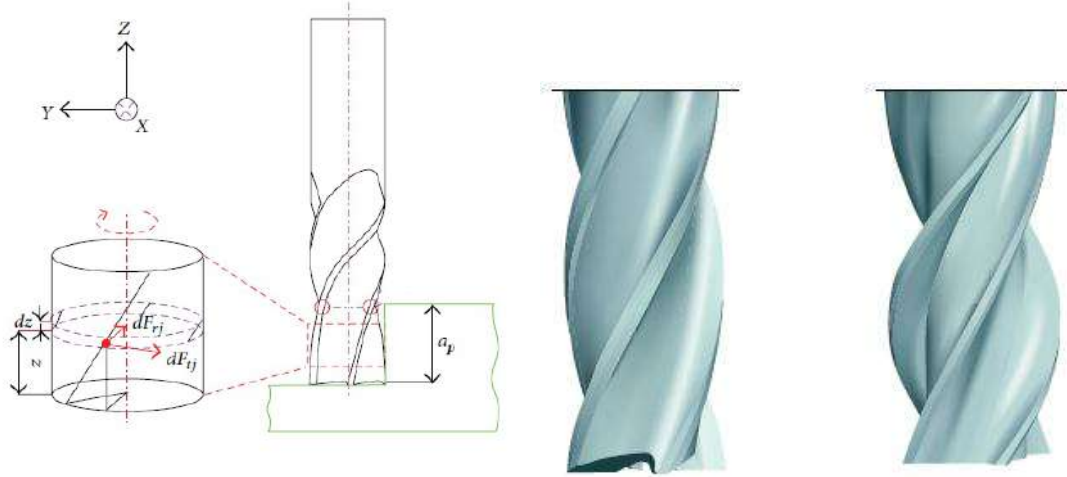


Figura 2.16: Circunferência “desdobrada” do dente da fresa (adaptado de JIN *et al.* (2013))

Outra possibilidade é a variação do ângulo de hélice λ , como mostrado na Figura 2.15b. Assim como a fresa com passo angular variado, a estratégia dessa configuração é perturbar o efeito regenerativo do *chatter*, agora, também ao longo da profundidade de corte (direção z), conforme Figura 2.17a (JIN *et al.*, 2013).

Cabe destacar que a combinação de ambas estratégias, ângulo de hélice e passo angular variáveis, também pode ser utilizada, conforme apresentado por SONG *et al.* (2011), para torna o sistema mais estável. WANG *et al.* (2015) desenvolve o modelo para prever a estabilidade do sistema e prova numericamente que esse tipo de ferramenta é mais efetiva no controle do *chatter* do que uma ferramenta

com ângulo de hélice e passo angular uniforme. É importante mencionar, que como dito anteriormente, como a diferença de fase varia com a profundidade de corte, para essa análise, a ferramenta deve ser discretizada em camada axiais. Feito isso, WANG *et al.* (2015) utilizou a teoria de Floquet para equações diferenciais lineares com coeficiente periódico para implementar o algoritmo, e, posteriormente, utilizou dois modelos de fresamento com dois graus de liberdade para demonstrar o mesmo.



(a) Influência do ângulo de hélice na profundidade de corte (adaptado de JIN *et al.* (2013))
(b) Comparação entre uma fresa com ângulo de hélice constante e variável (adaptado de WANG *et al.* (2015))

Figura 2.17: Fresa com ângulo de hélice variável

Considerando uma fresa com passo angular variável e ângulo de hélice constante, as mesmas equações utilizadas para determinação da espessura instantânea do cavaco $h(\phi_j)$ e das forças de corte no caso com passo angular constante são aplicáveis. No entanto, conforme apresentado por MEI *et al.* (2018) e BUDAK (2003), a profundidade de corte crítica a_{pd}^{lim} não será a mesma para as fresas de passo angular diferenciado, respeitando agora a Equação 2.27:

$$a_{pd}^{lim} = -\frac{4 \cdot \pi \cdot \Lambda_I}{K_t \cdot S} \quad (2.27)$$

sendo

$$\Lambda = \frac{a_p}{4\pi} K_t \sum_{j=1}^z (1 - e^{iw_c T_j}) \quad (2.28)$$

$$C = \sum_{j=1}^z \cos(w_c T_j) \quad (2.29)$$

$$S = \sum_{j=1}^z \sin(w_c T_j) \quad (2.30)$$

$$z - C = S \frac{\Lambda_R}{\Lambda_I} \quad (2.31)$$

Diferente das fresas com passo constante, uma vez que não é possível encontrar uma equação que relacione a frequência e a rotação explicitamente para o passo angular variável, a solução numérica é realizada. Além disso, é interessante notar que a Equação 2.19 para o caso com passo angular constante pode ser reescrita conforme a Equação 2.32, onde uma vez que a fase $w_c T$ é constante para todos dentes, $\sum \text{sen}(w_c T_j)$ se torna $z \text{sen}(w_c T_j)$.

$$a_{pc}^{lim} = -\frac{4\pi}{K_t} \frac{\Lambda_I}{z \text{sen}(w_c T)} \quad (2.32)$$

Dito isso, visto que a pressão específica K_t é uma característica do material, conclui-se que os ângulos do passo angular devem ser projetos de forma a minimizar o parâmetro S e aumentar o limite de estabilidade do sistema, isto é, aumentar a profundidade de corte crítica a_{pd}^{lim} (MEI *et al.*, 2018).

Considerando uma fresa com passo angular diferenciado, os ângulos do passo podem ser genericamente definidos como P_1 , P_2 , P_1 e P_2 , onde P_1 e P_2 representam dois ângulos diferentes (Figura 2.18).



Figura 2.18: Fresa genérica de passo diferenciado (adaptado de SONG *et al.* (2011))

Com isso, para uma fresa com z dentes, a ferramenta com passo não constante deve respeitar a seguinte relação:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^z P_i &= 2\pi \\ \Rightarrow \begin{cases} \frac{z(P_1+P_2)}{2} = 2\pi, & z \text{ é par} \\ \frac{[(z+1)P_1+(z-1)P_2]}{2} = 2\pi, & z \text{ é ímpar} \end{cases} \end{aligned} \quad (2.33)$$

Segundo MEI *et al.* (2018), considerando que o número de dentes z é par, a

relação entre dois ângulos adjacentes é:

$$P_1 + P_2 = \frac{4\pi}{z} \quad (2.34)$$

Utilizando a Equação 2.34 e baseando-se na Equação 2.26, pode-se determinar a diferença de fase correspondente aos ângulos P_1 e P_2 conforme a Equação 2.35.

$$\varepsilon_1 = \frac{60w_c P_1}{2\pi} \quad \varepsilon_2 = \frac{60w_c P_2}{2\pi n} \quad (2.35)$$

sendo $60P_j/2\pi$ o período de passagem T_j correspondente ao passo angular P_j .

Agora substituindo a Equação 2.34 na Equação 2.35, encontra-se:

$$\varepsilon_2 = \frac{120w_c}{zn} - \frac{60w_c P_1}{2\pi n} \quad (2.36)$$

A fim de simplificar a Equação 2.36, $120w_c/zn$ pode ser representado pelo símbolo ε_s , que se refere a diferença de fase correspondente ao passo angular $4\pi/z$. Assim, a Equação 2.36 pode ser reescrita conforme:

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_s - \varepsilon_1 \quad (2.37)$$

Substituindo a Equação 2.37 em Equação 2.30, encontra-se a Equação 2.38 que para um valor fixo de dentes z permite projetar a fresa com passo angular variável.

$$S = \frac{z[\text{sen}\varepsilon_1 + \text{sen}(\varepsilon_s - \varepsilon_1)]}{2} \quad (2.38)$$

Visto que apenas $\text{sen}\varepsilon_1 + \text{sen}(\varepsilon_s - \varepsilon_1)$ influenciará S , uma nova variável pode ser representada conforme:

$$\bar{S} = \text{sen}\varepsilon_1 + \text{sen}(\varepsilon_s - \varepsilon_1) \quad (2.39)$$

Com isso, pode-se reescrever a Equação 2.38 como:

$$S = \frac{z\bar{S}}{2} \quad (2.40)$$

Por fim, substituindo a Equação 2.40 na Equação 2.27 chega-se a Equação 2.41 para determinar a profundidade de corte limite a_p^{lim} .

$$a_p^{lim} = -\frac{8\pi\Lambda_I}{K_t z \bar{S}} \quad (2.41)$$

Assim, para projetar uma fresa com passo angular otimizado que evite que o sistema sofra com o *chatter* deve-se minimizar o parâmetro $\bar{S}$. Além disso, percebe-se, a partir da Equação 2.35, que a diferença de fase não depende apenas do passo angular, mas também é influenciada pela rotação n e pela frequência de *chatter* w_c .

Capítulo 3

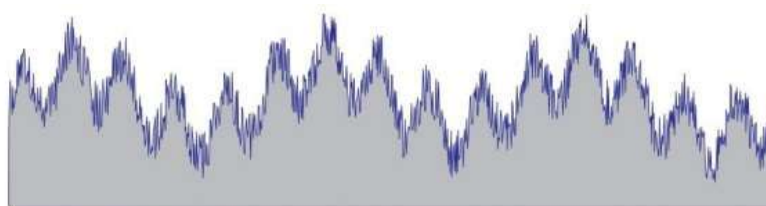
Integridade superficial no fresamento de topo

A integridade superficial da topografia da peça pode ser caracterizada pelo conjunto de pequenas saliências e reentrâncias que descrevem uma superfície. Esse parâmetro se apresenta como um indicador para descrever a qualidade de uma peça e, muitas vezes, verificar se a mesma se adequa a algum requisito técnico.

Como o comportamento funcional e a aplicação de uma peça é influenciado pela integridade superficial da mesma, a compreensão dos fatores que afetam esse indicador é de extrema importância para o desenvolvimento de projetos mecânicos.

As superfícies reais se diferenciam das superfícies geométricas através da sua variação de forma, macro ou microgeométricas. Essas variações de forma são divididas de acordo com a norma alemã DIN 4760 em: erros de forma, ondulações, rugosidade (ranhuras e sulcos), rugosidade (estrias, escamas e crateras), estrutura cristalina e formulação cristalina.

Assim, o perfil efetivo (Figura 3.1a) é composto por irregularidades formadas por curvas com comprimentos de onda curtos, que representam a rugosidade (Figura 3.1b), e longos, que representam a ondulação (Figura 3.1c), sendo a distinção dessas duas de extrema importância para a análise do comportamento do sistema durante a usinagem. Com isso, para identificação da rugosidade e da ondulação, é determinada a amplitude do comprimento de amostragem, também chamada de *cut-off* (ISO 4288:1996).



(a) Perfil verdadeiro

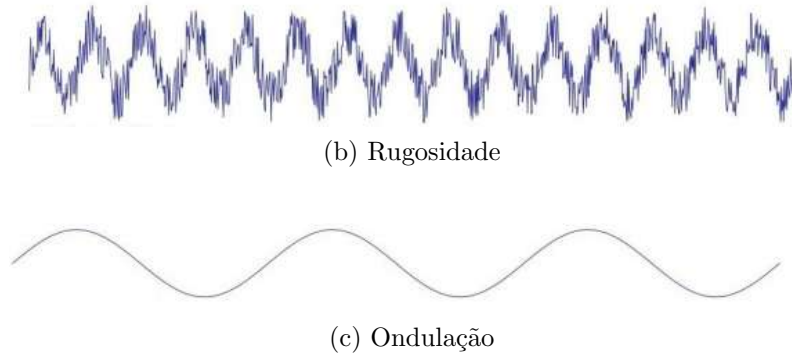


Figura 3.1: Um perfil de superfície representa os efeitos combinados de rugosidade e ondulação (adaptado de HOBSON (2014))

O sistema de medição da integridade superficial adotado no Brasil, de acordo com a Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) - ABNT NBR ISO 4287:2002, é o sistema M (linha média). Nesse, como ilustrado na Figura 3.2, todos os parâmetros de medição da rugosidade são baseados a partir de uma linha paralela à direção geral do perfil, no comprimento de amostragem l_n (*cut-off*), de modo que a soma das áreas inferiores é exatamente igual à soma das áreas superiores (CABRERA, 2015).

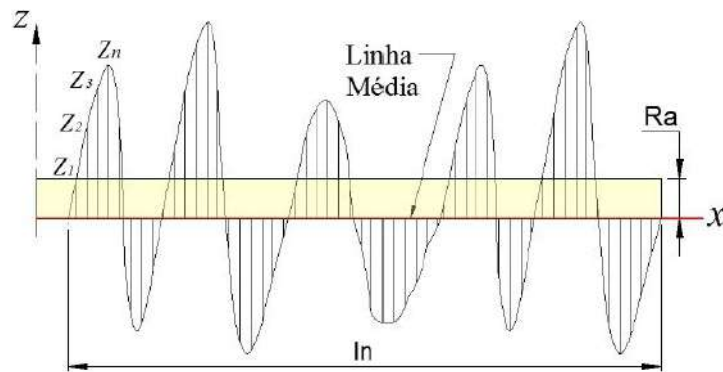


Figura 3.2: Linha média do sistema M. (CABRERA, 2015)

3.1 Parâmetros de medição da rugosidade e ondulação

Os parâmetros para avaliar a integridade superficial são divididos em três classes:

- Parâmetros de amplitude: determina a medição baseada na altura z do sistema de coordenadas, subdividido em picos e vales.
- Parâmetros de espaçamento: determina a medição do espaçamento entre as irregularidades ao longo da superfície (eixo x).

- Parâmetros híbridos: combinam as características dos outros dois parâmetros, fornecendo um valor tal como área ou volume.

Assim, nota-se que existem diversos parâmetros de rugosidade, porém o mais reconhecido e utilizado é a rugosidade média (Ra). A mesma corresponde a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas dos afastamentos dos pontos do perfil de rugosidade, em relação à linha média, dentro do percurso de medição. Como mostrado na Figura 3.2, essa grandeza pode ser representada como a altura de um retângulo, em que a área é igual à soma absoluta das áreas delimitadas entre o perfil e a linha média, dentro de um comprimento de amostragem ln .

De forma semelhante a rugosidade média (Ra), o parâmetro Wa é o mais utilizado para a avaliação da ondulação, representando a ondulação média da superfície e sendo calculado de forma similar a Ra .

Conforme mostrado a seguir, os parâmetros Ra e Wa podem ser expressos conforme a Equação 3.1:

$$Ra \text{ ou } Wa = \frac{1}{ln} \int_0^{ln} |Z(x)| dx \quad (3.1)$$

No entanto, cabe destacar que essas grandezas não fornecem nenhuma informação quanto a forma da superfície, uma vez que não fornecem diferenciação entre picos e vales.

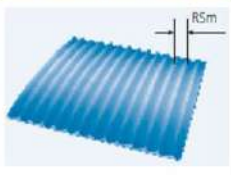
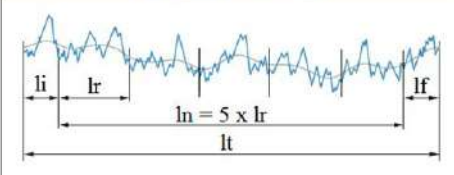
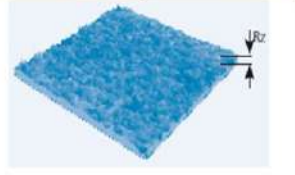
3.2 Comprimento de amostragem (*cut-off*)

A escolha do comprimento de amostragem ou *cut-off* é de extrema importância para obtenção do perfil modificado adequado. Sendo esse o responsável por especificar numericamente o comprimento da frequência de onda acima ou abaixo do qual uma das componentes da superfície (rugosidade ou ondulação) será eliminada. A escolha de um valor errado pode resultar na inclusão de valores do perfil de ondulação que influenciariam as medições de rugosidade.

Um ponto importante na seleção do comprimento de amostragem é a periodização do perfil. Devido a isso utiliza-se a norma ISO 4288:1996, na qual se realiza uma medição preliminar dos parâmetros Ra , Rz (altura máxima do perfil) e Rsm (largura média dos elementos do perfil). Caso a superfície apresente-se como periódica, obtêm-se o valor de *cut-off* comparando os valores da primeira coluna RSm da Tabela 3.1 com o obtido na medição inicial. Caso apresente-se como aperiódico, compara-se os valores de Ra e Rz medidos com a última coluna da Tabela 3.1 para se determinar o *cut-off* correspondente.

Também na Tabela 3.1, pode-se observar os comprimentos de ajuste li e lf , o comprimento de amostragem lr e o comprimento de avaliação ln . Os dois primeiros

Tabela 3.1: Comprimento de amostragem *cut-off* conforme a normas técnica ISO 4288:1996 (CABRERA, 2015)

Perfil Periódico	Condições de Medição	Perfil Aperiódico
		
RSm (mm)	lr (mm) = cut-off = λc	Ra (μm)
> 0,0130,04	0,08	> (0,006)0,02
> 0,040,13	0,25	> 0,020,1
> 0,130,4	0,8	> 0,12
> 0,41,3	2,5	> 210
> 1,34	8	> 1080
	ln (mm)	Rz (μm)
	0,4	> (0,025)0,1
	1,25	> 0,10,5
	4	> 0,510
	12,5	> 1050
	48	> 50200

se referem a trechos que não serão medidos, mas permitem o amortecimento das oscilações mecânicas e elétricas do sistema e a centralização do perfil. O comprimento lr corresponde ao *cut-off* nominal e está associado a ln , visto que ln é cinco vezes o valor de lr . Por fim, tem-se lt que corresponde a soma de todos os comprimentos mencionados.

3.3 Instrumentos de medição da rugosidade

A escolha do instrumento de medição da rugosidade deve se basear em diversos fatores, dos quais pode-se citar a facilidade de operação, o tamanho, o custo e, principalmente, se o instrumento terá ou será capaz de realizar a medição com contato. Dentro dessas características existem diversas opções, sendo essas divididas em instrumentos de medição com contato e sem contato.

Conforme apresentado por CARPINETTI *et al.* (2000), os perfilômetros mecânicos do tipo apalpador (*Stylus*) podem ser citados como os instrumentos com contato mais comumente usados, enquanto na categoria sem contato se destacam os perfilômetros óticos e a família de instrumentos baseada na microscopia de sensores de varredura SPM (*Scanning Probe Microscopy*).

3.3.1 Perfilômetro

Segundo DAGNALL (1998), o princípio de operação de um perfilômetro mecânico se baseia na utilização de um apalpador (*Stylus*) com movimentos verticais que são convertidos em sinais elétricos por um transdutor. O sinal elétrico passa por um amplificador, por um filtro 2RC (composto basicamente por dois resistores e dois capacitores) e por um conversor AD que modifica o sinal analógico em digital, obtendo assim, um gráfico do perfil primário que serve de base para

posteriores análises.



Figura 3.3: Perfilômetro mecânico com apalpador (Stylus) (CABRERA, 2015)

3.3.2 Apalpador

O apalpador é o componente que realmente entra em contato com a superfície, a partir do seu movimento horizontal, com carga e velocidade definida, realiza-se a varredura das irregularidades, aquisitando os deslocamentos verticais.

A norma ISO 3274:1996 define os padrões dimensionais e de forma dos apalpadores, podendo estes ser divididos em palpadores cônicos com pontas esféricas ou tronco-piramidais com ponta retangular, conforme Figura 3.4.

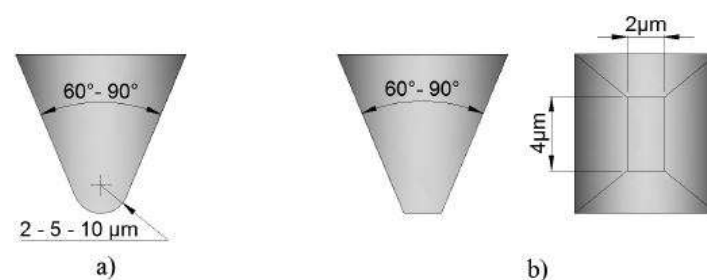


Figura 3.4: Tipos de apalpadores, a) Cônico com ponta esférica b) Tronco-piramidais com ponta retangular (CABRERA, 2015)

A seleção do apalpador adequado e, até mesmo, da força e da velocidade aplicada é essencial para uma medição precisa. Conforme apresentado na Figura 3.5, o raio e ângulo do apalpador funcionam como um filtro mecânico na medição do perfil da superfície. Se o tamanho ou o distanciamento entre as saliências ou reentrâncias na superfície for menor ou inalcançável pelo apalpador escolhido, o mesmo fará uma avaliação incorreta do perfil da peça.

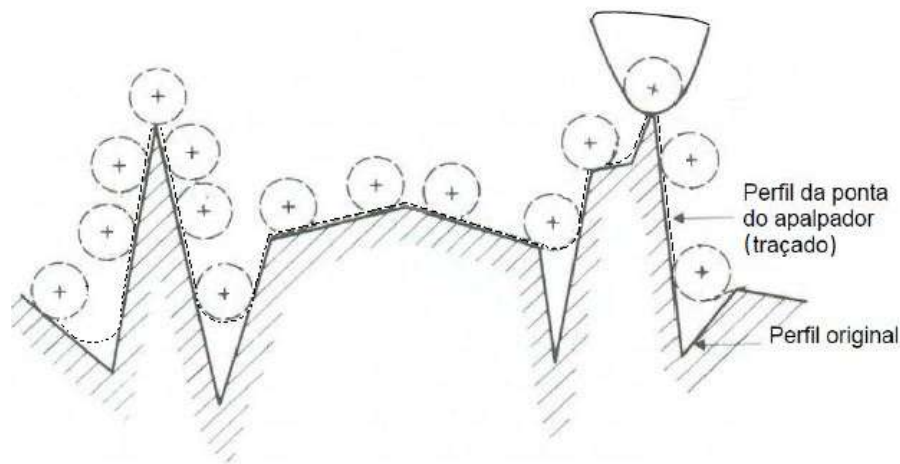


Figura 3.5: Distorção do perfil devido a escolha incorreta do apalpador (adaptado de CARPINETTI *et al.* (2000))

3.4 Influência da dinâmica do fresamento na integridade superficial

Conforme apresentado por BENARDOS e VOSNIAKOS (2003) e mostrado na Figura 3.6, os fatores que influenciam o acabamento superficial para os processos de torneamento e fresamento podem ser divididos em quatro grupos, que são: propriedades da ferramenta de corte, parâmetros de corte, propriedades da peça e os fenômenos de corte.

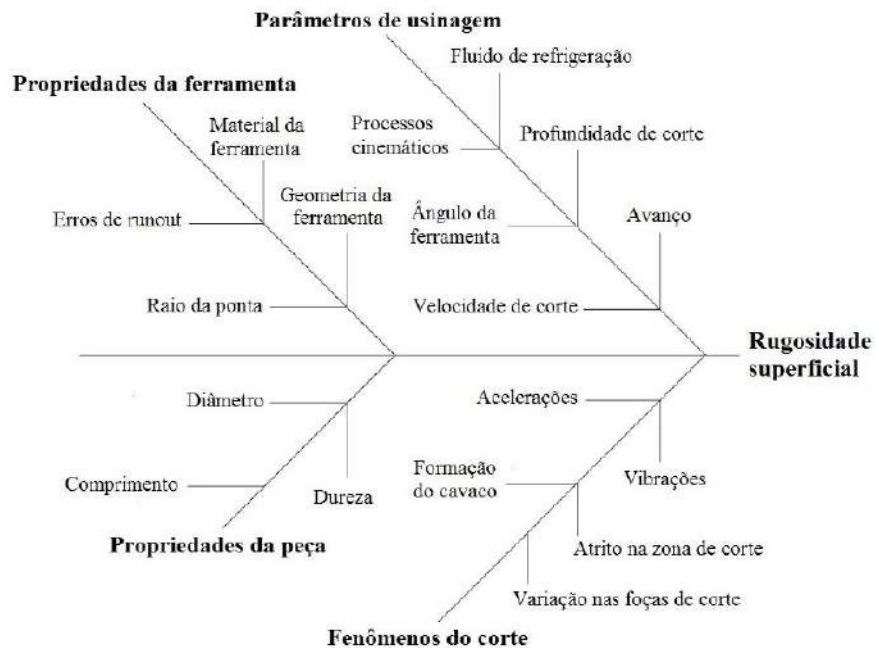


Figura 3.6: Fatores que afetam a integridade superficial na usinagem (adaptado de BENARDOS e VOSNIAKOS (2003))

Assim como apresentado por DINIZ *et al.* (2010), sabe-se que a rugosidade da superfície usinada é mais influenciada pelo avanço f , seguido pela rotação n e pela profundidade de corte a_p , respectivamente. Além disso, é conhecido que enquanto o avanço e a profundidade de corte são diretamente proporcionais à rugosidade, a rotação é inversamente proporcional a mesma.

Com isso, um tópico que deve ser destacado é o efeito que a dinâmica do processo de fresamento e o fenômeno do *chatter* tem sobre o acabamento superficial da peça usinada. Conforme mencionado anteriormente, o processo de fresamento por si só já é crítico devido a variação da força e de temperatura que podem levar a danos na superfície da peça e a não manutenção da tolerância dimensional desejada, e, além disso, o *chatter* agrava ainda mais esse cenário.

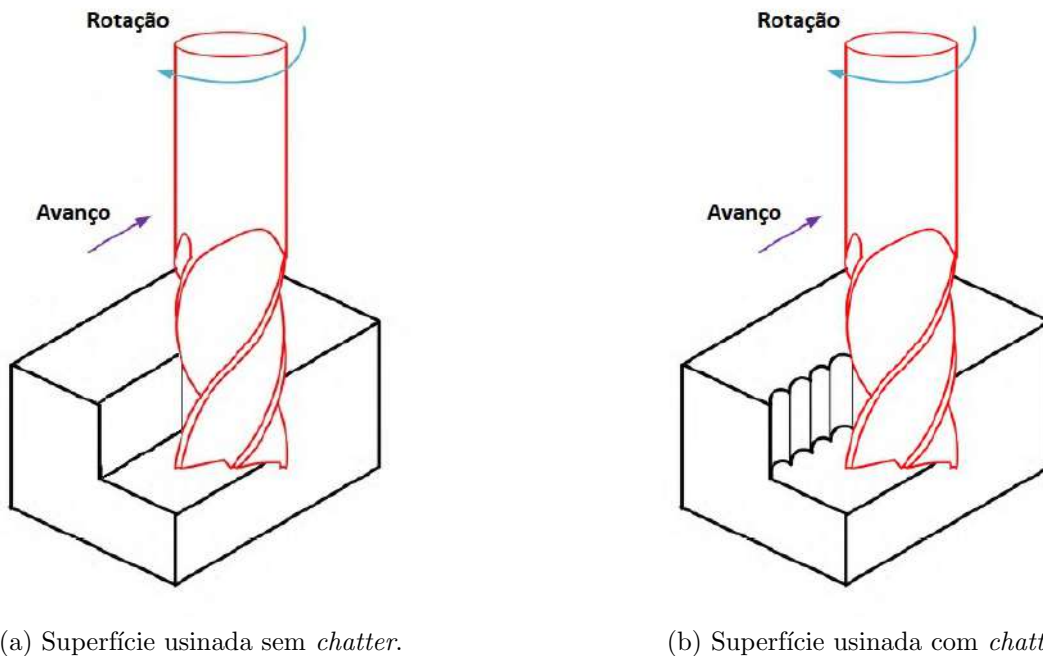


Figura 3.7: Comparação do acabamento superficial sem e com *chatter* (adaptado de MEI *et al.* (2018))

Conforme apresentado em SILVA (2018), mesmo sob condições estáveis, a ferramenta de corte sofre vibrações periódicas (forçadas) decorrentes da rigidez do sistema, da frequência de excitação e dos parâmetros de corte da operação. Assim, dependendo da frequência de excitação, pode ocorrer maior ou menor remoção de material (cavaco). No entanto, é sabido que para esse tipo de corte obtêm-se superfícies mais planas e lineares após a usinagem. Como mostrado na Figura 3.7a, em operações sem a presença de *chatter*, a rugosidade superficial (Ra) é menor e o perfil obtido apresenta uma característica mais constante e uniforme.

Já em casos onde se observa o *chatter*, Figura 3.7b, a instabilidade do sistema e os deslocamentos sofridos pela ferramenta prejudicam o acabamento, criando mais

picos e vales no perfil da superfície. Como foi previamente apresentado na Seção 2.3.1, a vibração auto-excitada do sistema faz com que uma superfície ondulada seja deixada na peça, gerando uma rugosidade maior. Além disso, pode-se associar a ocorrência ou distanciamento entre essas imperfeições na peça com a velocidade de avanço (v_a) e a frequência de excitação do sistema (w_c) conforme a Equação 3.2.

$$dx = \frac{v_a}{w_c} \quad (3.2)$$

Assim, também como apresentado na Seção 2.3.1, com intuito de se obter um melhor acabamento deve-se respeitar a profundidade de corte limite (a_p^{lim}) do sistema e ajustar os parâmetros da operação para manter a mesma na região estável do diagrama de lóbulos de estabilidade.

Capítulo 4

Procedimento experimental

A realização dos experimentos para verificar as vantagens na utilização de fresas com passo angular diferenciado em comparação com fresas com passo angular constante depende da preparação e do cumprimento de diversos quesitos que garantem a validade dos resultados, como, por exemplo, a instrumentação adequada e a isenção de influências externas.

A prática de experimentos prévios permitiu averiguar e investigar não só a melhor forma de realizar os experimentos principais para o presente trabalho, mas também evitou um desgaste desnecessário de ferramentas, e a perda de peças e corpos de prova. Tendo em vista as qualidades e propriedades do Inconel 718, o seu custo, R\$/kg, é maior do que o de grande parte dos aços e materiais utilizados na indústria. Assim, a fim de se reduzir os custos do projeto, foi utilizada uma peça de alumínio para realização dos experimentos preliminares.

Considerando as observações e os resultados obtidos na fase de pré-teste, realizou-se os experimentos de usinagem do Inconel 718 a fim de se verificar experimentalmente o comportamento das forças de corte e o acabamento superficial das superfícies usinadas.

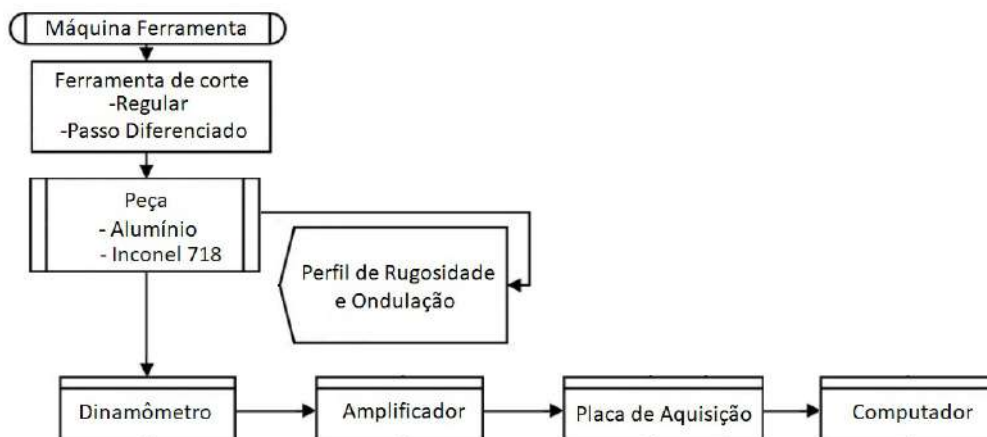


Figura 4.1: Procedimento utilizado para a realização das atividades experimentais

4.1 Máquina-ferramenta

A máquina-ferramenta utilizada para a realização dos experimentos foi o centro de usinagem vertical CNC Polares V400 da Romi, apresentado na Figura 4.2. A mesma possui uma mesa com comprimento de 900 x 420 mm e capacidade de carga de 1000 kg, seu curso limite de trabalho nas coordenadas x , y e z é de 700 mm, 420 mm e 470 mm, respectivamente. Além disso, possui rotação máxima de 6000 rpm e utiliza o software Mach 6 para o controle CNC.



Figura 4.2: Centro de usinagem Romi V400 utilizado para a realização do experimentos

4.2 Ferramenta de corte

Foram utilizadas duas geometrias de fresas com configurações diferentes para a realização da etapa de pré-teste e para o experimento final em Inconel 718.



(a) Fresa com passo angular constante - 40040600T016 (WIDIA, 2017)



(b) Fresa com passo angular diferenciado - F4AS0600ADL38 (KENNAMETAL, 2018)

Figura 4.3: Ferramentas de corte utilizadas para a realização dos experimentos

Cabe destacar que ambas as ferramentas são de metal duro, possuem diâmetro d de 6 mm e 4 dentes de corte z .

4.2.1 Ferramenta de passo angular constante

Conforme apresentado na Figura 4.3a e mostrado no catálogo do fornecedor (WIDIA, 2017), a fresa com passo angular constante possui revestimento TiAlN, 30° de ângulo de hélice λ , 16 mm de comprimento de corte e 50 mm de comprimento total. Além disso, o passo angular da ferramenta é de 90° .

4.2.2 Ferramenta de passo angular variável

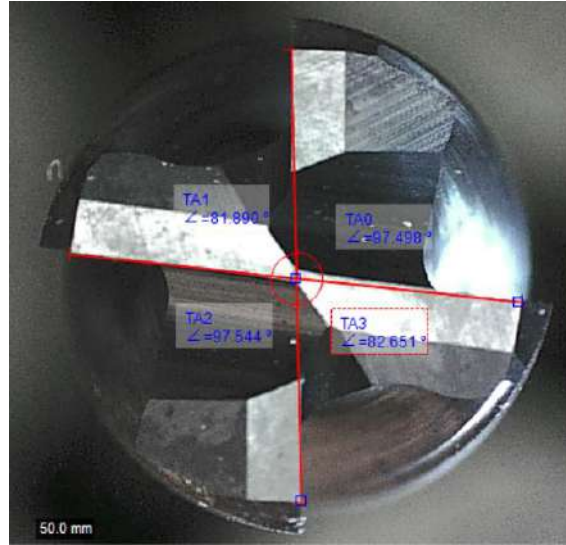


Figura 4.4: Imagem frontal da fresa de passo angular diferenciado

A segunda ferramenta, com passo angular diferenciado, Figura 4.3b, possui revestimento PVD multicamada, ângulo de hélice λ de 38° , comprimento de corte de 13 mm e comprimento total de 57 mm. A partir de imagens da ferramenta e usando o programa DinoCapture, encontrou-se que os ângulos entre cada dente são, aproximadamente, $97,5^\circ - 82,5^\circ - 97,5^\circ - 82,5^\circ$ (Figura 4.4).

4.3 Sistema de aquisição

Durante o fresamento, as três componentes ortogonais da força de corte, F_x (alinhado com a direção de avanço), F_y (perpendicular a direção de avanço) e F_z (perpendicular ao plano xy), são medidas pelo dinamômetro Kistler modelo 9257-BA (Figura 4.5a), sendo a faixa de trabalho para F_x e F_y -5 a 5 kN e -10 a 10 kN para F_z . Os sinais são amplificados no condicionador de sinais Kistler, modelo 5233A1 (Figura 4.5b), e a partir do mesmo pode-se ajustar a sensibilidade relativa ao dinamômetro, que varia com cada canal de acordo com a carta de calibração que acompanha o dinamômetro.

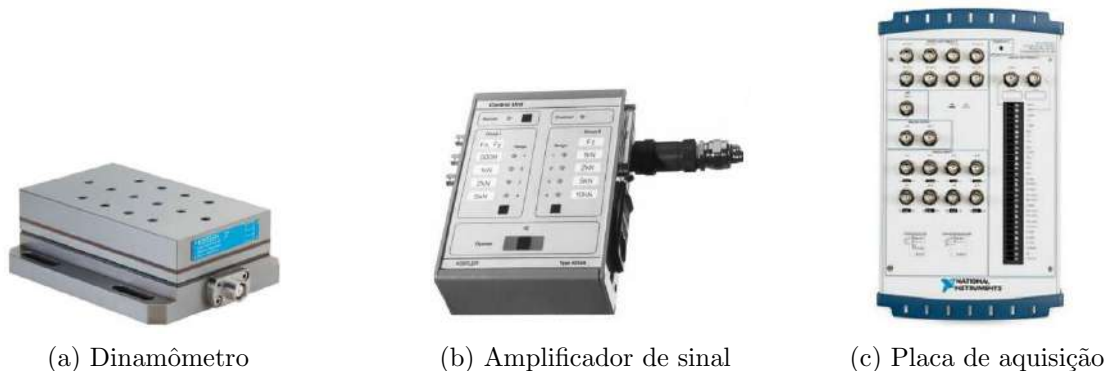


Figura 4.5: Sistema de aquisição de dados

O amplificador é conectado à placa de aquisição da National Instruments, modelo USB6221 BNC (Figura 4.5c), a fim de converter o sinal analógico em digital e transferir os dados para um computador com o software LabView Signal Express 2012.

Assim, conforme Figura 4.1, a montagem experimental consiste na fixação do corpo de prova no dinamômetro, que está fixado na mesa da máquina-ferramenta, e fixação da fresa na máquina-ferramenta. Além disso, conforme mencionado anteriormente, o dinamômetro se conecta ao amplificador de sinais que é ligado a placa de aquisição. Essa, por sua vez, deve estar vinculada a um computador que possua o software LabView Signal Express 2012 para a aquisição de dados.

4.4 Medição da rugosidade e da ondulação

A verificação da integridade superficial da peça de alumínio após a usinagem foi realizada a partir da utilização do perfilômetro da marca Taylor Hobson, modelo Form Talysurf Intra da série 0120, capaz de medir com alta precisão a rugosidade, ondulação e erros de forma (Figura 3.3). Este equipamento possui um comprimento de deslocamento de 50 mm, velocidade de deslocamento de 10 mm/s, velocidade de medição de 0,5 mm/s e um intervalo de amostragem dos dados de 0,5 μm .

Antes de iniciar as medições, calibrou-se o instrumento de acordo com o apalpador selecionado utilizando uma esfera de calibração. Essa esfera consiste de um calibrador padrão com identificação 112-2062-02, série M1853 e raio de 12,4941 mm. Nesta etapa o apalpador é visualmente posicionado no ponto mais alto da esfera no eixo x e manualmente posicionado no ponto mais alto no eixo y, com auxílio da sensibilidade do sensor. Sendo possível medir o raio da esfera padrão e verificando assim se o equipamento está interpretando corretamente a altura do perfil medido.

4.5 Pré-testes

Para a identificação de possíveis ajustes e melhorias durante o processo de aquisição de dados e para comparação do desempenho da fresa de passo angular constante e diferenciado durante a usinagem de alumínio, foram realizados diversos experimentos adquirindo os dados das forças de usinagem na direção x , y e z , e, posteriormente, analisando o acabamento superficial do corpo de prova. Os experimentos foram realizados no Centro de Estudos em Fabricação e Comando Numérico (CEFCON) e as análises da integridade superficial da peça foram feitas no Centro de Microusinagem Mecânica e Análise de Superfície (μ CEFCON), da COPPE/UFRJ.

4.5.1 Objetivo

O objetivo do pré-teste é verificar o comportamento das ferramentas de corte em um material com maior usinabilidade que o material de estudo do presente trabalho, Inconel 718, e comparar os resultados obtidos com os trabalhos apresentados por MIRRES (2013) e, principalmente, CABRERA (2015).

Essa etapa preliminar também foi importante para que houvesse a total verificação do planejamento experimental e preparação do sistema de medição e aquisição de dados. Foi necessário avaliar o melhor posicionamento da peça e qual tipo de fixação seria utilizada a fim de não interferir ou prejudicar as aferições.

Por fim, foi possível analisar e certificar as rotinas de simulação na previsão das forças de corte e comparar os resultados das mesmas com os valores obtidos durante a usinagem da peça.

4.5.2 Parâmetros utilizados nos estudos prévios de fresamento de topo no alumínio

Como base para a realização dos experimentos preliminares foram utilizados duas dissertações, CABRERA (2015) e MIRRES (2013), que trabalharam ambos com alumínio. Nos dois casos foi utilizado uma fresa de topo de aço rápido ao cobalto sem revestimento com diâmetro de 6 mm, 4 dentes de corte e ângulo de hélice de 30°.

O trabalho realizado por MIRRES (2013) utilizou uma ferramenta com 12,7 mm de comprimento de corte e 70 mm de comprimento total. O material usinado foi o alumínio Dural 90/110 Liga 6351 e a amostra consistia em placas com 21 x 50 x 100 mm. O estudo foi realizado em uma fresadora convencional Nardini Diplomat 3001 FVF-2000 e se baseava na variação dos parâmetros de corte para verificação do comportamento do sistema no que se refere a vibração (*chatter*).

Todos os três testes realizados por MIRRES (2013) utilizaram a ferramenta com 42 mm de comprimento em balanço e imersão total, ou seja, largura de corte igual ao diâmetro da ferramenta ($a_e = 6$ mm). A Tabela 4.1 apresenta os parâmetros utilizados para a realização de cada teste da dissertação (MIRRES, 2013), onde os testes apresentados nessa serão identificados pela letra M.

Tabela 4.1: Parâmetros de Corte utilizados em MIRRES (2013)

# Teste	M1	M2	M3	
Profundidade de corte (a_p)	4	8	12	mm
Avanço por dente (a_d)	0,025	0,045	0,064	mm/dente
Rotação (n)	3448	3714	3979	rpm
Avanço da mesa (f)	345	371	398	mm/min
Velocidade de corte (v_c)	65	70	75	mm/min
Presença de <i>Chatter</i>	Não	Sim		

O trabalho realizado por CABRERA (2015) utilizou uma ferramenta com 13 mm de comprimento de corte e 58 mm de comprimento total. O material usinado foi o alumínio aeronáutico SAE 7475-T7, tendo o corpo de prova 19 x 65 x 233 mm. O estudo foi realizado em um centro de usinagem vertical CNC Polares V400 Romi e analisou a variação dos parâmetros de corte para verificação do *chatter* a partir da análise Wavelet da força de usinagem.

Os primeiros dois testes realizados por CABRERA (2015) utilizaram a ferramenta em balanço de 28,8 mm, enquanto os dois últimos utilizaram 34,2 mm, com largura de corte de 6 mm. Os testes realizados por CABRERA (2015) são identificados pela letra C e a Tabela 4.2 apresenta os parâmetros de cada teste.

Tabela 4.2: Parâmetros de Corte utilizados em CABRERA (2015)

# Teste	C1	C2	C3	C4	
Profundidade de corte (a_p)	4,7		7,4	11,2	mm
Avanço por dente (a_d)	0,02				mm/dente
Rotação (n)	4000	5200	5570		rpm
Avanço da mesa (f)	320	416	446		mm/min
Velocidade de corte (v_c)	75	98	105		mm/min
Presença de <i>Chatter</i>	Não			Sim	

4.5.3 Propriedades da liga de alumínio SAE 7475-T7

Para a realização dos experimentos preliminares foi utilizada a liga de alumínio SAE 7475-T7, amplamente usada na indústria aeronáutica e que possui moderada resistência à fadiga, boa resistência à corrosão e relativamente alta tenacidade à fratura. Diferentemente do Inconel 718, esse material possui boa usinabilidade, ou seja, espera-se forças de corte menores e maior vida útil da ferramenta.

Também cabe destacar que o corpo de prova era remanescente dos experimentos realizados por CABRERA (2015). Abaixo, encontra-se a Tabela 4.3 que apresenta as propriedades mecânicas dessa liga.

Tabela 4.3: Propriedades da liga de alumínio SAE 7475-T7 (CABRERA, 2015)

	Módulo de Elasticidade (GPa)	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Redução de área (%)	Alongamento (%) $L_0 = 25 \text{ mm}$
Média de quatro testes	71	395	470	19	17
Desvio padrão	7.7	13.3	13.0	3.0	0.7

4.5.4 Parâmetros de corte para usinagem do alumínio

Conforme apresentado na Tabela 4.4, foram realizados dez experimentos para fase preliminar do presente trabalho. Para esses, o avanço por dente (a_d) foi mantido em 0,02 mm para todos os testes, alterando assim a profundidade de corte (a_p), a rotação (n) e a largura de corte (a_e). Os pré-testes são identificados por CO e D, representando, respectivamente, os testes com a ferramenta de passo angular constante e diferenciado.

Tabela 4.4: Parâmetros de corte utilizados na usinagem do alumínio

# Teste	Tipo de Fresa	Profundidade de corte (mm)	Rotação (rpm)	Avanço da mesa (mm/min)	Largura de corte (mm)	Avanço por dente (mm/dente)	Velocidade de corte (m/min)
CO1	Passo constante	1	5400	446	6	0,02	102
CO2		4		432			
CO3		8	5600	448			
CO4							
D1	Passo diferenciado	4	5400	432	3		106
D2							
D3		8	5400	432	102		
D4							
D5							
D6							

A fim de facilitar a comparação entre os experimentos realizados e os resultados obtidos por CABRERA (2015), escolheu-se utilizar o mesmo avanço por dente (a_d)

e trabalhar com rotações que se aproximassem da utilizada pelo trabalho citado e que resultaram em *chatter* para o mesmo.

Além disso, é importante destacar que a frequência de amostragem utilizada foi de, aproximadamente, 198 pontos para a rotação de 5400 rpm e 191 pontos para 5600 rpm.

4.5.5 Simulação numérica - Alumínio

Com o objetivo de prever o comportamento das forças de corte antes da realização dos experimentos, realizou-se simulações numéricas no MATLAB para dois casos apresentados na Seção 4.5.4, CO3 e D4. As simulações realizadas apresentam a força resultante e as forças na direção x (na mesma direção de avanço) e y (perpendicular a direção de avanço) para uma rotação, considerando a pressão específica K_t igual a 2340 N/mm^2 para a liga de alumínio SAE-7475-T7, calculada a partir das forças experimentais de OLIVEIRA (2015).

4.5.6 Avaliação do acabamento superficial - Alumínio



(a) Montagem para medição do acabamento (b) Zoom na região de medição do acabamento

Figura 4.6: Perfilômetro e apalpador utilizados para medição do acabamento superficial do alumínio

Para a medição do acabamento superficial do alumínio utilizou-se o apalpador padrão da marca Taylor Hobson com código de identificação 112/2012, série SY 0656, com as seguintes características: comprimento do braço de 57,5 mm, altura do braço de 1,2 mm, ângulo de 90° entre as paredes e ponta de diamante com raio

de 2 μm . Para a análise da superfície foi utilizado o Software Ultra Surface Finish V5. O apalpador usado pode ser observado na Figura 4.6.

4.6 Ensaios experimentais no Inconel 718

Assim como os experimentos de pré-teste, a usinagem do Inconel 718 foi realizada no Centro de Estudos em Fabricação e Comando Numérico (CEFCON) e as análises da integridade superficial da peça foram feitas no Centro de Microusinagem Mecânica e Análise de Superfície (μCEFCON), da COPPE/UFRJ. Além disso, todo aparato utilizado para a aquisição de dados na fase preliminar foi mantido.

4.6.1 Propriedades do Inconel 718

Com o desenvolvimento industrial, principalmente, no setor aeroespacial e de óleo e gás, o Inconel 718 vem se tornando cada vez mais um material de grande importância no cenário fabril, sendo extremamente relevante o estudo do seu comportamento durante o corte e de soluções que ajudem a melhorar a eficiência na usinagem do mesmo.

Tabela 4.5: Propriedades mecânicas do Inconel 718 (OLIVEIRA, 2015)

Limite de resistência à tração, σ_{UTS} , mín. (MPa)	1275
Limite de escoamento, σ_{YS} , mín. (MPa)	1035
Alongamento em 50 mm (ou 4D), mín. (%)	12
Redução de área, mín. (%)	15
Dureza (HB)	331-444

Conforme mencionado anteriormente, o Inconel 718, apesar de sua excelente combinação de propriedades mecânicas (Tabela 4.5), gera um grande desafio na usinagem. Devido a sua baixa condutividade térmica e rápido encruamento durante a operação de corte, o intervalo aplicável de velocidade de corte é reduzido e a vida útil das ferramentas tende a diminuir.

Quanto a composição química, as ligas forjadas a base de níquel contêm de 10 a 20% de cromo (Cr), até cerca de 8% de alumínio (Al) e titânio (Ti) combinados, 5 a 15% de cobalto (Co) e pequenas quantidades de boro (B), zircônio (Zr), magnésio (Mg) e carbono (C), além de outros aditivos como molibdênio (Mo), nióbio (Nb) e tungstênio(W) (CHOUDHURY e EL-BARADIE, 1998).

Tabela 4.6: Composição química do Inconel 718 (adaptado de ANIJ DAN e BAH-RAMI (2005))

Liga [% peso]	Ni	Cr	Mo	Nb	Al	Ti	Fe	C
Inconel 718	52,5	19	3	5,1	0,5	0,9	18,5	0,04

Conforme pode-se observar na Tabela 4.6, o Inconel 718 se destaca pelo seu alto teor de nióbio, elemento associado a fase endurecedora γ^{11} , baixo percentual de tungstênio, molibdênio e tântalo, que estão relacionados ao endurecimento por solução sólida das ligas de níquel e baixa quantidade de titânio e alumínio, que constituem a fase γ^1 (THELLAPUTTA *et al.*, 2017).

4.6.2 Parâmetros de corte para usinagem do Inconel 718

Os parâmetros de corte foram escolhidos a partir das recomendações do fornecedor, Tabela 4.8, e levando em consideração os resultados obtidos por OLIVEIRA (2015), onde a velocidade de corte (v_c) que proporcionou maior vida útil da ferramenta foi 20 m/min. Assim, optou-se por trabalhar com as velocidades de corte de 15, 19, 23 e 26 m/min.

Tabela 4.7: Parâmetros de corte utilizados na usinagem do Inconel 718

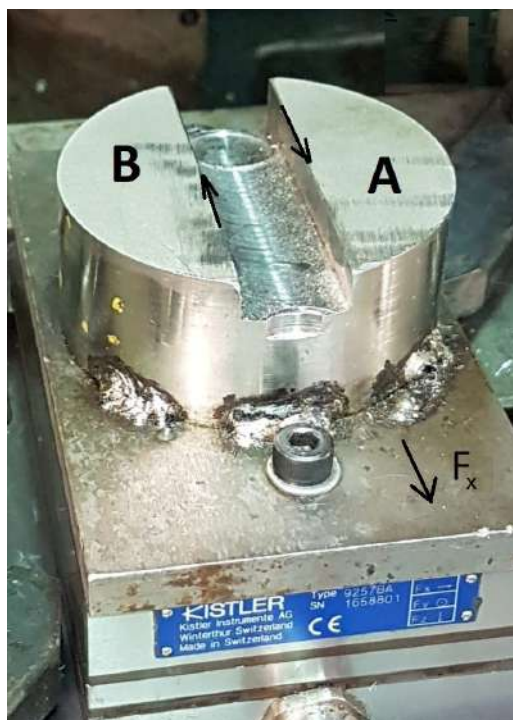
# Teste	Lado da Peça	Tipo de Fresa	Ferramenta	Rotação (rpm)	Comprimento total de corte (mm)
IC1	A	Passo constante	C1	800	6
IC2	A		C1	800	12
IC3	A		C1	1000	18
IC4	A		C1	1200	24
IC5	A		C1	1400	30
IC6	A		C1	1000	36
ID1	A	Passo diferenciado	D1	1000	6
ID2	A		D1	1400	12
ID3	B		D1	1400	18
ID4	B		D1	1000	24
ID5	B		D1	800	30
ID6	B		D1	1200	36
ID7	B		D1	1200	42
ID8	B		D1	800	48
IC7	B	Passo constante	C2	1400	6
IC8	B		C2	800	12

Como mostrado na Tabela 4.7, os testes são identificados por IC e ID, representado, respectivamente, os testes com a ferramenta de passo angular constante e diferenciado. O planejamento experimental comporta nove casos, com uma réplica para cada caso (com exceção dos testes IC1 e IC4) em um total de dezesseis testes.

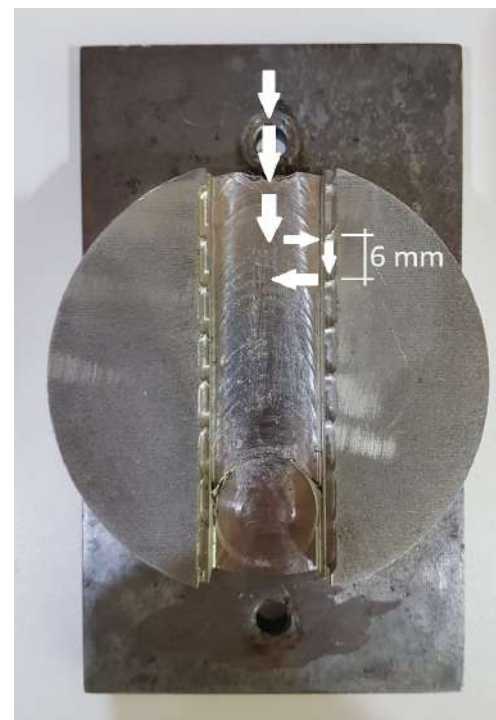
Tabela 4.8: Parâmetros recomendados para a fresa com passo diferenciado (adaptado de KENNAMETAL (2018))

Grupo					Velocidade de corte m/min		Avanço por faca recomendado (fz=mm/dt) para fresamento lateral (A). Para abertura de canal (B), reduzir fz em 20%									
	ap	ae	ap	D1 — Diâmetro												
				mín	máx	mm	4,0	6,0	8,0	10,0	12,0	16,0	20,0	25,0		
S1	1,5 x D	0,3 x D	0,3 x D	50	-	90	fz	0,023	0,036	0,050	0,061	0,070	0,087	0,101	0,114	
S2	1,5 x D	0,3 x D	0,3 x D	50	-	90	fz	0,023	0,036	0,050	0,061	0,070	0,087	0,101	0,114	
S3	1,5 x D	0,3 x D	0,3 x D	25	-	40	fz	0,013	0,019	0,026	0,032	0,037	0,046	0,054	0,061	
S4	1,5 x D	0,5 x D	1 x D	50	-	60	fz	0,016	0,026	0,037	0,045	0,052	0,064	0,074	0,084	

Desconsiderando o primeiro teste com a ferramenta constante (IC1), em que se utilizou a profundidade de corte (a_p) de 4 mm, a profundidade de corte usada foi de 6 mm. Para todos os testes, a largura de corte (a_e) foi mantida em 3 mm (igual ao raio da ferramenta), o comprimento em balanço foi de 30 mm e o avanço por dente (a_d) foi de 0,02 mm, alterando assim dois fatores: a ferramenta de corte e a velocidade de corte (v_c).



(a) Direção de avanço



(b) Trajetória da ferramenta

Figura 4.7: Trajetória da ferramenta e direção de avanço no fresamento do Inconel 718

Além disso, com o objetivo de testar a ferramenta em uma situação desfavorável, ou seja, com vibração, optou-se por realizar o corte de forma discordante. Assim como apresentado na Seção 2, no corte discordante a aresta de corte é forçada para dentro da peça, causando um efeito de queima devido ao atrito, aumento da tempe-

ratura e redução da vida útil da ferramenta. Dessa forma, a operação foi realizada respeitando a direção de avanço apresentada na Figura 4.7a, sentido positivo do dinamômetro para face A e negativo para face B, e executando a trajetória de 6 mm (comprimento de corte) descrita na Figura 4.7b.

4.6.3 Avaliação do acabamento superficial - Inconel 718

Para a medição do perfil da peça foi utilizado o apalpador padrão da marca Taylor Hobson com código de identificação 112/2009, série SY 0790, com as seguintes características: comprimento do braço de 60 mm, altura do braço de 5,3 mm, ângulo de 90° entre as paredes e ponta de diamante com raio de 2 μm (Figura 4.8).



(a) Montagem para medição do acabamento

(b) Apalpador para medição do acabamento

Figura 4.8: Medição do acabamento superficial do Inconel 718

4.7 Fluido de corte

A região de corte sofre com altas temperaturas devido ao calor oriundo da energia mecânica para formação do cavaco. O fluido de corte é utilizado como um artifício para facilitar a operação a partir da redução do atrito e, obviamente, da temperatura.

Com a constante busca por maior produtividade e alta produção, procura-se utilizar elevados parâmetros de corte, o que, conseqüentemente, resulta em maior geração de calor e elevadas temperaturas na área de corte. Com isso, hoje, a utilização do fluido refrigerante se faz cada vez mais necessária a fim de se manter a

qualidade superficial e dimensional da peça e evitar o desgaste prematuro da ferramenta (DEBNATH *et al.*, 2014).



Figura 4.9: Fluido de corte no processo de fresamento

Apesar do método de jorro de baixa pressão ou, também chamado, método por gravidade ainda ser o mais aplicado devido a sua simplicidade, o MQL ou *Minimum Quantity Lubrication* vem também se destacando como um dos mais presentes na indústria. Esse se baseia no conceito de aplicação mínima de fluido de corte, tendo a finalidade de aplicar um jato que produza os mesmos efeitos da lubrificação do fluido de corte. Esse método não descarta a utilização de fluido de corte, no entanto a quantidade de lubrificante é pequena e completamente utilizada, produzindo cavacos quase secos. O ponto negativo desse método é a lavagem e o resfriamento, por não apresentar o mesmo rendimento que o método de jorro, se faz necessário a adaptação de um sistema para arrefecimento da peça e para remoção de cavaco (ZHANG *et al.*, 2012a).

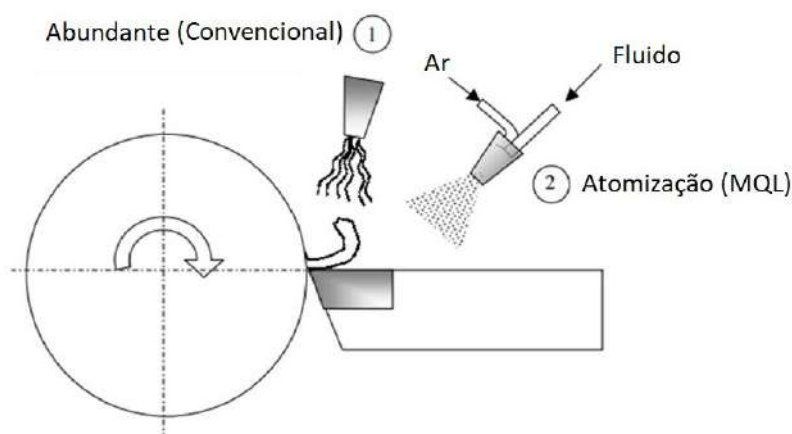


Figura 4.10: Método de jorro (abundante ou convencional) e MQL (atomização)

Existem diversas variações para a aplicação do fluido de corte, porém cabe destacar que devido as crescentes preocupações com o meio ambiente e a saúde humana, vêm se estudando e priorizando a utilização de fluidos de corte biodegradáveis e

renováveis (DEBNATH *et al.*, 2014). Além disso, os custos associados à aquisição, uso e descarte do fluido, e lavagem dos componentes usinados tem um custo associado de até quatro vezes o valor gasto com ferramentas, o que incentiva ainda mais a busca por alternativas que possam substituir o uso dos mesmos (DUDZINSKI *et al.*, 2004).

Para a usinagem do Inconel 718 utilizou-se o fluido sintético de alta performance Microcut 510F, marca Quaker. Conforme informado pelo fabricante, esse pode ser utilizado em todos os tipos de operações de usinagem que requerem alto grau de lubrificação e refrigeração, tendo como principal característica a ação do aditivo tipo extrema pressão isento de cloro. Além das informações presentes na Tabela 4.9, que apresenta as propriedades físicas e químicas do fluido, cabe destacar que o mesmo é composto de amina, polímeros glicólicos, ácidos graxos e biocidas.

Tabela 4.9: Propriedades físicas e químicas do fluido de corte Microcut 510F

Propriedades	Valores típicos
Aparência	Líquido límpido a turvo
Cor	Amarelo
Densidade a $25^{\circ}C$ (g/cm^3)	1,060
Odor	Característico
Aparência diluído a 5,0%	Solução translúcida
pH diluído a 5,0%	9,40

Para os experimentos utilizou-se 80 litros de água para 2 litros de fluido, o que corresponde a uma concentração de 2,5% v/v.

Capítulo 5

Resultados e discussão

A fim de estudar e verificar os ganhos na utilização da ferramenta de passo angular variável, apresenta-se os resultados obtidos numericamente e experimentalmente para a usinagem do alumínio e do Inconel 718.

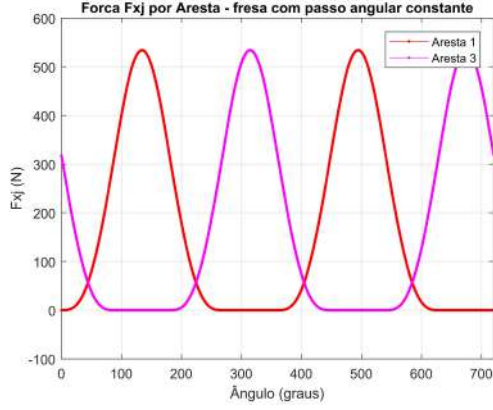
Inicialmente, são apresentados os resultados obtidos na fase de pré-teste (usinagem do alumínio). Feita a avaliação dos resultados obtidos numericamente para as forças de corte, compara-se as forças obtidas experimentalmente e avalia-se as superfícies usinadas para os dois tipos de fresa. Concluída essa etapa, são mostrados os dados medidos para o Inconel 718, seguindo a mesma ordenação.

5.1 Resultados teóricos e experimentais do fresamento do alumínio

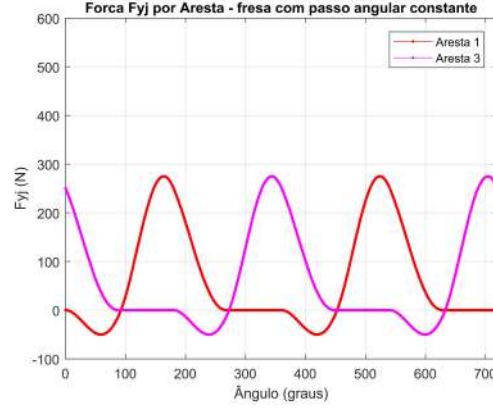
5.1.1 Previsão das forças de corte no alumínio

Conforme introduzido na Seção 4.5.5, simulou-se numericamente a usinagem da liga de alumínio SAE-7475-T7 a fim de averiguar o comportamento das forças. Considerando o caso sem *chatter*, estudou-se os testes que apresentavam profundidade de corte (a_p) de 8 mm, velocidade de corte (v_c) de 102 m/min, avanço por dente (a_d) de 0,02 mm/dente e largura de corte (a_e) de 6 mm.

Como apresentado na Seção 2.2.2, uma vez que a força total que atua na ferramenta é o somatório de todas as parcelas aplicadas pelos dentes da fresa, é interessante verificar separadamente o comportamento das arestas de corte. As Figuras 5.1 e 5.2 destacam as parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x (alinhada a direção de avanço) e y (perpendicular a direção de avanço) de duas arestas para três rotações, sendo a primeira para o passo constante e a segunda para o caso diferencial. Em ambos os casos as forças apresentam o comportamento periódico, tendo como diferencial a amplitude das forças, que é maior para a ferramenta regular.

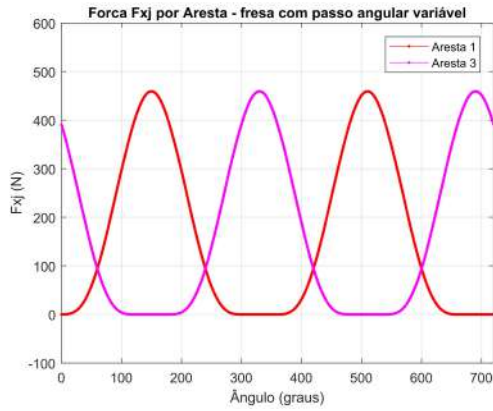


(a) F_{xj} - Fresa com passo constante



(b) F_{yj} - Fresa com passo constante

Figura 5.1: Parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x e y para fresa com passo constante na usinagem do alumínio



(a) F_{xj} - Fresa com passo diferenciado



(b) F_{yj} - Fresa com passo diferenciado

Figura 5.2: Parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x e y para fresa com passo variável na usinagem do alumínio

Feito isso, pode-se verificar nas Figuras 5.3 e 5.4 as forças oriundas do somatório das forças aplicadas por todos os z dentes da fresa na direção x (alinhada à direção de avanço) e y (perpendicular à direção de avanço).

Percebe-se uma diferença clara no comportamento das forças nas Figuras 5.3 e 5.4, enquanto as forças obtidas para a fresa com passo constante apresentam um comportamento mais homogêneo e constante, as forças no caso da fresa com passo diferenciado variam bastante durante a rotação.

Além disso, observa-se que as forças obtidas para a fresa com passo angular variável, tanto para a direção x quanto para a direção y , apresentam maior amplitude que as forças no caso em que se utiliza a fresa com passo angular constante.



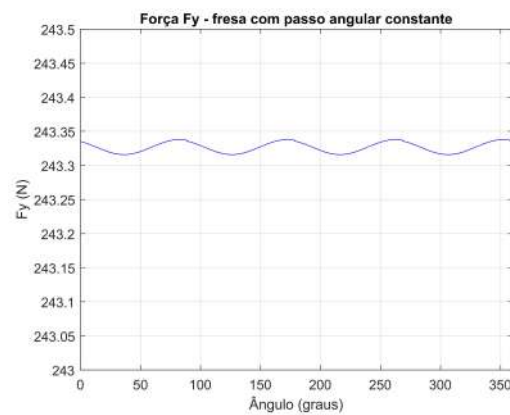
(a) F_x - Fresa com passo constante



(b) Detalhe F_x - Fresa com passo constante



(c) F_y - Fresa com passo constante

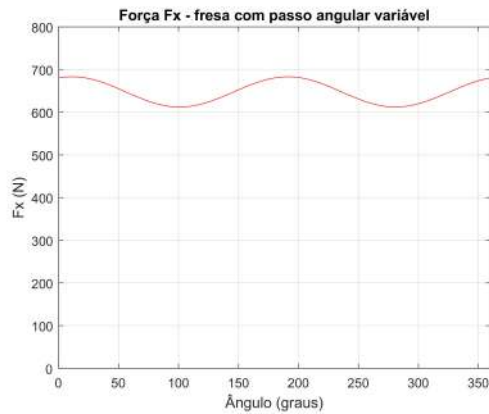


(d) Detalhe F_y - Fresa com passo constante

Figura 5.3: Simulação numérica da usinagem da liga de alumínio - Fresa com passo angular constante

Como destacado acima, percebe-se nas Figuras 5.3 que a força na direção x para a simulação com a ferramenta de passo constante varia apenas 1 centésimo em torno de, aproximadamente, 647,72 N. Na mesma direção, conforme Figura 5.4, a força F_x para o caso que considera a fresa de passo angular variável varia, aproximadamente, 35 N em torno de 650 N.

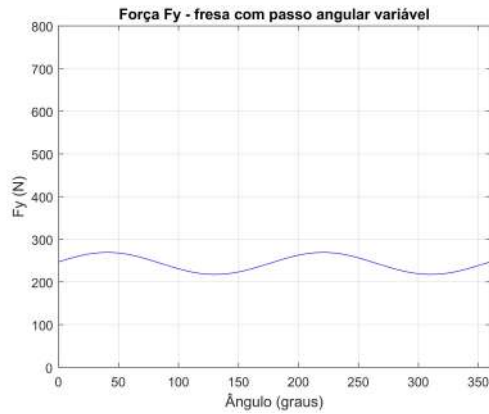
Avaliando as forças na direção y percebe-se o mesmo comportamento, enquanto a força F_y varia menos de 0,1 N na simulação que considera a ferramenta de passo constante, a mesma varia mais de 50 N entre a força máxima e mínima encontrada. Também percebe-se nas Figuras 5.3 e 5.4 que a força média encontrada para F_y foi maior para o caso com passo diferenciado, sendo, aproximadamente, 250 N para esse caso e 243,32 N para a simulação considerando a ferramenta de passo constante.



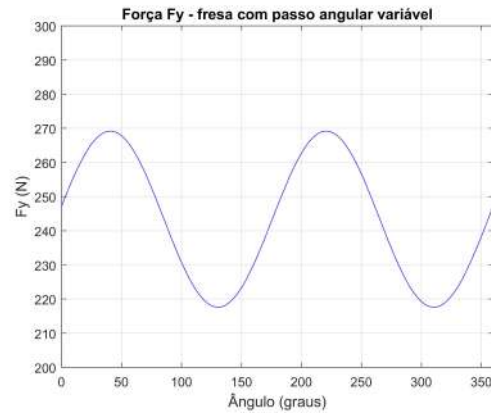
(a) Fx - Fresa com passo variável



(b) Detalha Fx - Fresa com passo variável



(c) Fy - Fresa com passo variável



(d) Detalhe Fy - Fresa com passo variável

Figura 5.4: Simulação numérica da usinagem da liga de alumínio - Fresa com passo angular variável

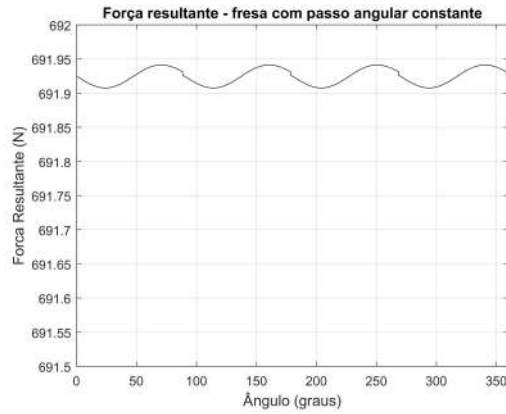
Como pode ser observado na Figura 5.5, o comportamento das forças resultantes se assemelha ao encontrado para as suas componentes na direção x e y , isto é, enquanto a força para o caso em que se simula a utilização da fresa de passo constante varia pouco durante a rotação, percebe-se uma variação bem maior para o caso em que se considera a ferramenta de passo diferenciado.

Pode-se notar na Figura 5.5 que a força resultante varia menos de 0,1 N na simulação que considera a ferramenta de passo constante, enquanto a mesma varia mais de 70 N entre a força máxima e mínima encontrada.

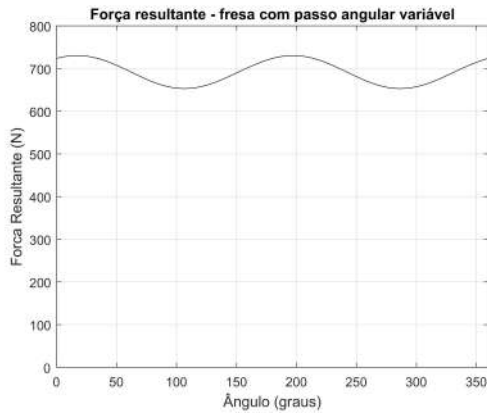
Além disso, avaliando as forças máximas e médias encontradas para a simulação considerando a usinagem da liga de alumínio com cada tipo de ferramenta, têm-se que as amplitudes máxima e média das forças resultantes encontradas para a fresa de passo diferencial são maiores que as encontradas para o caso que simula a ferramenta regular.



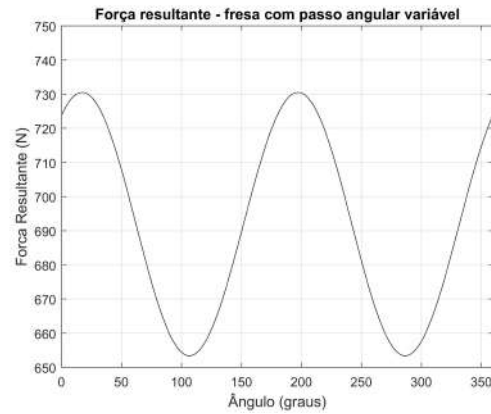
(a) F Resultante - Fresa com passo constante



(b) Detalhe F Resultante - Fresa com passo constante



(c) F Resultante - Fresa com passo variável



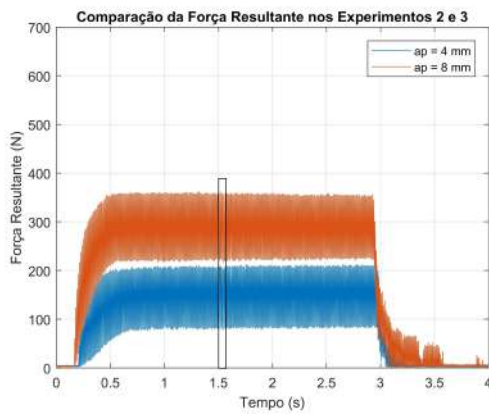
(d) Detalhe F Resultante - Fresa com passo variável

Figura 5.5: Simulação numérica da usinagem da liga de alumínio - Força resultante

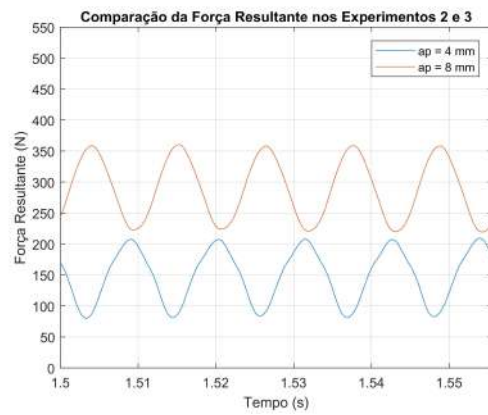
Cabe destacar que as forças na direção z não foram estudadas e consideradas para o cálculo da força resultante, uma vez que os seus valores costumam ter magnitudes bem menores que as encontradas para as forças nas direções x e y .

5.1.2 Forças de corte experimentais no domínio do tempo para o alumínio

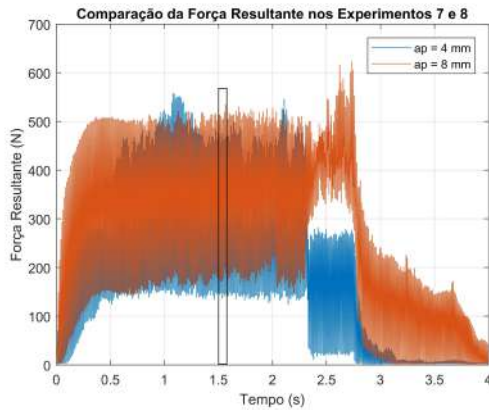
A primeira análise realizada avalia os experimentos com a mesma rotação e diferentes profundidades de corte (a_p). Observa-se na Figura 5.6 que as forças resultantes encontradas durante a usinagem com profundidade de corte de 8 mm foram maiores que as identificadas no processo com 4 mm. Tal comportamento foi observado tanto nos testes que utilizaram a ferramenta de passo angular constante (Figura 5.6a) como nos casos que foram utilizados a ferramenta de passo angular diferenciado (Figura 5.6c).



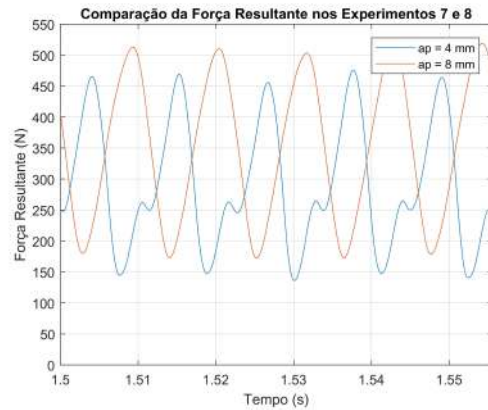
(a) F Resultante - Experimentos CO2-CO3



(b) 5 rotações - Experimentos CO2-CO3



(c) F Resultante - Experimentos D3-D4

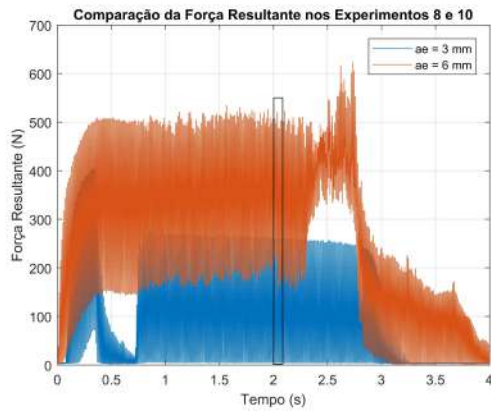


(d) 5 rotações - Experimentos D3-D4

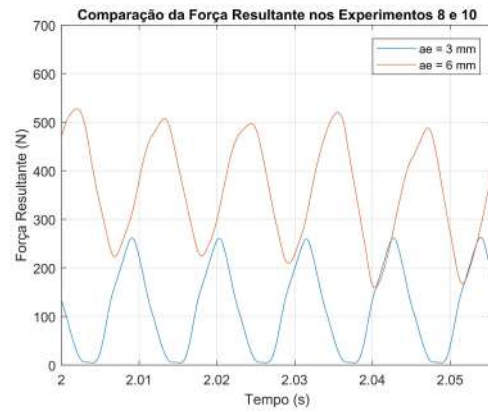
Figura 5.6: Comparação dos experimentos CO2-CO3 e D3-D4

O resultado obtido vai de encontro com a teoria apresentada na Seção 2.2, onde as forças de corte estão diretamente ligadas a pressão específica de corte do material da peça e a área do cavaco removido. Assim, uma vez que a área do cavaco removido é função da espessura do cavaco e da profundidade de corte, forças de corte maiores serão encontradas ao utilizar-se profundidades de corte maiores.

A segunda análise que pode ser feita é a avaliação do comportamento da fresa de passo angular diferenciado para diferentes larguras de corte (a_e). Percebe-se na Figura 5.7, que para uma maior largura de corte, encontrou-se forças com amplitudes maiores.



(a) F Resultante - Experimentos D4-D6

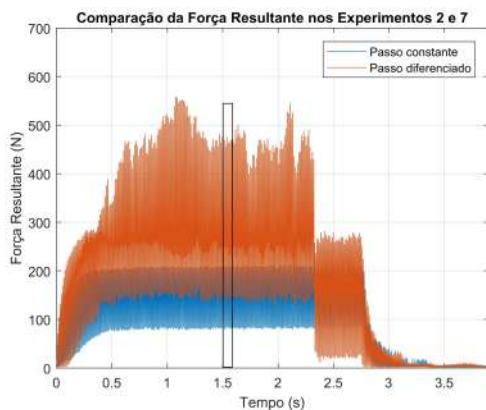


(b) 5 rotações - Experimentos D4-D6

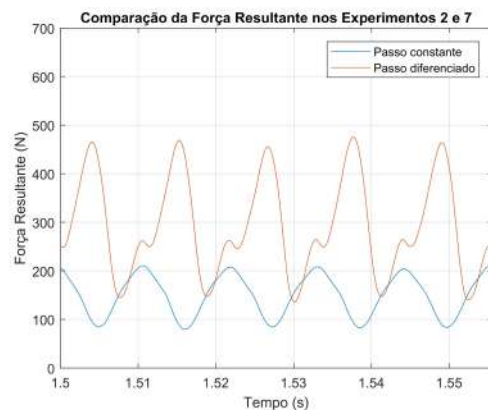
Figura 5.7: Comparação dos experimentos D4-D6

Esse resultado pode ser explicado pela maior área de contato entre a ferramenta e peça. Uma vez que a largura de corte é maior, existe uma maior região de atrito entre a fresa e o material, que, conseqüentemente, resulta em um maior esforço da ferramenta para realização do corte e remoção do cavaco.

Por fim, pode-se comparar o comportamento das fresas de passo angular constante e diferenciado para três casos. O primeiro caso considera a profundidade de corte de 4 mm e rotação de 5400 rpm (Figura 5.8); o segundo considera a profundidade de corte de 8 mm e rotação de 5400 rpm (Figura 5.9); já o último, avalia o caso com profundidade de corte de 8 mm e rotação de 5600 rpm (Figura 5.10).

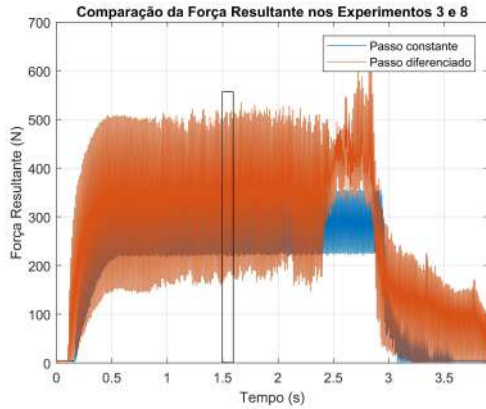


(a) F Resultante - Experimentos CO2-D3

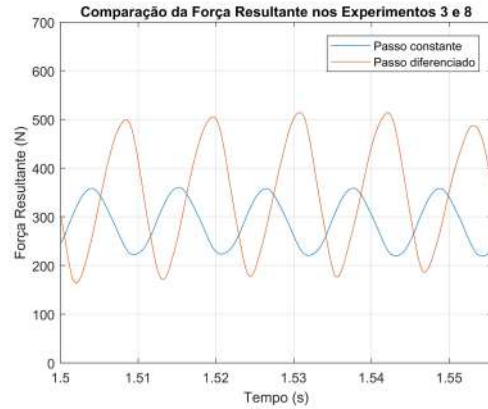


(b) 5 rotações - Experimentos CO2-D3

Figura 5.8: Comparação dos experimentos CO2-D3

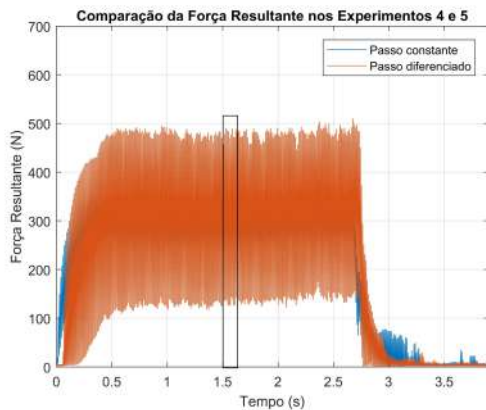


(a) F Resultante - Experimentos CO3-D4

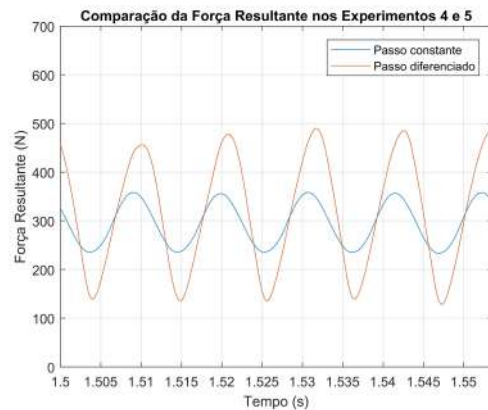


(b) 5 rotações - Experimentos CO3-D4

Figura 5.9: Comparação dos experimentos CO3-D4



(a) F Resultante - Experimentos CO4-D1



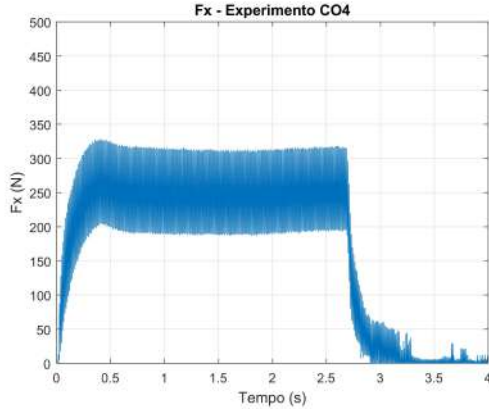
(b) 5 rotações - Experimentos CO4-D1

Figura 5.10: Comparação dos experimentos CO4-D1

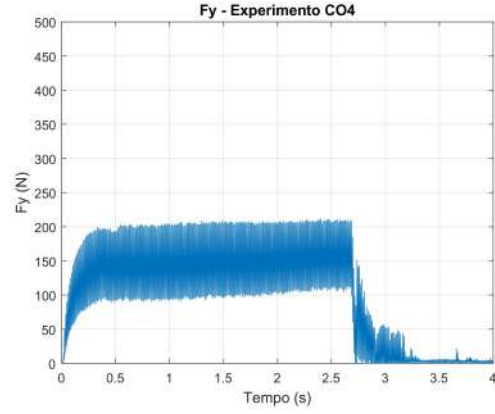
Percebe-se que em todos os casos estudados a força de corte resultante da fresa com passo angular diferenciado é maior que o valor observado para fresa com passo angular constante. Além disso, nota-se que a diferença entre as duas fresas diminuiu quando se aumenta a profundidade de corte, no entanto não se altera de forma considerável quando utiliza-se uma rotação maior.

De forma complementar, pode-se estudar separadamente o comportamento das forças na direção x e y na usinagem do alumínio a partir dos resultados dos testes CO4 e D2, profundidade de corte de 8 mm e velocidade de corte de 106 m/min, conforme mostrado na Figura 5.11.

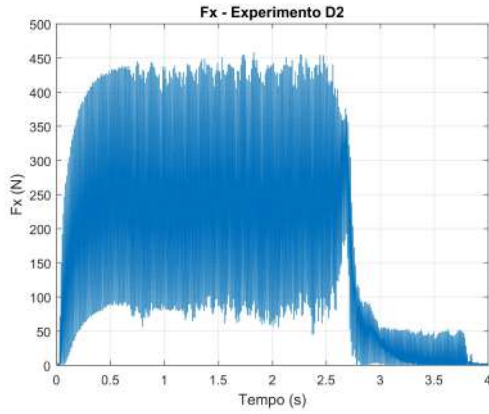
Nota-se que as forças de direção x , que está alinhada a direção de avanço, são maiores do que as observadas na direção y tanto para a ferramenta de passo angular constante como para a fresa de passo angular diferenciado. Além disso, a Figura 5.11 mostra que as forças em ambas as direções apresentaram valores maiores e mais oscilantes na usinagem utilizando a ferramenta de passo angular variável.



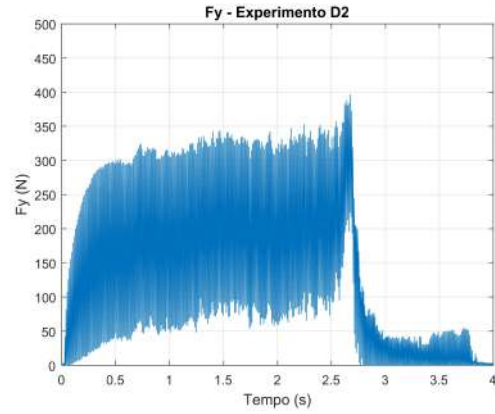
(a) F_x para o experimento CO4



(b) F_y para o experimento CO4



(c) F_x para o experimento D2



(d) F_y para o experimento D2

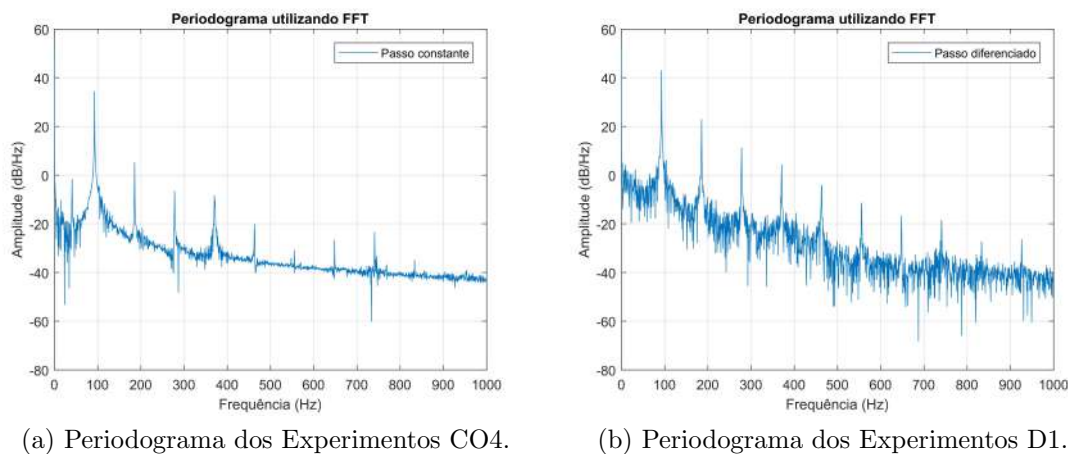
Figura 5.11: Comparação das forças na direção x e y para CO4 e D2

5.1.3 Forças de corte experimentais no domínio da frequência para o alumínio

A fim de avaliar a densidade espectral dos resultados obtidos a partir da Transformada Rápida de Fourier (FFT), pode-se comparar o periodograma encontrado na usinagem utilizando a fresa com passo angular constante e diferenciado.

Para essa análise, optou-se por estudar os experimentos CO4 e D1 que apresentavam como principais parâmetros a profundidade de corte (a_p) de 8 mm e a velocidade de corte (v_c) de 106 m/min. Além disso, foram desconsiderados os dados referentes a entrada e a saída da ferramenta, utilizando apenas o período de corte com espessura de penetração constante.

Ao analisar a Figura 5.12 pode-se observar a diferença no comportamento das fresas. Na Figura 5.12a, que apresenta o periodograma da fresa com passo constante, nota-se a presença da frequência principal de rotação e seus harmônicos, além



(a) Periodograma dos Experimentos CO4.

(b) Periodograma dos Experimentos D1.

Figura 5.12: Periodograma dos experimentos CO4 e D1

da frequência de passagem dos dentes. Como a rotação utilizada nesse experimento foi de 5600 rpm, a frequência de rotação é de, aproximadamente, 93 Hz, sendo a frequência de passagem dos 4 dentes igual a 372 Hz. Assim, percebem-se um pico oriundo da frequência principal em 93 Hz e picos harmônicos em seus múltiplos (até z), ou seja, 186, 279 e 372 Hz, onde o último também apresentará o efeito da amplitude devido frequência de passagem dos dentes. Na fresa com passo diferenciado isso não acontece, como mostrado na Figura 5.12b, os picos são apenas devido a frequência de rotação e seus harmônicos, não tendo efeito a frequência de passagem dos dentes.

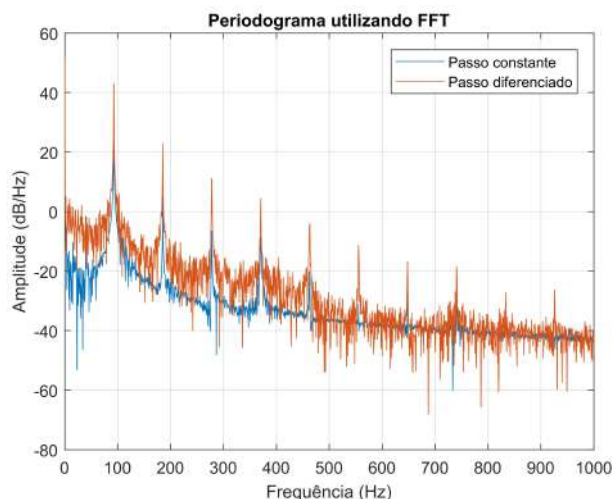


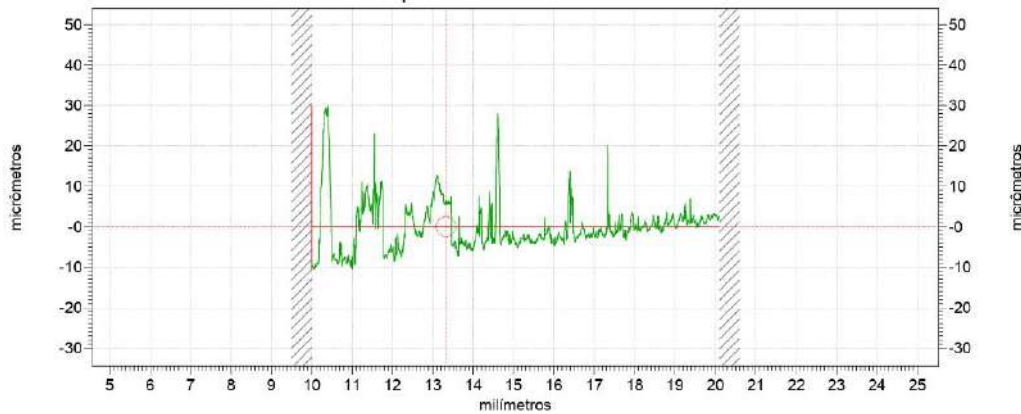
Figura 5.13: Comparação dos periodogramas dos experimentos CO4 e D1

Por fim, observando a Figura 5.13, percebe-se que as frequências de rotação e seus harmônicos apresentam as maiores amplitudes para os dois testes, sendo interessante notar a maior magnitude desses valores na usinagem com a ferramenta de passo diferenciado.

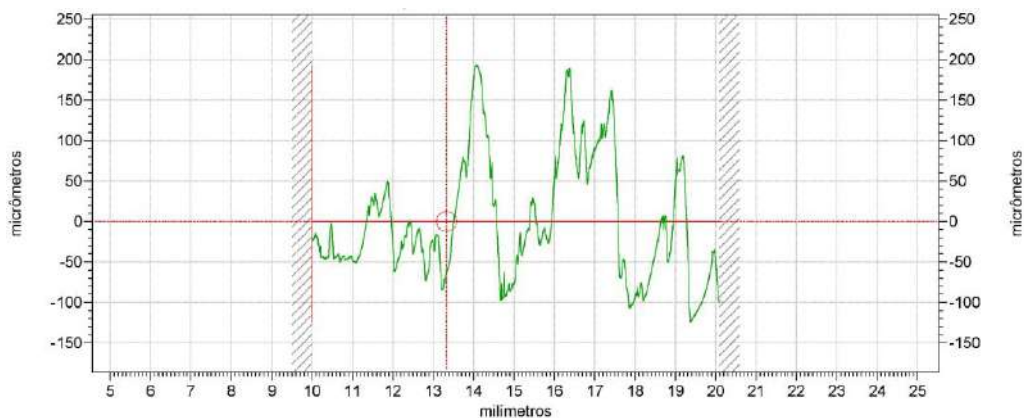
5.1.4 Perfil primário - Alumínio

Com o intuito de verificar a integridade superficial dos canais usinados antes da aplicação do “filtro” *cut-off*, pode-se avaliar as figuras primárias captadas pelo perfilômetro de todos os testes realizados, conforme apresentado na Seção A.1.

Como exemplo, pode-se citar os testes CO2 e D3, onde a profundidade de corte (a_p) foi de 4 mm e a rotação foi de 5400 rpm. A Figura 5.14 ilustra a topografia real obtida para os testes realizados.



(a) Perfil primário - Experimento CO2



(b) Perfil primário - Experimento D3

Figura 5.14: Perfil primário - Experimentos CO2 e D3

Ao se avaliar a Figura 5.14 já pode-se notar que, na comparação destacada, o acabamento superficial do canal usinado com a ferramenta de passo angular diferenciado foi pior do que o acabamento da superfície usinada com a ferramenta regular. Em outras palavras, pode-se afirmar que a superfície usinada pela ferramenta de passo variável apresentou valor médio absoluto maior no que se refere a altura dos picos e vales. No entanto, cabe destacar que é necessário o estudo do perfil de rugosidade e ondulação da superfície para uma análise mais precisa e conclusiva.

5.1.5 Resultados de rugosidade - Alumínio

Uma das vantagens da utilização da fresa com passo angular diferenciado é a manutenção da forma e da tolerância dimensional. Com isso, uma vez realizados os experimentos preliminares, se fez interessante a avaliação da rugosidade e da ondulação dos canais usinados.

Como mencionado anteriormente, a definição do *cut-off* é essencial para a realização de uma medição correta. Dessa forma, uma vez considerada a norma ISO 4288:1996, cabe destacar que o *cut-off* de 0,25 mm foi utilizado para todas as medições apresentadas abaixo e na Seção A.1.

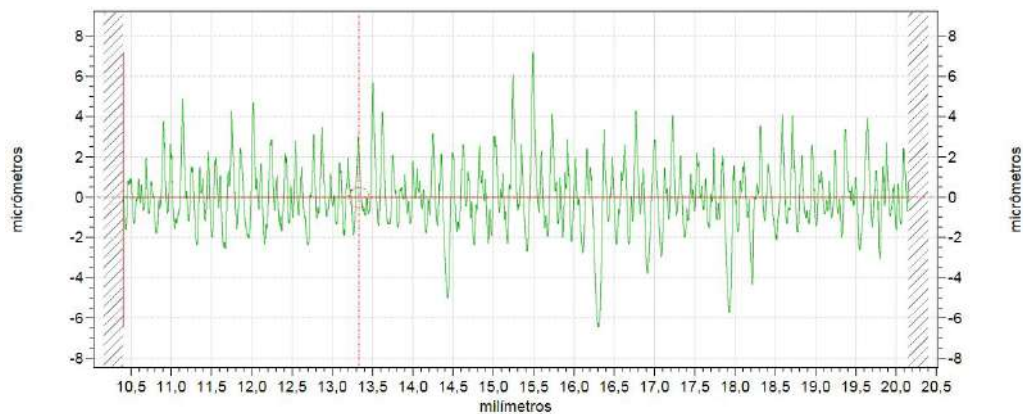


Figura 5.15: Rugosidade - Experimento CO2

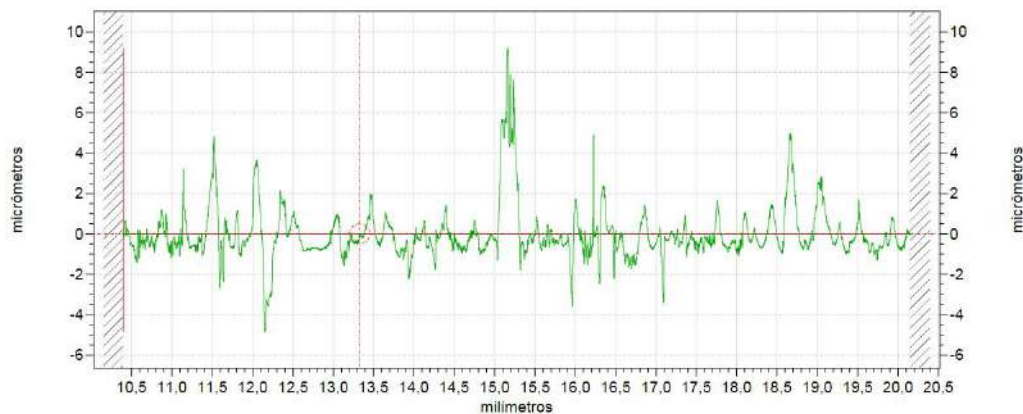


Figura 5.16: Rugosidade - Experimento D3

Assim, conforme mostrado nas Figuras 5.15 e 5.16, comparou-se a rugosidade superficial para o caso em que ambas as fresas usinaram a peça com profundidade de corte (a_p) de 4 mm e rotação de 5400 rpm. Observa-se que a rugosidade encontrada para a fresa de passo diferenciado nesse caso foi melhor, sendo $Ra_{diferenciado} = 0,82 \mu\text{m}$ e $Ra_{constante} = 1,2 \mu\text{m}$.

5.1.6 Resultados de ondulação - Alumínio

Como foi apresentado, anteriormente, na Seção 3, aplicado o *cut-off* pode-se avaliar a ondulação da superfície a partir da análise das curvas com comprimentos de onda longos. Assim, mediu-se a ondulação de todos os testes realizados, conforme Seção A.1.

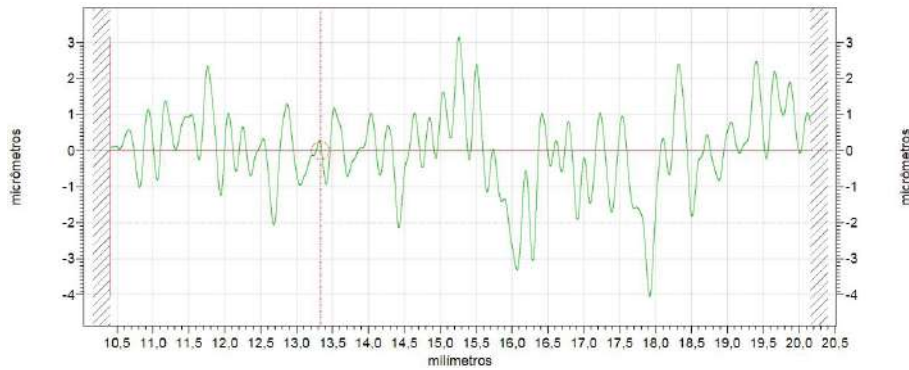


Figura 5.17: Ondulação - Experimento CO2

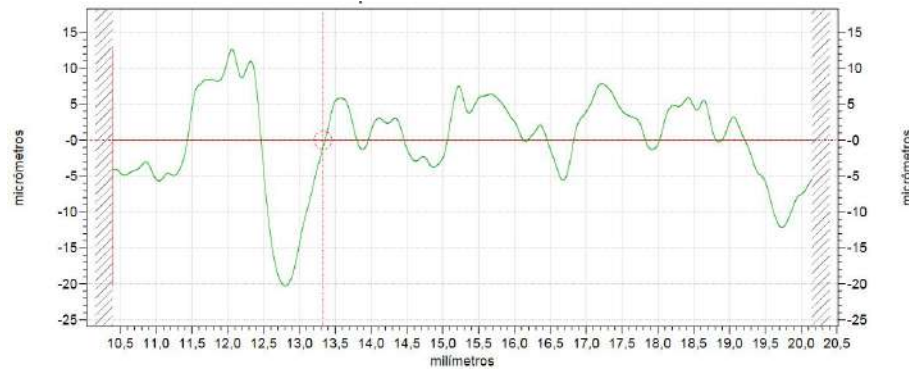


Figura 5.18: Ondulação - Experimento D3

Como mostrado nas Figuras 5.17 e 5.18, para o caso em que ambas as fresas usinaram a peça com profundidade de corte (a_p) de 4 mm e rotação de 5400 rpm, observa-se que a ondulação encontrada para a fresa com passo diferenciado foi consideravelmente maior, sendo $Wa_{diferenciado} = 5,13 \mu\text{m}$ e $Wa_{constante} = 0,86 \mu\text{m}$.

5.1.7 Resumo dos resultados de rugosidade e ondulação para o alumínio

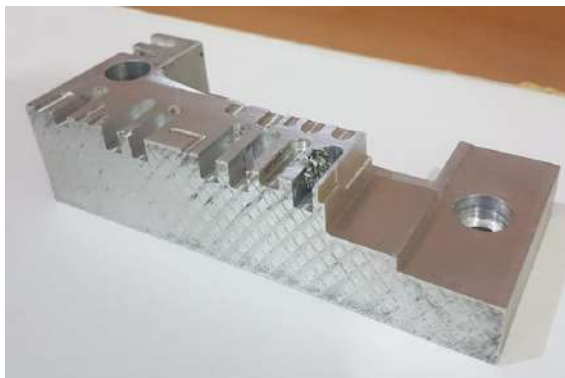
A partir de todos os resultados apresentados na Seção A.1, criou-se a Tabela 5.1 a fim de facilitar a visualização de todas as medições de rugosidade e ondulação. Cabe destacar que dois testes não foram avaliados, o primeiro, CO1, utilizou uma profundidade de corte muito baixa e fora da perspectiva de estudo do presente

trabalho. Já o teste D4 não foi verificado devido a uma obstrução do canal usinado, destacada na Figura 5.19b, que impossibilitava a medição.

Tabela 5.1: Ra e Wa de todos os experimentos realizados no alumínio

# Teste	Ra_{conc} (μm)	Ra_{disc} (μm)	Wa_{conc} (μm)	Wa_{disc} (μm)
CO1	Não realizado - a_p muito baixo			
CO2	1,2430	2,8754	0,8587	2,8807
CO3	0,1191	0,1273	0,2518	0,2488
CO4	0,1153	0,1101	0,3690	0,6846
D1	0,4334	2,5503	1,2401	5,1764
D2	0,7376	8,3976	1,5816	25,0169
D3	0,8194	11,0308	5,1287	60,3458
D4	Não realizado - canal obstruído por cavaco (Figura 5.19b)			
D5	-	0,1603	-	0,2980
D6	-	0,1084	-	0,4820

Pode-se notar que, diferentemente do esperado, as fresas com passo angular diferenciado apresentam níveis de rugosidade e ondulação consideravelmente maiores, chegando a provocar a obstrução de um dos canais (Figura 5.19b).



(a) Peça de liga de alumínio SAE 7475-T7



(b) Canal obstruído por cavaco

Figura 5.19: Peça de liga de alumínio SAE 7475-T7 após a usinagem

As Figuras 5.20 e 5.21 apresentam de forma mais clara e objetiva a rugosidade e a ondulação média. Sabendo que CO2 e D3 apresentam os mesmos parâmetros de corte, nota-se que o canal usinado com a ferramenta de passo diferenciado apresentou valores médios de rugosidade e, principalmente, de ondulação bem maiores. O mesmo pode ser dito para o comparativo dos testes CO4 e D2, que também possuem

parâmetros de corte iguais e onde a rugosidade média e a ondulação média foram bem menores nas superfícies usinadas com a ferramenta regular.

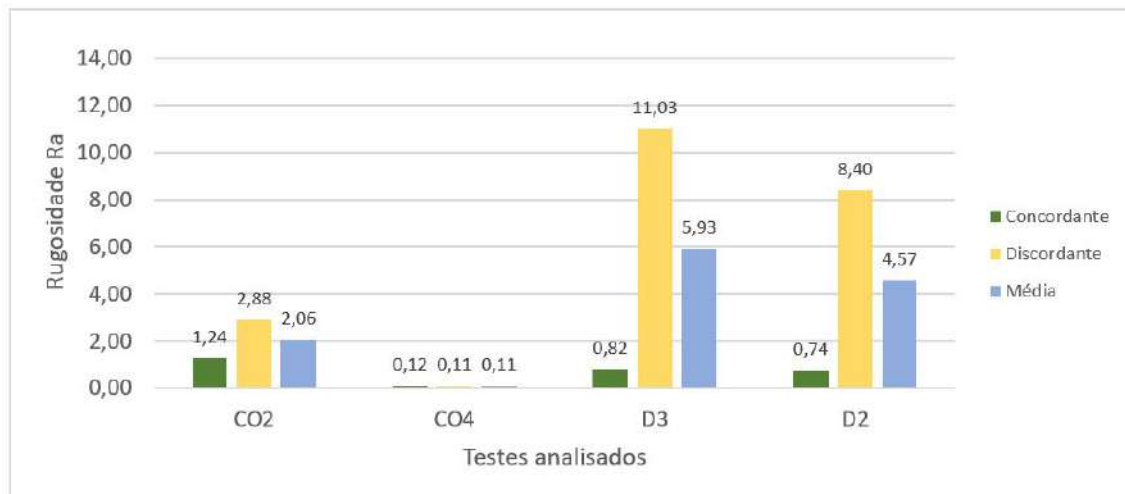


Figura 5.20: Rugosidade média - Alumínio

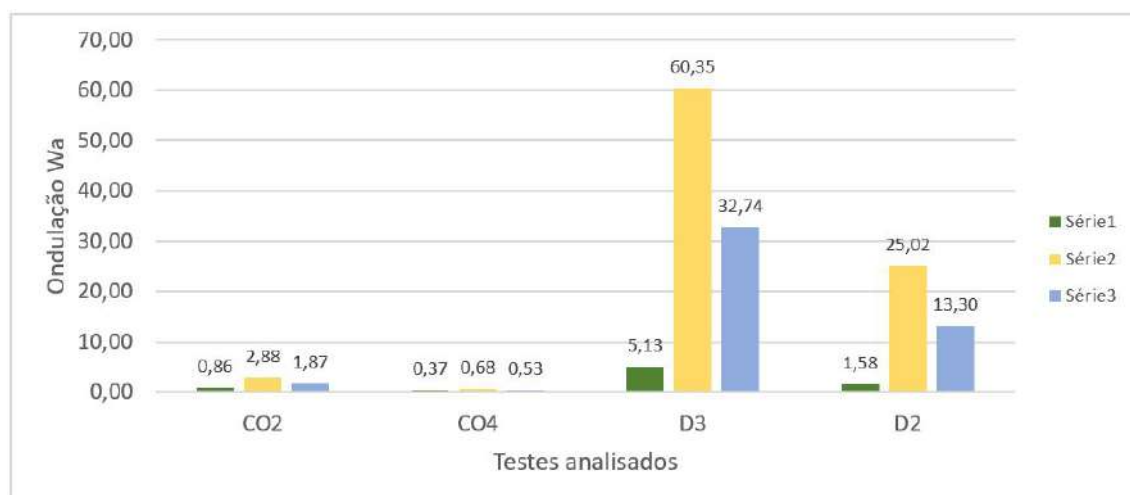


Figura 5.21: Ondulação média - Alumínio

Os resultados obtidos podem ser explicados pelas propriedades da liga de alumínio usinada e pelas dificuldades encontradas na usinagem de peças de alumínio em geral. O alumínio tem como característica a sua boa usinabilidade, ou seja, são materiais de fácil usinagem, gerando baixo desgaste na ferramenta e permitindo a utilização de elevadas velocidades de corte. No entanto, o mesmo possui um ponto de fusão, situado entre 650 e 700°C, que pode ser atingida na região de contato entre peça, cavaco e aresta de corte e, conseqüentemente, causando a soldagem por fusão do alumínio a ferramenta, “empastando” a mesma (Figura 5.19b).

Como agravante, a alta condutividade térmica desse material, faz com que grande parte do calor se concentre na região de corte, ocasionando um aumento na temperatura. Por fim, o baixo módulo de elasticidade facilita o surgimento de deformações

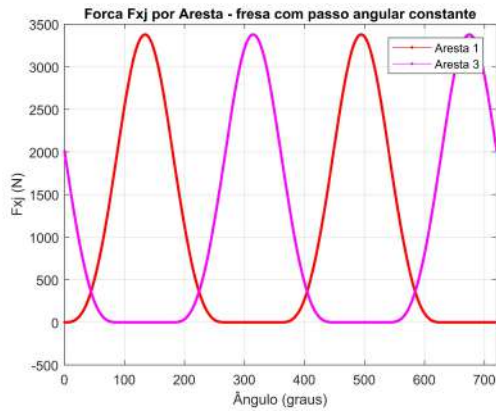
indesejadas e rebarbas, prejudicando assim o acabamento superficial encontrado após a operação.

Avaliando a ferramenta com passo angular diferenciado, conclui-se que, visto o seu “desbalanço” angular, a presença de forças de corte maiores e a produção de um pior acabamento podem ser explicados pela maior tendência do entupimento dos canais da fresa. Esse fenômeno ocasiona um pior rendimento do corte, gerando as consequências negativas mencionadas anteriormente.

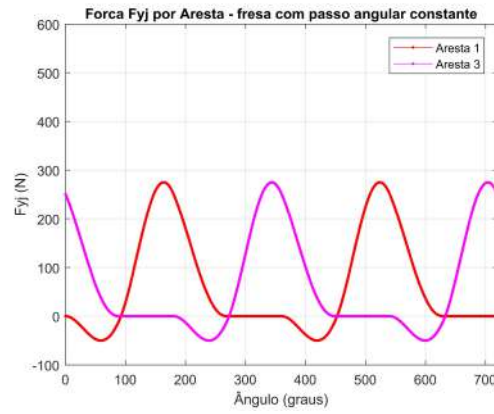
5.2 Resultados teóricos e experimentais do fresa- mento do Inconel 718

5.2.1 Previsão das forças de corte no Inconel 718

Assim como apresentado na Seção 5.1.1, foram realizadas simulações numéricas para comparar e prever o comportamento das fresas de passo angular constante e variável na usinagem do Inconel 718. Utilizando os mesmos casos destacados na Seção 4.5.5, ou seja, com profundidade de corte (a_p) de 8 mm, velocidade de corte (v_c) de 102 m/min, avanço por dente (a_d) de 0,02 mm/dente, largura de corte (a_e) de 6 mm e na condição estável sem *chatter*, obteve-se resultados similares aos encontrados para o alumínio.

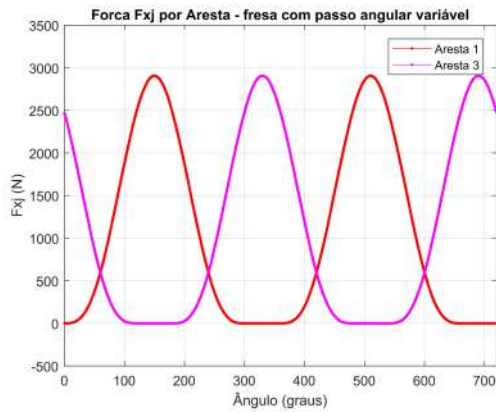


(a) F_{xj} - Fresa com passo constante

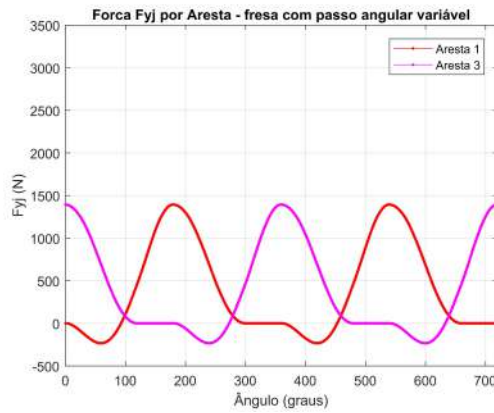


(b) F_{yj} - Fresa com passo constante

Figura 5.22: Parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x e y para a fresa de passo constante na usinagem do Inconel 718



(a) F_{xj} - Fresa com passo diferenciado



(b) F_{yj} - Fresa com passo diferenciado

Figura 5.23: Parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x e y para a fresa de passo variável na usinagem do Inconel 718

Conforme foi feito para o alumínio, para avaliar o comportamento das arestas de corte na usinagem do Inconel 718, estudou-se as parcelas F_{xj} e F_{yj} das forças na direção x (alinhada a direção de avanço) e y (perpendicular a direção de avanço) de duas arestas para três rotações, conforme Figuras 5.22 e 5.23.

Lembrando mais uma vez que a força que atua na ferramenta de corte é igual ao somatório das parcelas de todas as forças F_{xj} e F_{yj} aplicadas pelos dentes da fresa, pode-se prever o comportamento das forças F_x e F_y .



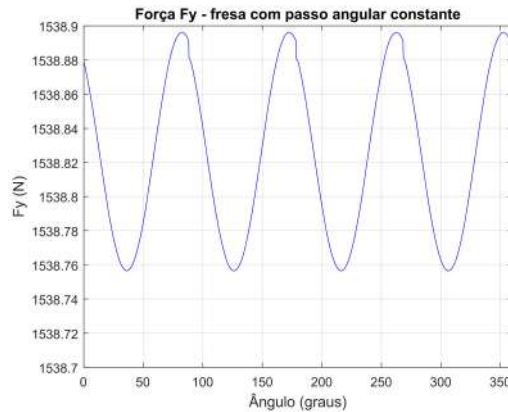
(a) F_x - Fresa com passo constante



(b) Detalhe F_x - Fresa com passo constante



(c) F_y - Fresa com passo constante

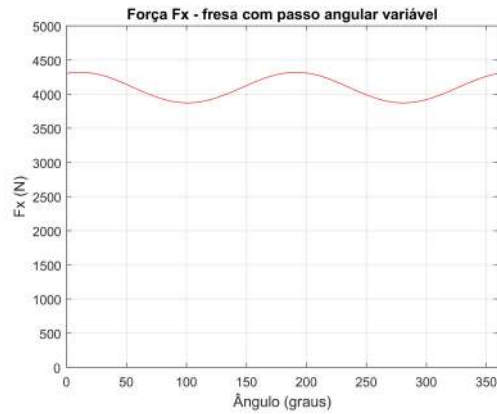


(d) Detalhe F_y - Fresa com passo constante

Figura 5.24: Simulação numérica da usinagem do Inconel 718 - Fresa com passo angular constante

Avaliando a Figura 5.24, nota-se que, novamente, as forças na direção x e y na simulação que considera a ferramenta regular apresentaram valores praticamente constantes durante toda a rotação, variando não mais que 0,2 N. Enquanto isso, como mostrado na Figura 5.25, para o caso da ferramenta com passo diferenciado, percebe-se uma maior variação das forças em ambas as direções, chegando a valores maiores que 300 N.

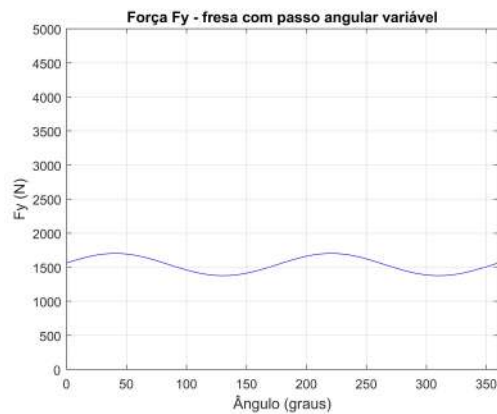
Além disso, cabe destacar que pode-se observar nas Figuras 5.24 e 5.25 que a força máxima encontrada na simulação para o caso da usinagem com a ferramenta de passo variado é maior que a identificada para o caso regular tanto na direção x como na direção y .



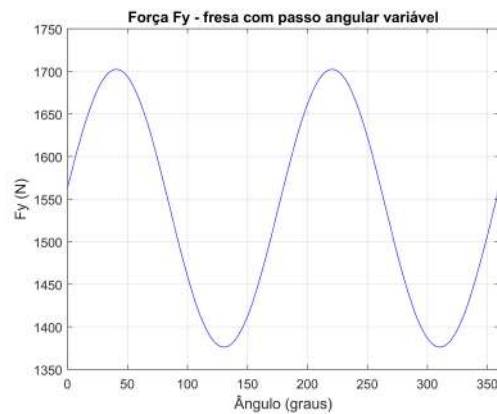
(a) F_x - Fresa com passo variável



(b) Detalha F_x - Fresa com passo variável



(c) F_y - Fresa com passo variável

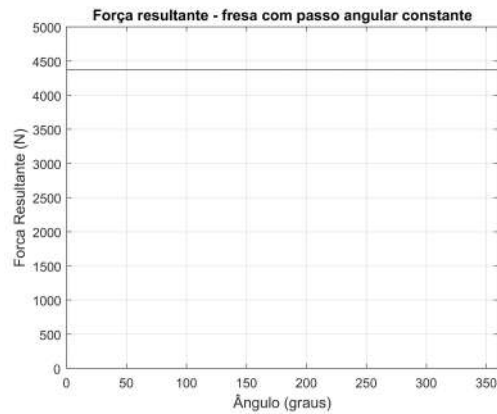


(d) Detalhe F_y - Fresa com passo variável

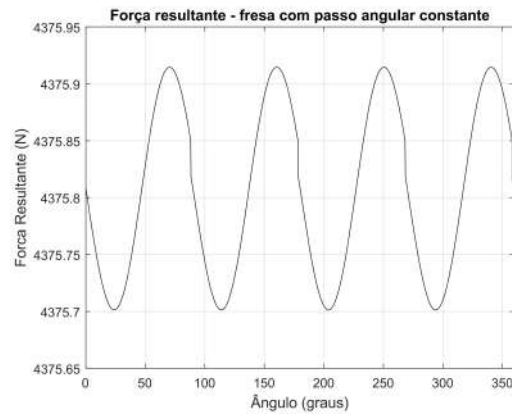
Figura 5.25: Simulação numérica da usinagem do Inconel 718 - Fresa com passo angular variável

Uma vez que a força resultante é função das forças na direção x e y , os comportamentos apresentados na Figura 5.26 já eram esperados. Nota-se, que assim como as componentes F_x e F_y , a força resultante para a simulação da usinagem utilizando a ferramenta com passo angular variável apresentou não só uma maior amplitude como também uma maior variação durante a rotação.

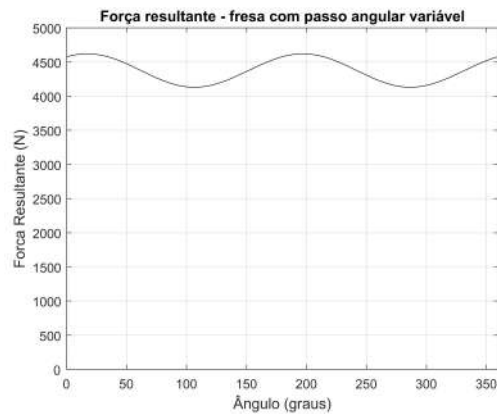
Como pode ser observado na Figura 5.26b, a força resultante para a simulação considerando a ferramenta regular variou um pouco mais de 0,2 N e apresentou valor médio de, aproximadamente, 4375,8 N. Já para o caso da ferramenta de passo angular diferenciado, Figura 5.26d, a força resultante variou mais de 400 N e teve valor médio de, aproximadamente, 4385 N.



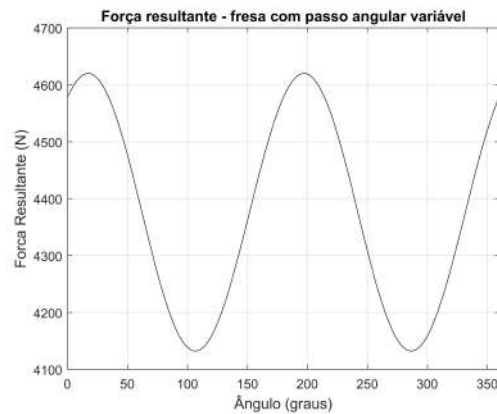
(a) F Resultante - Fresa com passo constante



(b) Detalhe F Resultante - Fresa com passo constante



(c) F Resultante - Fresa com passo variável



(d) Detalhe F Resultante - Fresa com passo variável

Figura 5.26: Simulação numérica da usinagem do Inconel 718 - Força resultante

Mais uma vez, cabe lembrar que as forças na direção z não foram consideradas uma vez que essas costumam ter magnitudes bem menores que as forças na direção x (alinhada a direção de avanço) e y (perpendicular a direção de avanço).

5.2.2 Forças de corte experimentais no domínio do tempo para o Inconel 718

A comparação entre as fresas de passo angular constante e diferenciado foi dividida de acordo com a rotação (n) utilizada. Tendo como referência a velocidade de corte (v_c) otimizada de 20 m/min, apresentada por OLIVEIRA (2015), para uma maior vida útil da ferramenta, optou-se por avaliar as fresas na rotação de 800 rpm ($v_c = 15$ m/min), abaixo da condição ótima, na rotação de 1000 rpm ($v_c = 19$ m/min), extremamente próxima da condição de maior vida da ferramenta, e na rotação de 1400 rpm ($v_c = 26$ m/min), condição acima da indicada por OLIVEIRA (2015).

Além disso, cabe destacar que nas figuras que apresentam as forças de corte durante a usinagem do Inconel pode-se observar uma elevada amplitude no início da operação. Esse pico se deve a imersão total da ferramenta, correspondendo a entrada da mesma na peça (Figura 4.7b). A Figura 5.27 apresenta um exemplo desse fenômeno.

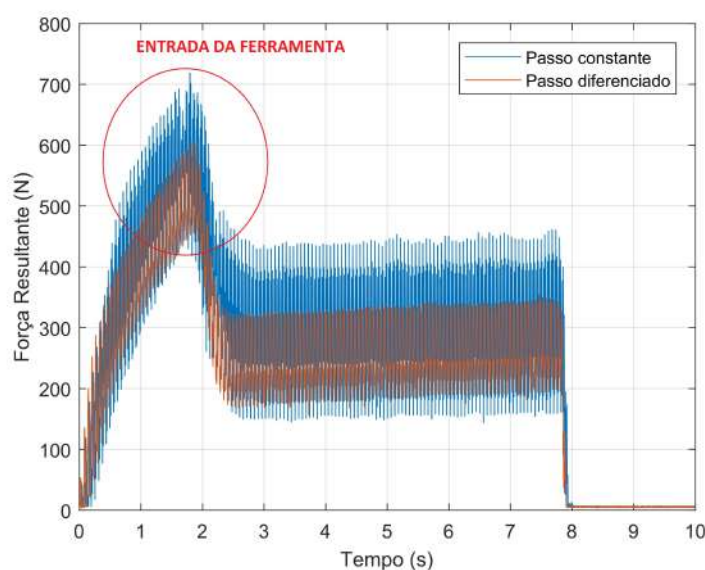


Figura 5.27: Entrada da ferramenta na peça

Dito isso, a primeira comparação que pode ser feita é a análise do comportamento das fresas para a rotação 800 rpm. Conforme pode-se observar nas Figuras 5.28 e 5.29, as fresas apresentaram amplitude máxima similar durante o corte com espessura de penetração constante, no entanto cabe destacar a maior amplitude da força resultante durante a entrada da fresa com passo angular constante na peça em comparação ao mesmo período para a fresa com passo variável.

Além disso, é interessante notar a diferença no comportamento das curvas. Percebe-se que avaliando as Figuras 5.28b e 5.29b, os picos e os vales para a ferra-

menta com passo regular são mais acentuados e ressaltados do que para a usinagem com a ferramenta de passo diferenciado.

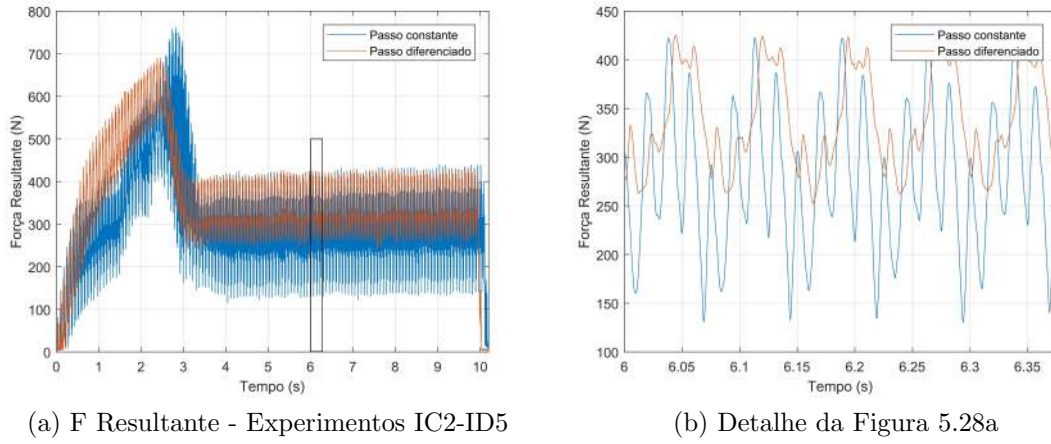


Figura 5.28: Comparação dos Experimentos IC2 e ID5

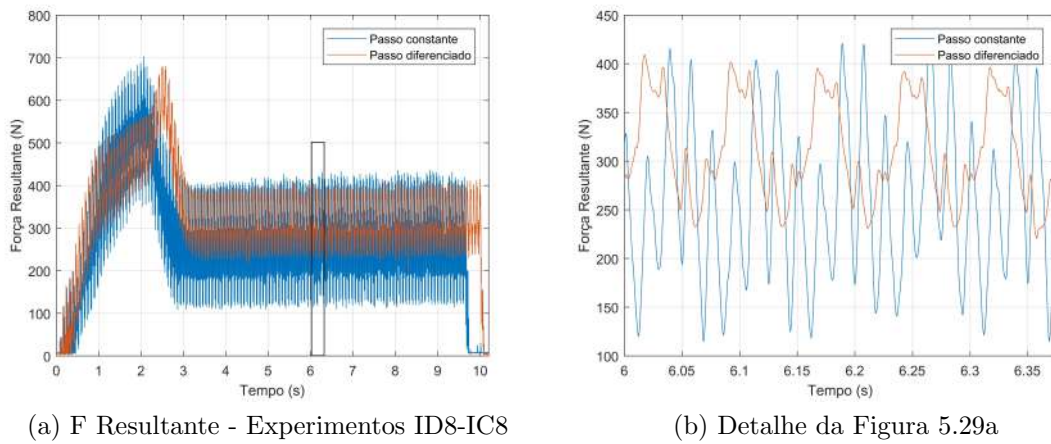
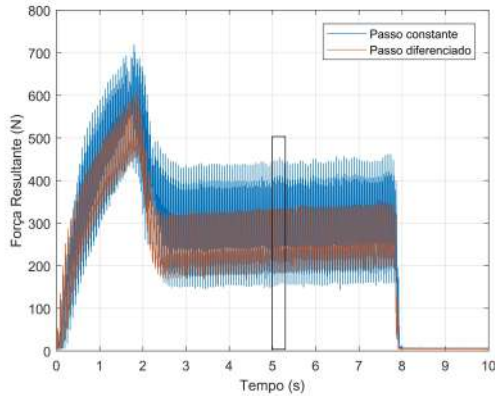


Figura 5.29: Comparação dos Experimentos ID8 e IC8

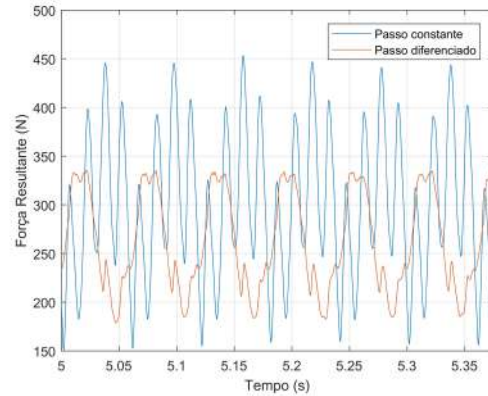
Conforme mostrado nas Figuras 5.30 e 5.31 e também observado na comparação dos testes com rotação de 800 rpm, percebe-se que os casos com rotação de 1000 rpm apresentaram um comportamento similar ao destacado anteriormente.

Nota-se mais uma vez que a distância entre os picos e os vales da curva ou, em outras palavras, a variação da força resultante foi maior para a ferramenta regular. No entanto, para a rotação de 1000 rpm, observa-se claramente que as forças resultantes para a ferramenta de passo diferenciado apresentaram magnitudes menores durante toda a usinagem. Conforme pode-se observar na Figura 5.30b, a força resultante máxima encontrada para a ferramenta de passo angular constante é de 450 N, enquanto para a ferramenta com passo diferencial o mesmo parâmetro tem valor máximo de, aproximadamente, 330N. Já na comparação dos testes IC6 e ID4,

identifica-se, a partir da Figura 5.31b, que a diferença entre os valores máximos da força resultante durante a usinagem com espessura de penetração constante para os dois tipos de fresa é de, aproximadamente, 100 N.

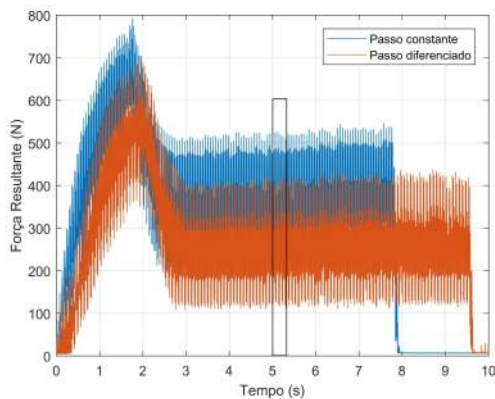


(a) F Resultante - Experimentos IC3-ID1

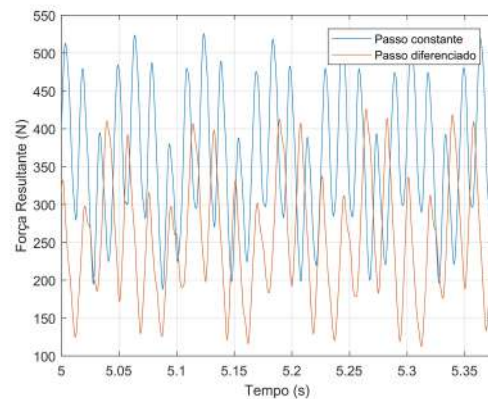


(b) Detalhe da Figura 5.30a

Figura 5.30: Comparação dos Experimentos IC3 e IC6



(a) 5 rotações - Experimentos IC6-ID4

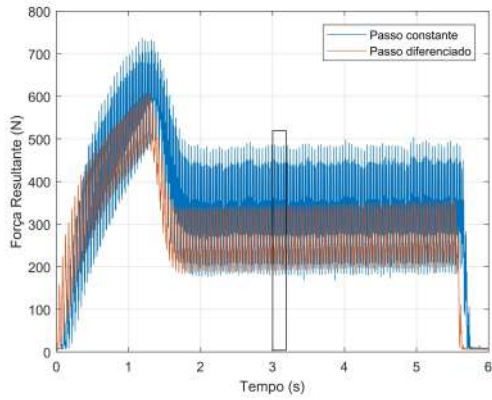


(b) Detalhe da Figura 5.31a

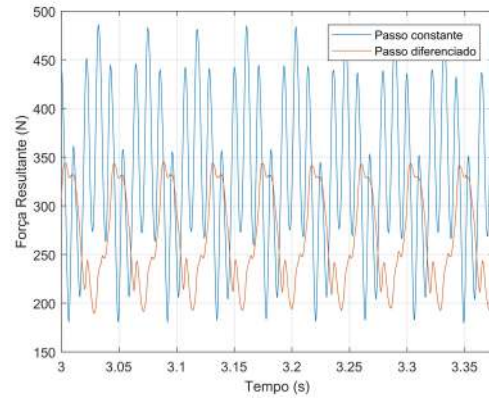
Figura 5.31: Comparação dos Experimentos ID1 e ID4

Como mostrado nas Figuras 5.32 e 5.33, encontrou-se resultados diferentes para as comparações dos casos com rotação de 1400 rpm. Enquanto na Figura 5.32a, a ferramenta com passo constante apresentou forças maiores durante todo o processo, na Figura 5.33a, o que observou-se foi que a ferramenta com passo angular variável apresentou uma força consideravelmente maior na entrada da ferramenta e similar a fresa regular no restante da operação.

No entanto, além disso, mais uma vez é importante destacar a diferença no comportamento das duas curvas durante o corte. Pode-se notar que, mais uma vez, a ferramenta com passo angular constante apresentou uma variação mais acentuada e um maior afastamento entre os valores máximos e mínimos durante o processo.

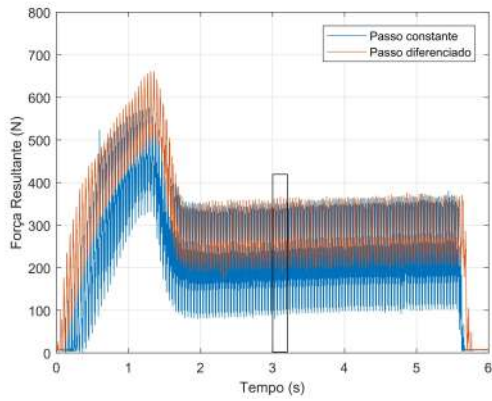


(a) F Resultante - Experimentos IC5-ID2

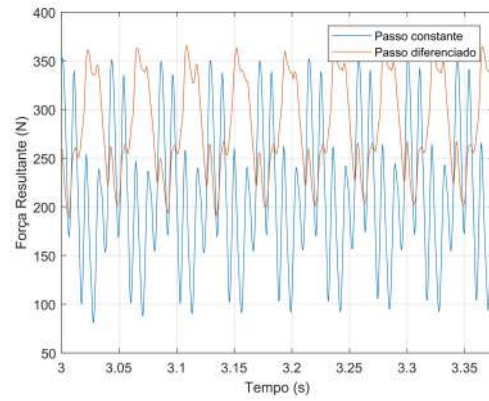


(b) Detalhe da Figura 5.32a

Figura 5.32: Comparação dos Experimentos IC5 e IC7



(a) F Resultante - Experimentos IC7-ID3



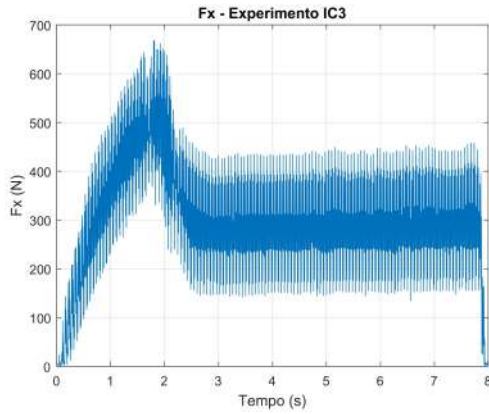
(b) Detalhe da Figura 5.33a

Figura 5.33: Comparação dos Experimentos ID2 e ID3

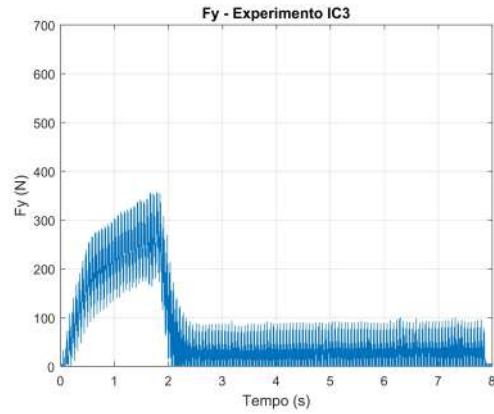
Como feito para etapa de pré-teste, de forma complementar, estudou-se separadamente o comportamento das forças na direção x e y na usinagem do Inconel 718 a partir dos resultados dos testes IC3 e ID1, com profundidade de corte de 6 mm e velocidade de corte de 19 m/min, conforme mostrado nas Figuras 5.34 e 5.35.

Como já apresentado na Seção 2.2, a força resultante depende das suas componentes na direção x e y . Assim, é interessante avaliar o comportamento de ambas as forças durante o processo para melhor compreender as forças resultantes apresentadas anteriormente.

Avaliando as Figuras 5.34 e 5.35, observa-se que, como esperado, as forças nas direções x e y para a ferramenta de passo constante apresentaram maiores magnitudes. Além disso, é interessante destacar que as forças na direção x (alinhada a direção de avanço) apresentaram valores maiores que as forças na direção y (perpendicular a direção de avanço).

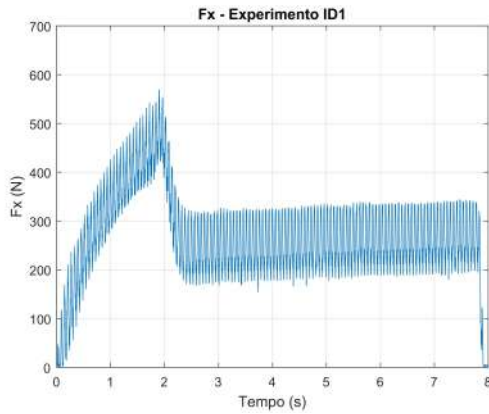


(a) Fx para o experimento IC3

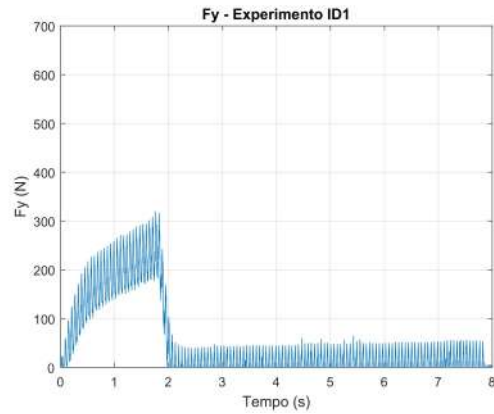


(b) Fy para o experimento IC3

Figura 5.34: Forças na direção x e y para IC3



(a) Fx para o experimento ID1



(b) Fy para o experimento ID1

Figura 5.35: Forças na direção x e y para ID1

A Figura 5.36 apresenta uma visão geral dos testes realizados, mostrando de forma mais clara os resultados encontrados em termos de força máxima média. Conforme pode-se observar, a força máxima média encontrada para a fresa com passo angular diferenciado foi menor do que a obtida para o passo constante em todos os casos estudados, sendo essa diferença maior para a velocidade de corte de 15 m/min.

Além disso, cabe recapitular, que a partir da análise dos resultados encontrados para os casos com rotação de 800 rpm, observa-se que, comparando com as forças referentes a usinagem sob as mesmas condições para a ferramenta de passo diferenciado, a força na entrada é maior para a fresa com passo angular constante, no entanto as duas configurações apresentam forças com amplitudes similares para o restante da operação.

Já nos casos com rotação de 1000 rpm, durante toda operação, as forças de corte com a ferramenta de passo angular diferenciado foram menores que as forças

observadas na usinagem com a fresa de passo constante, o que é interessante visto que essa é a rotação mais próxima da velocidade de corte ótima apresentada por OLIVEIRA (2015).

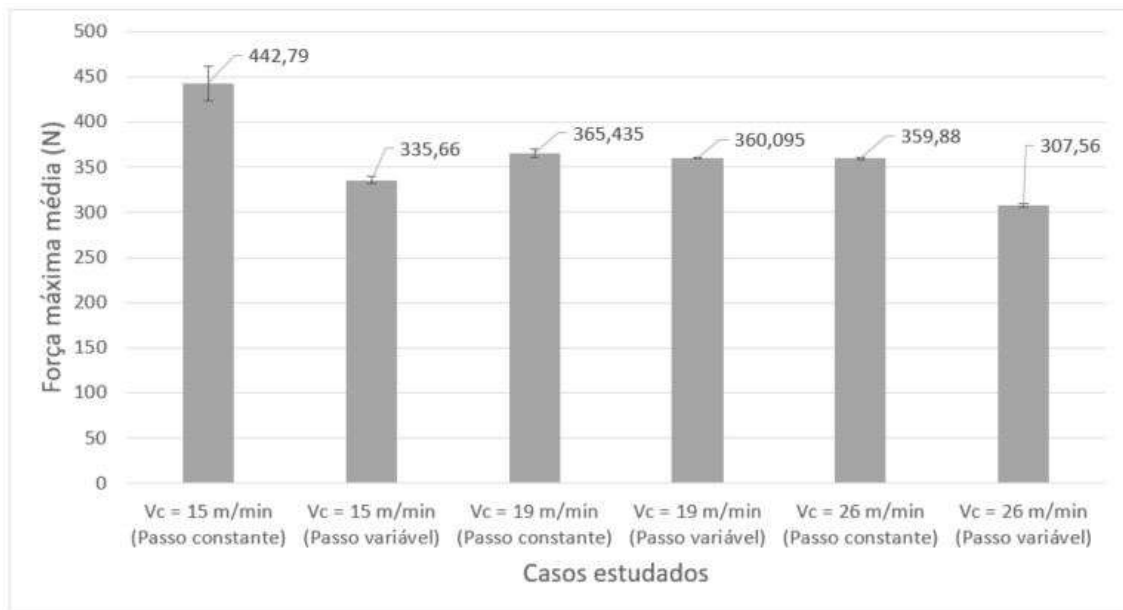


Figura 5.36: Força resultante máxima média na usinagem do Inconel 718

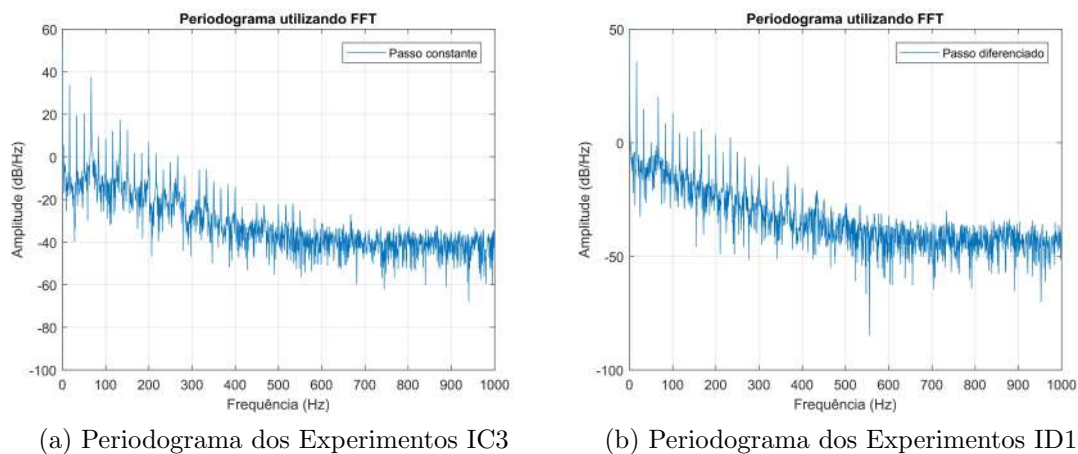
Por fim, para a rotação de 1400 rpm, na primeira comparação, observa-se que a fresa regular apresentou forças maiores do que a ferramenta com passo variável. Já na segunda aferição das forças de cada configuração, ambas tiveram amplitudes similares.

5.2.3 Forças de usinagem no domínio da frequência para o Inconel 718

Conforme feito para a fase de pré-teste, a fim de avaliar a densidade espectral dos resultados obtidos a partir da Transformada Rápida de Fourier (FFT), pode-se comparar o periodograma encontrado na usinagem utilizando a fresa com passo angular constante e diferenciado.

Os casos estudados foram os testes IC3 e ID1 que utilizaram a rotação de 1000 rpm e a velocidade de corte (v_c) de 19 m/min. Cabe também destacar que foi considerado apenas o período da usinagem em que a espessura de penetração era constante, ou seja, o momento de entrada e saída da ferramenta na peça foi desconsiderado.

Os resultados obtidos são similares aos apresentados na Seção 5.1.3, pode-se verificar, nas Figuras 5.37a e 5.37b, mais uma vez a presença da frequência principal de rotação, seus harmônicos e a frequência de passagem dos dentes para fresa com



(a) Periodograma dos Experimentos IC3

(b) Periodograma dos Experimentos ID1

Figura 5.37: Periodograma dos Experimentos IC3 e ID1

passo constante, enquanto para fresa com passo variável não observa-se a presença da influência da frequência de passagem dos dentes no comportamento do corte.

Sabendo que a rotação da ferramenta foi de 1000 rpm para os testes em destaque, determina-se que a frequência de rotação é de, aproximadamente, 16 Hz e, consequentemente, a frequência de passagem dos 4 dentes é de 64 Hz. Assim, nota-se na Figura 5.37a uma maior amplitude nas frequência de 64 Hz e seus múltiplos uma vez que nessas de encontram tanto a frequência de rotação como a de passagem dos 4 dentes, o que não pode ser observado na Figura 5.37b referente a ferramenta com passo diferenciado.

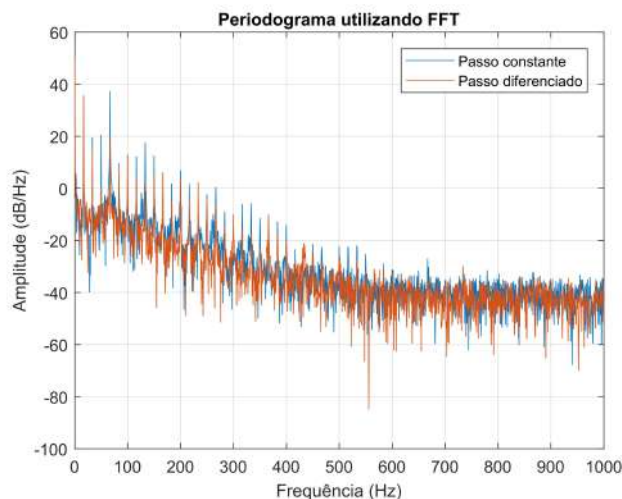


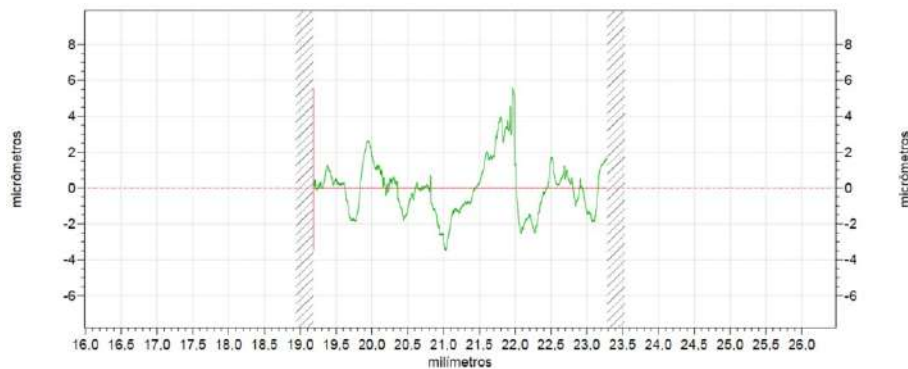
Figura 5.38: Comparação dos periodogramas dos Experimentos IC3 e ID1

Analisando a Figura 5.38 percebe-se um comportamento já esperado visto que as forças observadas para a usinagem utilizando a ferramenta de passo constante foram maiores do que as apresentadas no processo com a ferramenta de passo diferenciado. Avaliando as amplitudes, nota-se que para praticamente todas as frequências, a

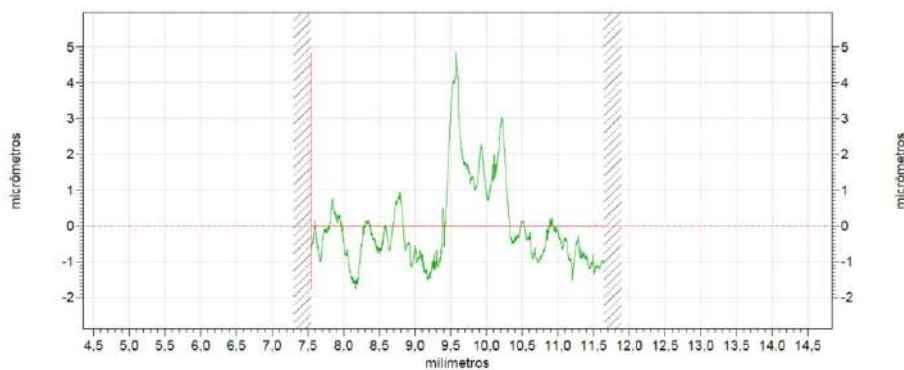
amplitude do periodograma da ferramenta regular foi maior que o encontrada para a ferramenta de passo variável.

5.2.4 Perfil primário - Inconel 718

Como feito na avaliação do pré-teste, Seção 5.1.4, com o intuito de avaliar a topografia real dos comprimentos usinados antes da aplicação do “filtro” *cut-off*, estudou-se o perfil primário obtido na usinagem do Inconel 718 para todos os testes, conforme apresentado na Seção A.2.



(a) Primário - Experimento IC2



(b) Primário - Experimento ID5

Figura 5.39: Primário - Rotação 800 rpm

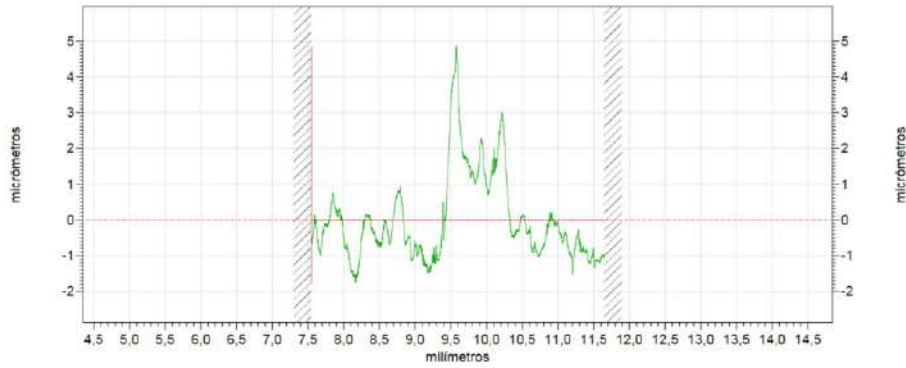
A fim de exemplificar o perfil primário observado para as usinagens do Inconel, pode-se observar a Figura 5.39, que compara os testes com 800 rpm, IC2 e ID5.

5.2.5 Resultados de rugosidade - Inconel 718

Cabe destacar que, respeitando a norma ISO 4288:1996, utilizou-se o *cut-off* de 0,25 mm para avaliar o acabamento superficial. Com isso, estudou-se a rugosidade da superfície usinada a fim de verificar as vantagens da utilização da fresa com passo variável. A Figura 5.40 exemplifica os resultados apresentados na Seção A.2 a partir dos experimentos IC2 e ID5.



(a) Rugosidade - Experimento IC2



(b) Rugosidade - Experimento ID5

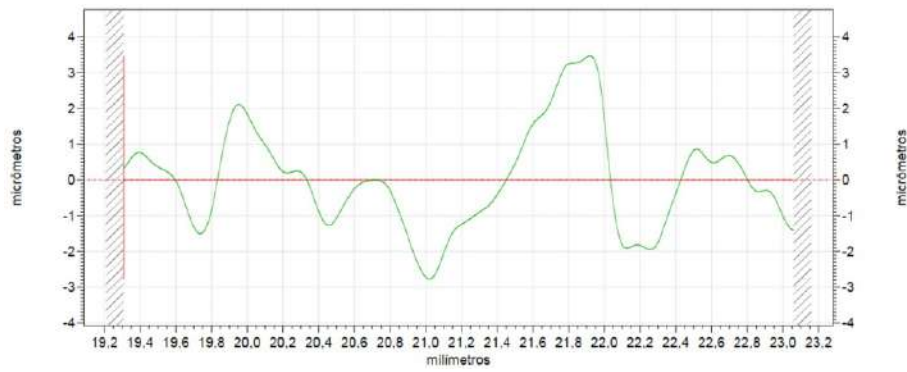
Figura 5.40: Rugosidade - Rotação 800 rpm

Como observado na Figura 5.40, a rugosidade (Ra) encontrada para a superfície usinada com a ferramenta de passo angular diferencial foi menor que identificada para o canal usinado pela ferramenta regular, sendo $Ra_{constante} = 0,3368 \mu\text{m}$ e $Ra_{diferenciado} = 0,4111 \mu\text{m}$.

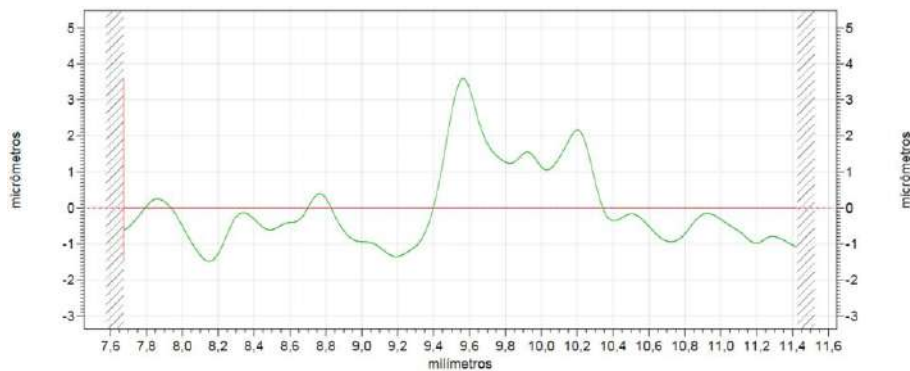
5.2.6 Resultado de ondulação - Inconel 718

A ondulação também foi analisada para a usinagem do Inconel 718, sendo todas as medições mostradas na Seção A.2. A fim de exemplificar os resultados encontrados, mais uma vez, apresenta-se os experimentos IC2 e ID5, com rotação de 800 rpm, conforme Figura 5.41.

Assim como na rugosidade, o canal usinado pela ferramenta de passo angular variável apresentou menores valores de ondulação que o canal usinado com a fresa de passo angular constante. Como apresentado anteriormente na Seção 3.1, considerando Wa como parâmetro de análise da ondulação da superfície usinada, mediu-se a ondulação média das superfícies usinadas com as duas ferramentas. Sabendo disso, para os casos destacados encontrou-se $Wa_{constante} = 1,0997 \mu\text{m}$ e $Wa_{diferenciado} = 0,8859 \mu\text{m}$.



(a) Ondulação - Experimento IC2

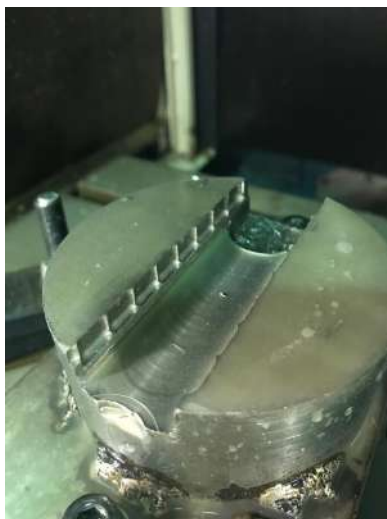


(b) Ondulação - Experimento ID5

Figura 5.41: Ondulação - Rotação 800 rpm

5.2.7 Resumo dos resultados de rugosidade e ondulação para o Inconel 718

A Figura 5.42 apresenta a peça após a usinagem, destacando os canais medidos para a verificação do acabamento superficial.



(a)



(b)

Figura 5.42: Peça de Inconel 718 após a usinagem

A partir de todos os resultados apresentados na Seção A.2, criou-se a Tabela 5.2 a fim de facilitar a análise de todas as medições de rugosidade e ondulação para usinagem do Inconel 718.

Tabela 5.2: Ra e Wa de todos os experimentos realizados no Inconel 718

# Teste	Ra (μm)	Wa (μm)
IC1	0,6504	1,9147
IC2	0,3368	1,0997
IC3	0,3201	0,9394
IC4	0,3793	0,8214
IC5	0,3505	0,7786
IC6	0,4820	0,9717
ID1	0,2832	1,1370
ID2	0,2084	0,6308
ID3	0,2299	0,6872
ID4	0,3585	0,9156
ID5	0,4111	0,8859
ID6	0,2507	0,9468
ID7	0,1710	0,4601
ID8	0,2005	0,5917
IC7	0,2539	0,9307
IC8	0,7250	1,6941

A partir da Tabela 5.2 gerou-se as Figuras 5.43 e 5.44 que apresentam de forma mais clara os resultados da medição do acabamento superficial da peça usinada. As figuras mostram a rugosidade e a ondulação média calculada separadamente para cada velocidade de corte e ferramenta utilizada na usinagem do Inconel 718.

Nota-se que a rugosidade média foi menor para a fresa com passo angular diferenciado para todas as velocidades de corte utilizadas, sendo mais notória a diferença para a velocidade de corte de 15 m/min, como mostra a Figura 5.43.

Avaliando a ondulação, Figura 5.44, percebe-se que apenas para a velocidade de corte de 19 m/min se observa uma ondulação maior para ferramenta de passo angular variável, no entanto cabe destacar que essa diferença entre as ondulações dessa comparação é menor que 0,01 μm .

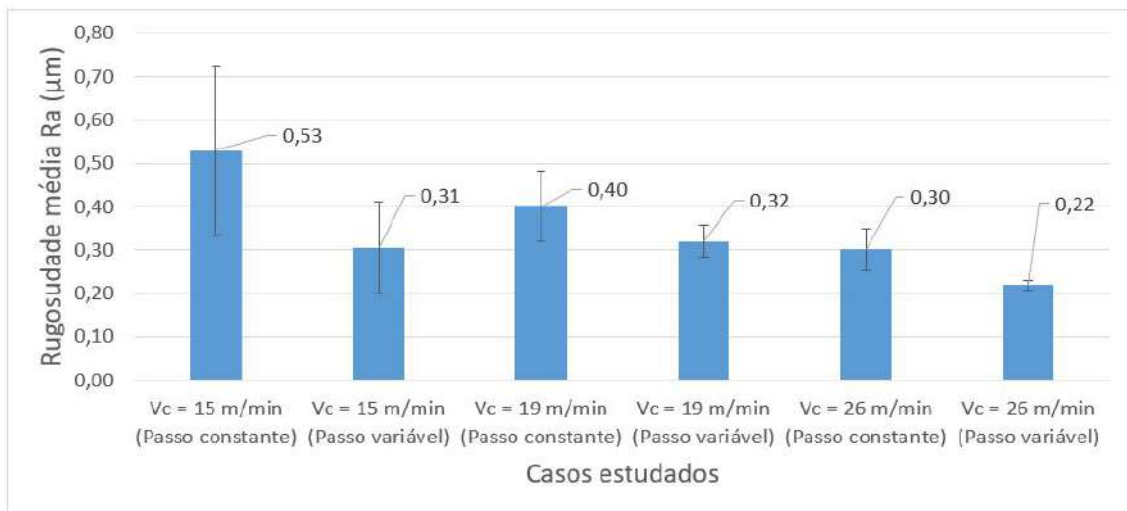


Figura 5.43: Rugosidade média para o Inconel 718

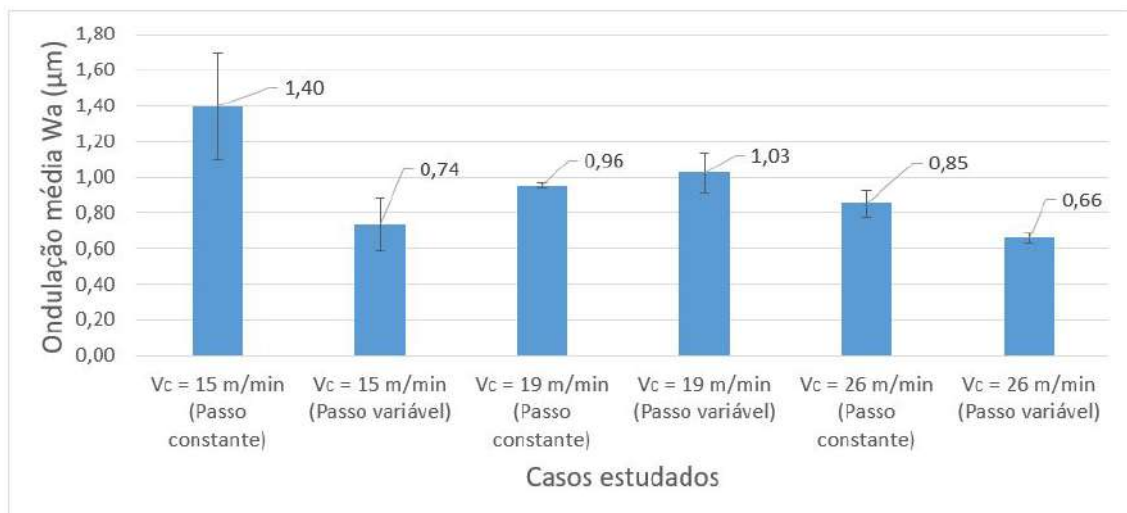


Figura 5.44: Ondulação média para o Inconel 718

Assim, de forma conclusiva, avaliando o acabamento superficial da peça, percebe-se uma grande melhora na ondulação e na rugosidade dos canais usinados com a fresa de passo angular diferenciado. Quando comparada com as fresas regulares, os valores médios de rugosidade e ondulação foram menores para as ferramentas de passo variável para as velocidades de corte de 15 m/min e 26 m/min, sendo similares para a velocidade de 19 m/min.

Capítulo 6

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

O presente trabalho estudou a dinâmica de corte do fresamento de topo utilizando uma fresa com passo angular variável em comparação a uma fresa de mesma geometria com passo regular. Realizou-se investigações preliminares no alumínio, comparando com trabalhos anteriores do mesmo grupo de pesquisa, e em seguida no material de interesse: o Inconel 718.

A partir da análise dos resultados pode-se dividir as conclusões em dois grupos: um relativo aos experimentos realizados em alumínio e outro sobre resultados do Inconel.

6.1 Conclusões referentes aos ensaios preliminares com alumínio

Os testes realizados na liga de alumínio SAE 7475-T7 mostraram que a ferramenta de passo angular constante apresentou um melhor rendimento em termos de força de corte e acabamento superficial que a ferramenta de passo angular diferenciado.

Diferentemente do esperado, uma vez que a fresa de passo variável é modelado com intuito de gerar um corte mais estável, os testes mostraram que a usinagem com a ferramenta de passo angular variável apresentou forças de corte com níveis de amplitude mais elevados. Além disso, os valores de rugosidade (Ra) e ondulação (Wa) medidos para os canais usinados com a ferramenta regular foram consideravelmente menores.

6.2 Conclusões referentes aos ensaios com Inconel 718

Os testes realizados para averiguar as vantagens da utilização da fresa de passo angular diferenciado mostraram que a mesma é recomendada para a usinagem do Inconel 718, visto que as forças de corte obtidas durante a usinagem foram menores que as medidas para a ferramenta regular e uma vez que os valores de rugosidade e ondulação dos canais usinados por esse tipo de fresa apresentaram valores menores.

Essa conclusão se baseia no fato de que a força máxima média encontrada para cada tipo de ferramenta foi sempre maior para a ferramenta de passo angular constante. Além disso, avaliando as forças de usinagem no domínio da frequência, ficou claro que a variação na diferença de fase entre os cortes subsequentes gerada pela fresa de passo angular variável faz com que o efeito da frequência de passagem dos dentes não seja observado no periodograma da operação, sendo notório apenas o efeito da frequência de rotação e seus harmônicos.

Considerando os valores médios de rugosidade e ondulação para a avaliação das superfícies, as medições de Ra e Wa mostraram que a ferramenta regular apresentou um rendimento pior e menos preciso. Assim, no que se refere ao acabamento superficial, a fresa de passo angular variável foi capaz de melhor manter a qualidade dimensional e de forma dos canais usinados.

Os resultados de força de corte e acabamento superficial com a fresa de passo diferenciado apresentaram resultados menores do que a ferramenta de passo angular constante na usinagem do Inconel 718.

6.3 Sugestões para futuros trabalhos

- Avaliação do rendimento de uma fresa com passo angular e ângulo de hélice variável.
- Estudar o efeito do comprimento em balanço na usinagem.
- Considerar uma gama maior de parâmetros de corte e quantificar estatisticamente a influência de cada um no comportamento do sistema.
- Avaliar a relação entre a vibração da ferramenta e os perfis primários, as rugosidades e as ondulações das superfícies usinadas.

Referências Bibliográficas

- ABNT NBR ISO 4287:2002, 2002, *Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade*. Norma técnica, ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas.
- AHMED, N., MITROFANOV, A., BABITSKY, V., et al., 2006, “Analysis of material response to ultrasonic vibration loading in turning Inconel 718”, *Materials Science and Engineering: A*, v. 424, n. 1, pp. 318 – 325. ISSN: 0921-5093.
- ALTINTAS, Y., 2000, *Manufacturing automation Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*. Cambridgen Press.
- ALTINTAS, Y., ENGIN, S., BUDAK, E., 1999, “Analytical Stability Prediction and Design of Variable Pitch Cutters”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, v. 121, pp. 173–178.
- ALTINTAS, Y., 2012, *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations and cnc design*. 2 ed. New York, Cambridge University Press.
- ALTINTAS, Y., BUDAK, E., 1995, “Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling”, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 44 (12), pp. 357–362.
- ANIJDAN, S. M., BAHRAMI, A., 2005, “A new method in prediction of TCP phases formation in superalloys”, *Materials Science and Engineering: A*, v. 396, n. 1, pp. 138 – 142. ISSN: 0921-5093.
- ARAÚJO, A. C. M., 1999, *Estudo das forças de usinagem no fresamento de topo*. Tese de Mestrado, Programa de Engenharia Mecânica COPPE UFRJ - Rio de Janeiro, RJ - Brasil.
- AZARHOUSHANG, B., AKBARI, J., 2007, “Ultrasonic-assisted drilling of Inconel 738-LC”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 47, pp. 1027–1033. ISSN: 0890-6955.

- BENARDOS, P., VOSNIAKOS, G.-C., 2003, “Predicting surface roughness in machining: a review”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 43, n. 8, pp. 833 – 844. ISSN: 0890-6955.
- BREHL, D., DOW, T., 2008, “Review of vibration-assisted machining”, *Precision Engineering*, v. 32, pp. 153–172.
- BUDAK, E., 2003, “An Analytical Design Method for Milling Cutters With Non-constant Pitch to Increase Stability, Part I: Theory”, *Journal of Manufacturing Science and Engineering-transactions of The Asme - J MANUF SCI ENG*, v. 125 (02). doi: 10.1115/1.1536655.
- BUDAK, E., ALTINTAS, Y., 1998, “Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling—Part I: General Formulation”, *Journal of Dynamic Systems Measurement and Control-transactions of The Asme - J DYN SYST MEAS CONTR*, v. 120 (03).
- CABRERA, C. G. A., 2015, *Identificação de Chatter no Fresamento a Partir da Análise Wavelet da Força de Usinagem*. Tese de Mestrado, Programa de Engenharia Mecânica COPPE UFRJ - Rio de Janeiro, RJ - Brasil.
- CARPINETTI, L., GONSALVES, E., PORTO, A., et al., 2000, “Rugosidade superficial - Conceitos e princípios de medição”, *Escola de engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo*.
- CHEN, W., HUO, D., SHI, Y., et al., 2018, “State-of-the-art review on vibration-assisted milling: principle, system design, and application”, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 97, n. 5 (Jul), pp. 2033–2049.
- CHOUDHURY, I., EL-BARADIE, M., 1998, “Machinability of nickel-base super alloys: a general review”, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 77, pp. 278–284. ISSN: 0924-0136.
- DAGNALL, H., 1998, *Exploring surface texture*. Taylor Hobson Limited.
- DEBNATH, S., REDDY, M. M., YI, Q. S., 2014, “Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review”, *Journal of Cleaner Production*, v. 83, pp. 33 – 47. ISSN: 0959-6526.
- DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L., 2010, *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. 7 ed. São Paulo, Artliber Editora.

- DOHNER, J. L., LAUFFER, J. P., HINNERICH, T. D., et al., 2004, “Mitigation of chatter instabilities in milling by active structural control”, *Journal of Sound and Vibration*, v. 269, pp. 197–211. ISSN: 0022-460X.
- DUDZINSKI, D., DEVILLEZ, A., MOUFKI, A., et al., 2004, “A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 44, n. 4, pp. 439 – 456. ISSN: 0890-6955.
- GANGULI, A., DERAEMAER, A., PREUMONT, A., 2007, “Regenerative chatter reduction by active damping control”, *Journal of Sound and Vibration*, v. 300, pp. 847–862. ISSN: 0022-460X.
- GROOVER, M. P., 2014, *Fundamentos da manufatura moderna*. LTC.
- HOBSON, T., 2014, *Exploring surface texture*. 7th ed.
- HOUCK, L., SCHMITZ, T. L., SMITH, K. S., 2011, “A tuned holder for increased boring bar dynamic stiffness”, *Journal of Manufacturing Processes*, v. 13, pp. 24–29. ISSN: 1526-6125.
- ISAEV, A., ANOKHIN, V., 1961, “Ultrasonic vibration of a metal cutting tool”, *Vest Mashinos*, v. 41. (in Russian).
- ISO 4288:1996, 1996, *Geometrical Product Specifications (GPS) – Surface texture: Profile method – Rules and procedures for the assessment of surface texture*. Norma técnica, ISO - International Organization for Standardization.
- JIN, G., ZHANG, Q., HAO, S., et al., 2013, “Stability Prediction of Milling Process with Variable Pitch Cutter”, *Mathematical Problems in Engineering*, v. 2013 (03).
- KENAMETAL, 2018, “Catálogo Master 2018 Ferramentas Rotativas”, v. 2, pp. P16; P23.
- KULJANIC, E., TOTIS, G., SORTINO, M., 2008, “Vibrations and Chatter in Machining: State of the Art and New Approaches”. pp. 15–36, 01.
- KUMAR, M. N., SUBBU, S. K., KRISHNA, P. V., et al., 2014, “Vibration Assisted Conventional and Advanced Machining: A Review”, *Procedia Engineering*, v. 97, pp. 1577–1586. ISSN: 1877-7058.

- LIU, K. J., ROUCH, K. E., 1991, “Optimal passive vibration control of cutting process stability in milling”, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 28, pp. 285–294. ISSN: 0924-0136.
- LU, K., LIAN, Z., GU, F., et al., 2018, “Model-based chatter stability prediction and detection for the turning of a flexible workpiece”, .
- MEI, J., LUO, M., GUO, J., et al., 2018, “Analytical Modeling, Design and Performance Evaluation of Chatter-Free Milling Cutter With Alternating Pitch Variations”, *IEEE Access*, v. 6 (01), pp. 32367–32375.
- MERRITT, H. E., 1965, “Theory of Self-Excited Machine-Tool Chatter”, *ASME Journal of Engineering for Industry*, v. 87, pp. 447–454.
- MIRRES, S. P., 2013, *Identificação Experimental do Chatter a Partir de Sinais de Força e Deslocamento no Fresamento de Topo*. Tese de Mestrado, Programa de Engenharia Mecânica Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckov da Fonseca CEFET - Rio de Janeiro, RJ - Brasil.
- OLIVEIRA, G. D. P., 2015, *Estudo da influência dos fluidos de corte na usinagem do Inconel 718*. Tese de Mestrado, Programa Francisco Eduardo Mourão Saboya de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica Universidade Federal Fluminense UFF - Rio de Janeiro, RJ - Brasil.
- OPITZ, H., DREGGER, E. U., ROESE, H., 1966, “The Effect of Irregular Tooth Pitch on Stability of Milling”. In: *7th Proceedings of the Adv. MTDR Conference*, p. 213–227.
- QUINTANA, G., CIURANA, J., 2011, “Chatter in machining processes: A review”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 51, pp. 363–376. ISSN: 0890-6955.
- SHARMAN, A., HUGHES, J., RIDGWAY, K., 2015, “The effect of tool nose radius on surface integrity and residual stresses when turning Inconel 718”, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 216, pp. 123–132. ISSN: 0924-0136.
- SIDDHPURA, M., PAUROBALLY, R., 2012, “A review of chatter vibration research in turning”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v. 61, pp. 27–47. ISSN: 0890-6955.
- SILVA, F. F. D., 2018, *Análise da estabilidade dinâmica do processo de fresamento com ferramenta de topo esférico do aço AISI D6 endurecido*. Tese de

Mestrado, Programa de Engenharia Mecânica e de Materiais UTFPR - Curitiba, PR - Brasil.

- SLAVICEK, J., 1965, "The Effect of Irregular Tooth Pitch on Stability of Milling". In: *6th Proceedings on International Machine Tool Design and Research Conference*, pp. 15–22.
- SONG, Q., AI, X., ZHAO, J., 2011, "Design for variable pitch end mills with high milling stability", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 55 (08), pp. 891–903.
- SRIDHAR, R., HOHN, R. E., LONG, G. W., 1968, "A General Formulation of the Milling Process Equation", *ASME Journal of Engineering for Industry*, v. 90, pp. 317–324.
- TAYLOR, F., 1907, "On the art of cutting metals", *Transactions of ASME* 28, pp. 31–248404.
- THAKUR, D. G., RAMAMOORTHY, B., VIJAYARAGHAVAN, L., 2009, "Machinability investigation of Inconel 718 in high-speed turning", *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 45, n. 5 (Mar), pp. 421. ISSN: 1433-3015.
- THELLAPUTTA, G. R., CHANDRA, P. S., RAO, C., 2017, "Machinability of Nickel Based Superalloys: A Review", *Materials Today: Proceedings*, v. 4, pp. 3712–3721. ISSN: 2214-7853.
- TLUSTY, J., ISMAIL, F., 1981, "Basic Non-Linearity in Machining Chatter", *CIRP Annals*, v. 30, pp. 299–304. ISSN: 0007-8506.
- TLUSTY, J., POLACEK, M., 1963, "The stability of machine tools against self-excited vibrations in machining", *International Research in Production Engineering*, pp. 465–474.
- TLUSTY, J., ISMAIL, F., ZATON, W., 1983, "Use of Special Milling Cutters Against Chatter", *NAMRC 11, University of Wisconsin, SME*, p. 408–415.
- TOBIAS, S., FISHWICK, W., 1958, "Theory of regenerative machine tool chatter", *The Engineer*, v. 205 (01), pp. 199–203.
- TSIAKOUMIS, V., 2011, *An Investigation Into Vibration Assisted Machining: Application to Surface Grinding Processes*. Liverpool John Moores University.

- VENTER, G. S., 2015, *Reduzindo chatter em processos de torneamento através do uso de material piezoelétrico considerando aspectos não-lineares*. Dissertação (mestrado em dinâmica das máquinas e sistemas), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, Brasil.
- WANG, Y., WANG, T., YU, Z., et al., 2015, “Chatter Prediction for Variable Pitch and Variable Helix Milling”, *Shock and Vibration*, v. 2015 (05), pp. 1–9. doi: 10.1155/2015/419172.
- WIDIA, 2017, “Catálogo Master 2017”, p. M35.
- YUAN, L., SUN, S., PAN, Z., et al., 2019, “Mode coupling chatter suppression for robotic machining using semi-active magnetorheological elastomers absorber”, *Mechanical Systems and Signal Processing*, v. 117 (02), pp. 221–237.
- YUE, C., GAO, H., LIU, X., et al., 2019, “A review of chatter vibration research in milling”, *Chinese Journal of Aeronautics*, v. 32 (03), pp. 215–242. doi: 10.1016/j.cja.2018.11.007.
- ZHANG, C., EHMANN, K., LI, Y., 2015, “Analysis of cutting forces in the ultrasonic elliptical vibration-assisted micro-groove turning process”, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 78, n. 1 (Apr), pp. 139–152.
- ZHANG, S., LI, J., WANG, Y., 2012a, “Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions”, *Journal of Cleaner Production*, v. 32, pp. 81 – 87. ISSN: 0959-6526.
- ZHANG, X., XIONG, C., DING, Y., et al., 2012b, “Milling stability analysis with simultaneously considering the structural mode coupling effect and regenerative effect”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture - INT J MACH TOOL MANUF*, v. 53.

Apêndice A

Apêndice

A.1 Resultados da avaliação da integridade superficial do alumínio

Nessa seção são apresentados os resultados obtidos para o perfil primário, rugosidade e ondulação de cada teste realizado no alumínio. Levando em consideração a Tabela 4.4, observa-se:

Perfil Primário

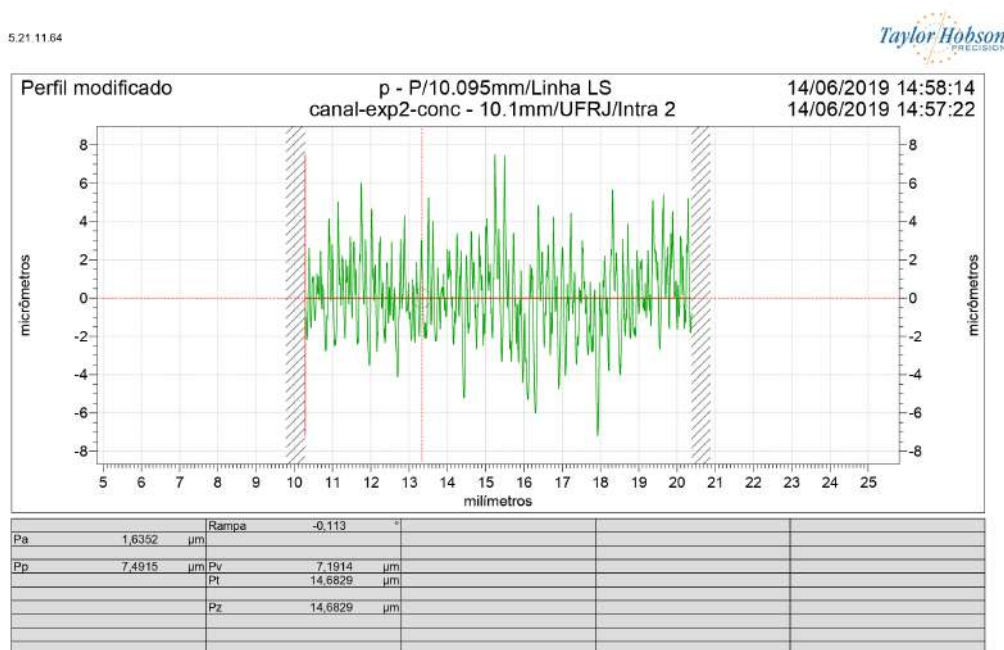


Figura A.1: Perfil primário - Experimento CO2 (concordante)

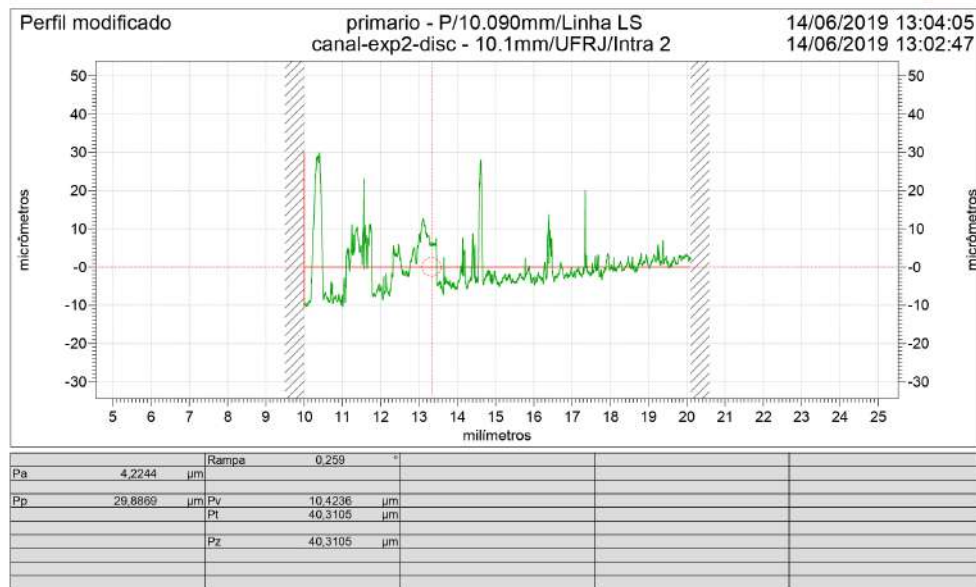


Figura A.2: Perfil primário - Experimento CO2 (discordante)

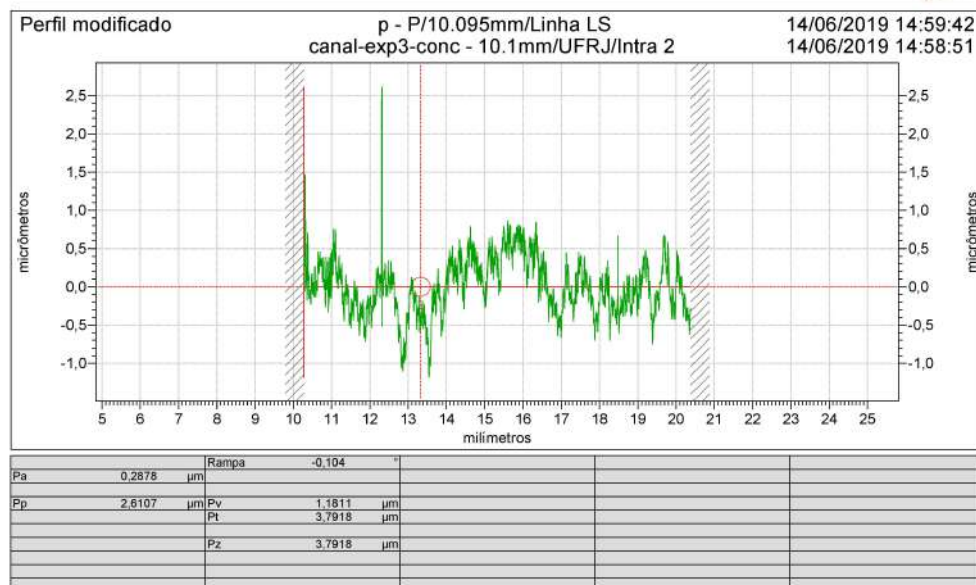


Figura A.3: Perfil primário - Experimento CO3 (concordante)

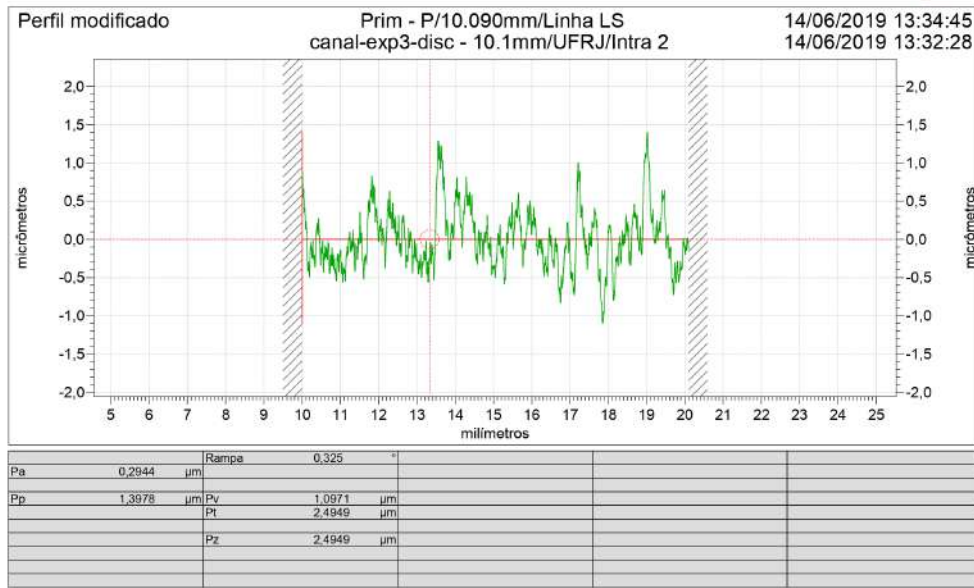


Figura A.4: Perfil primário - Experimento CO3 (discordante)

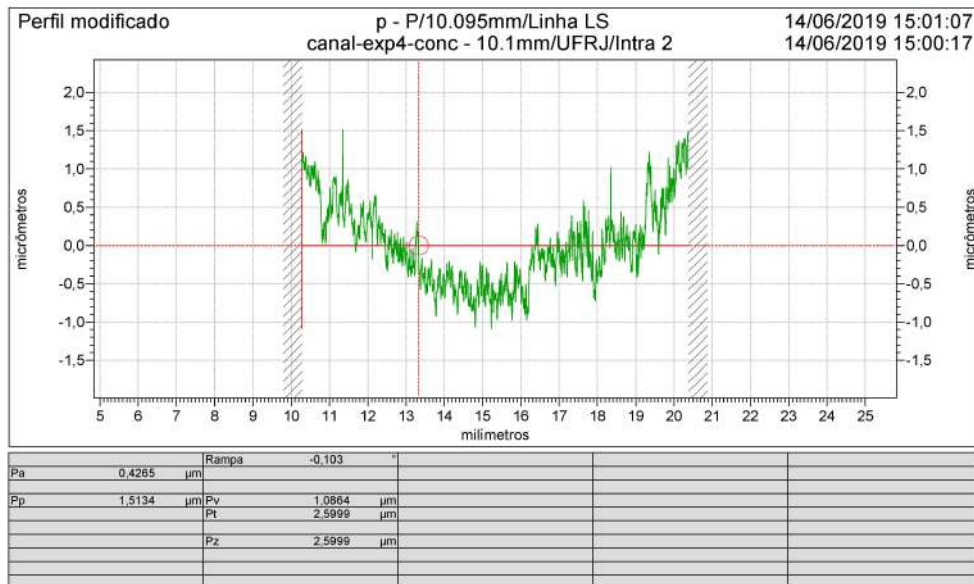


Figura A.5: Perfil primário - Experimento CO4 (concordante)

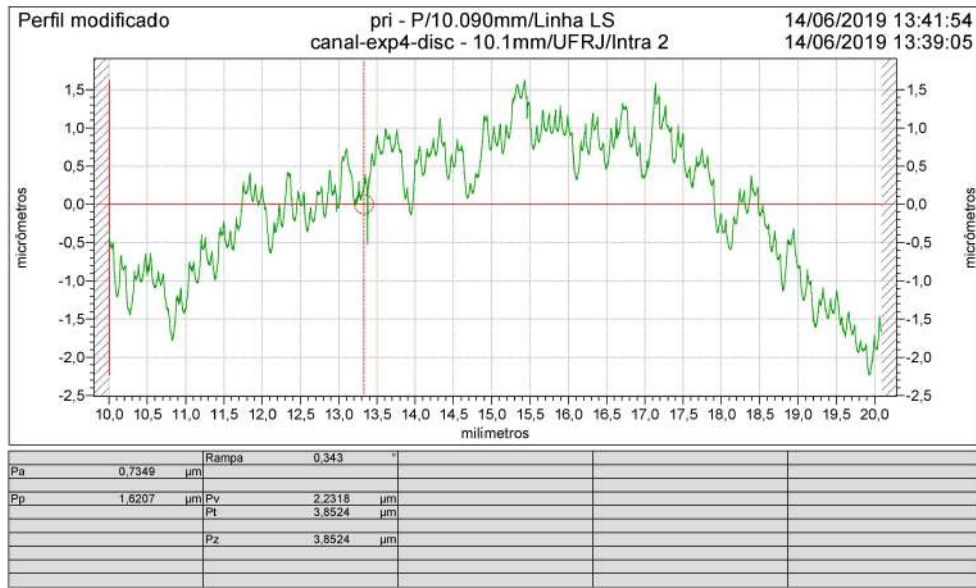


Figura A.6: Perfil primário - Experimento CO4 (discordante)

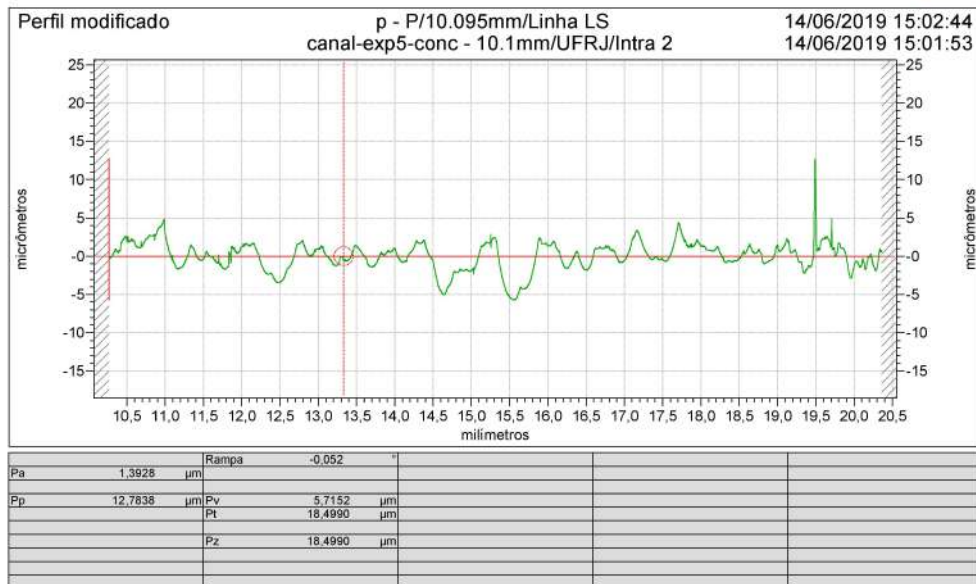


Figura A.7: Perfil primário - Experimento D1 (concordante)

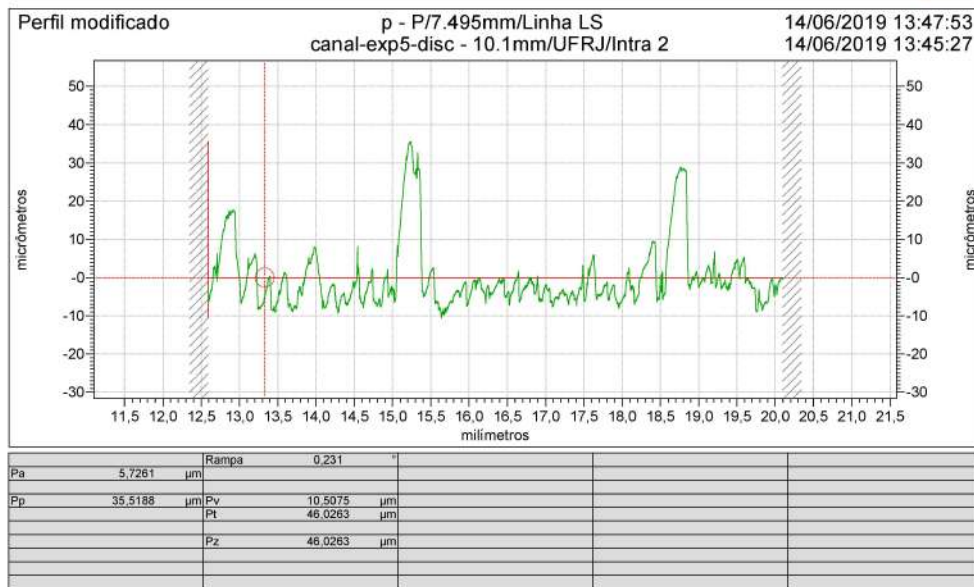


Figura A.8: Perfil primário - Experimento D1 (discordante)

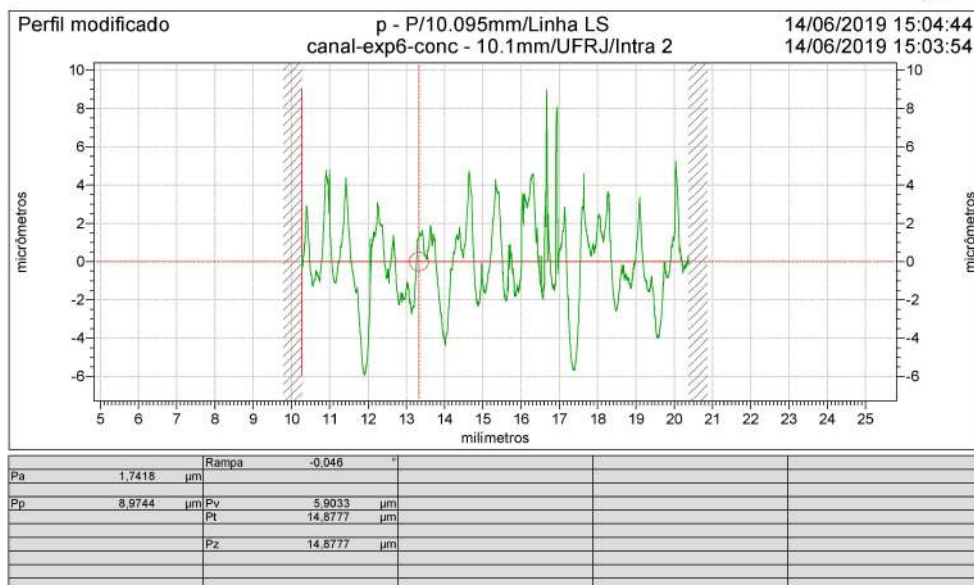


Figura A.9: Perfil primário - Experimento D2 (concordante)

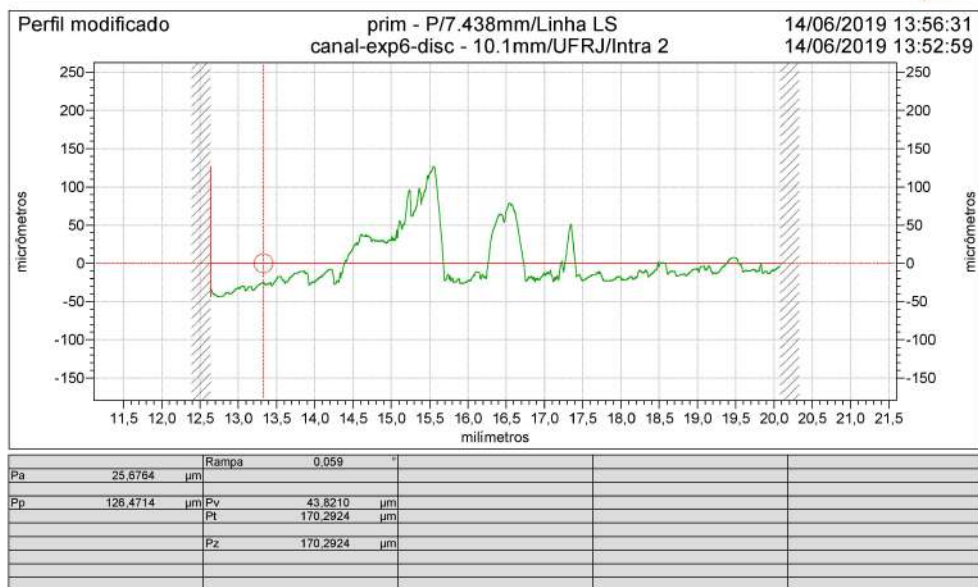


Figura A.10: Perfil primário - Experimento D2 (discordante)

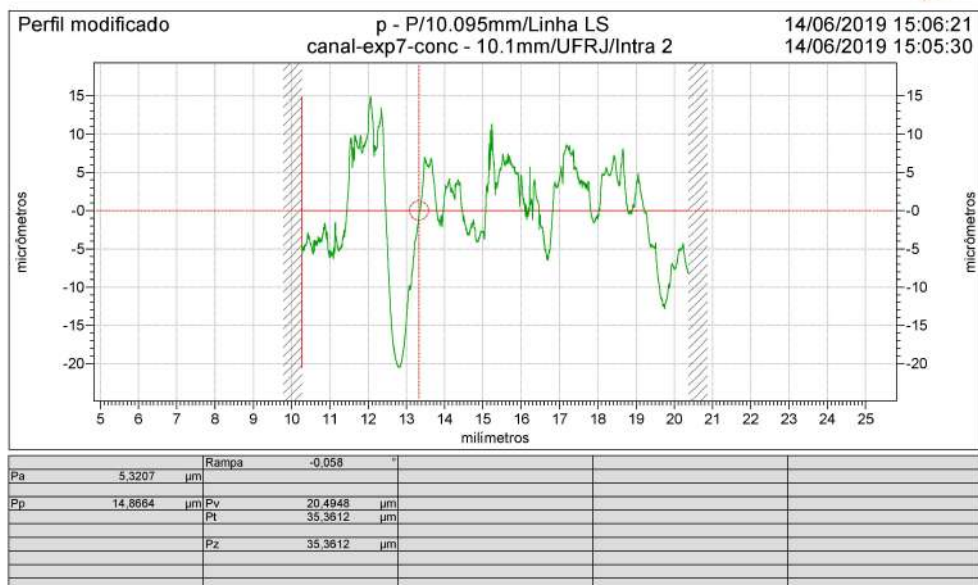


Figura A.11: Perfil primário - Experimento D3 (concordante)

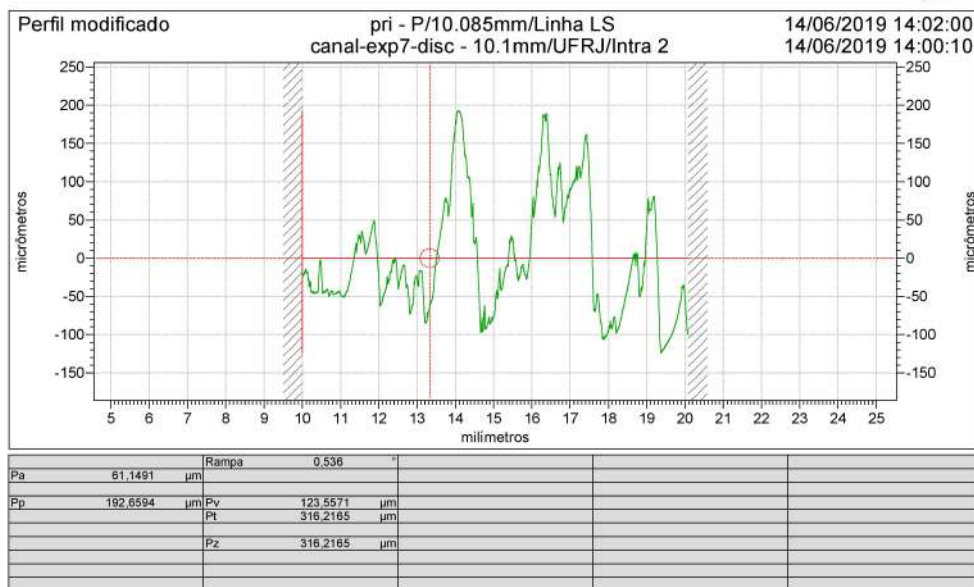


Figura A.12: Perfil primário - Experimento D3 (discordante)

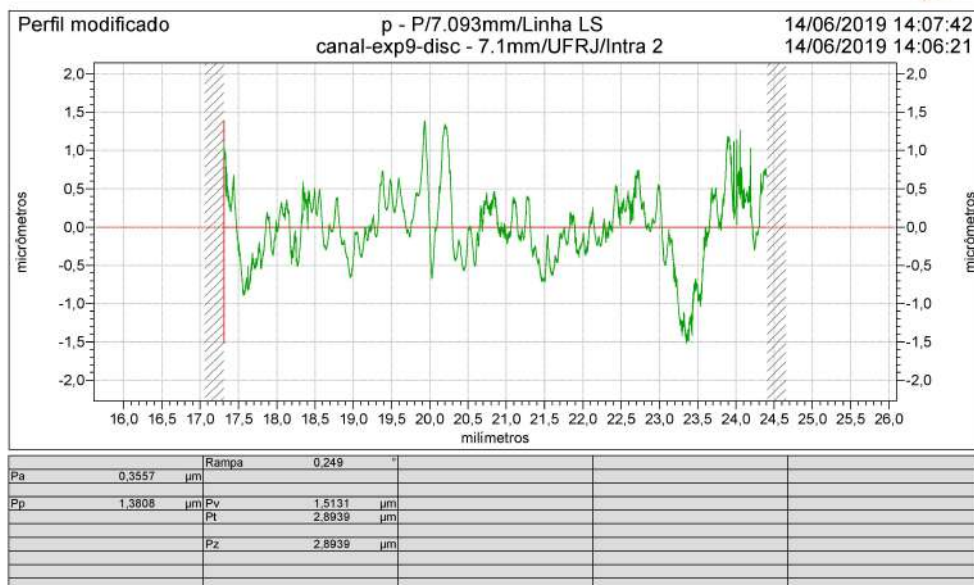


Figura A.13: Perfil primário - Experimento D5 (discordante)

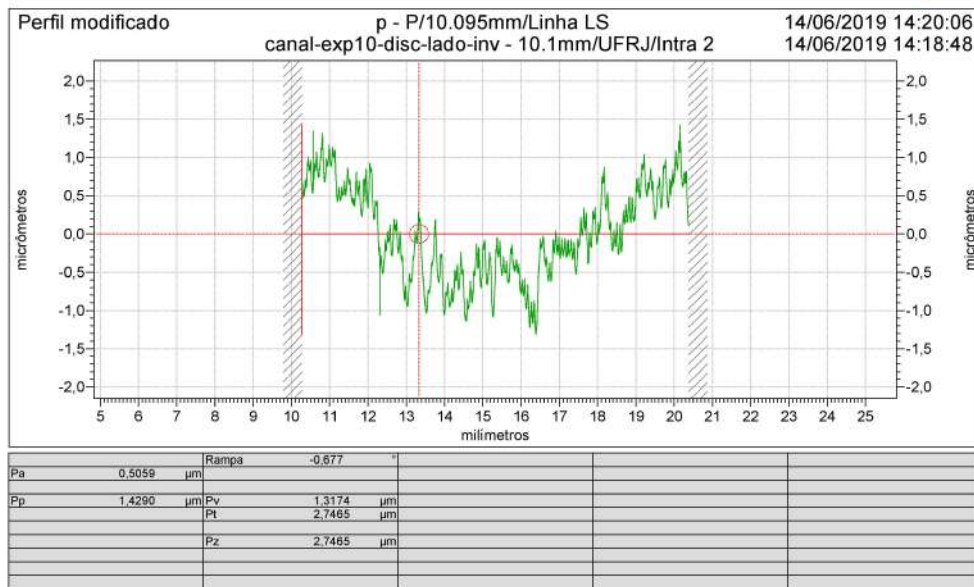


Figura A.14: Perfil primário - Experimento D6 (discordante)

Rugosidade

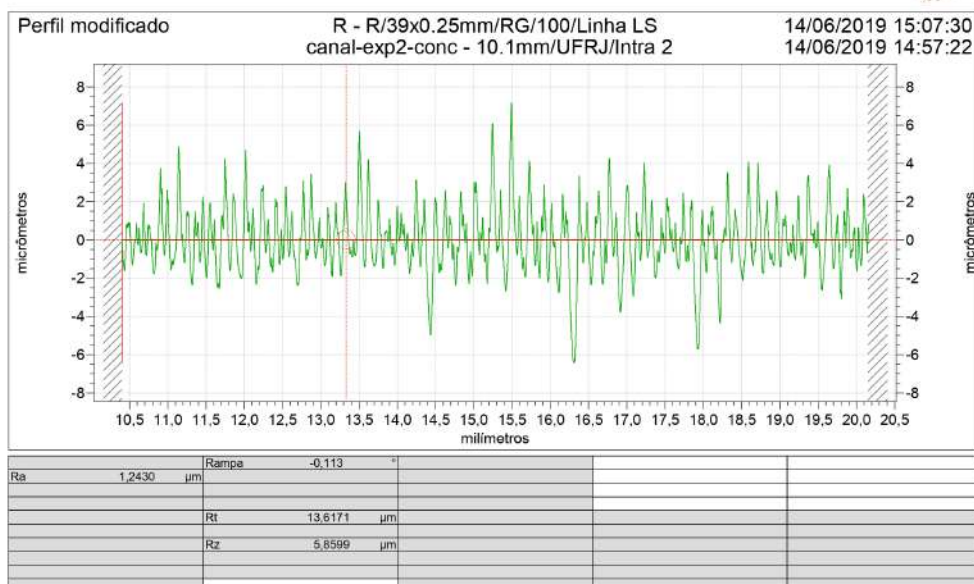


Figura A.15: Rugosidade - Experimento CO2 (concordante)

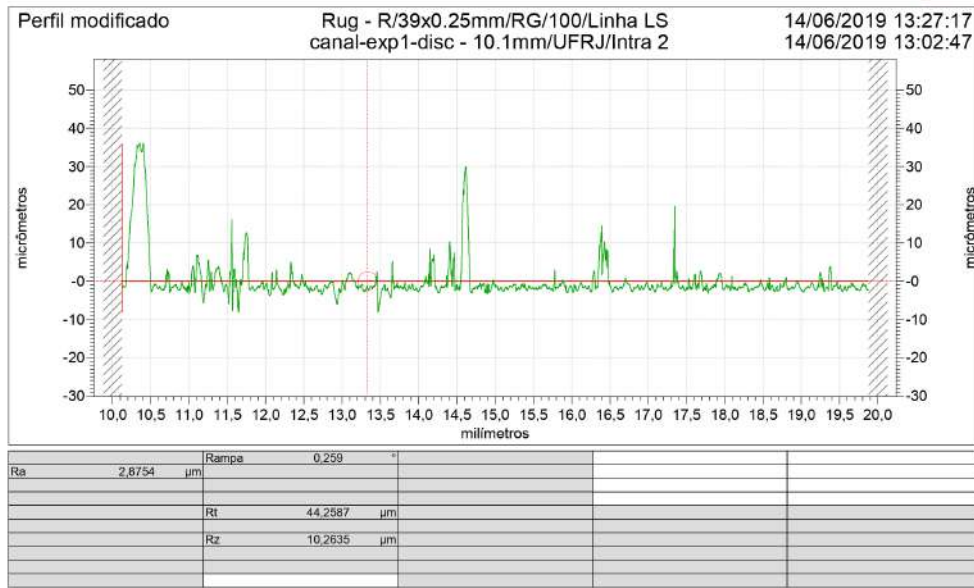


Figura A.16: Rugosidade - Experimento CO2 (discordante)

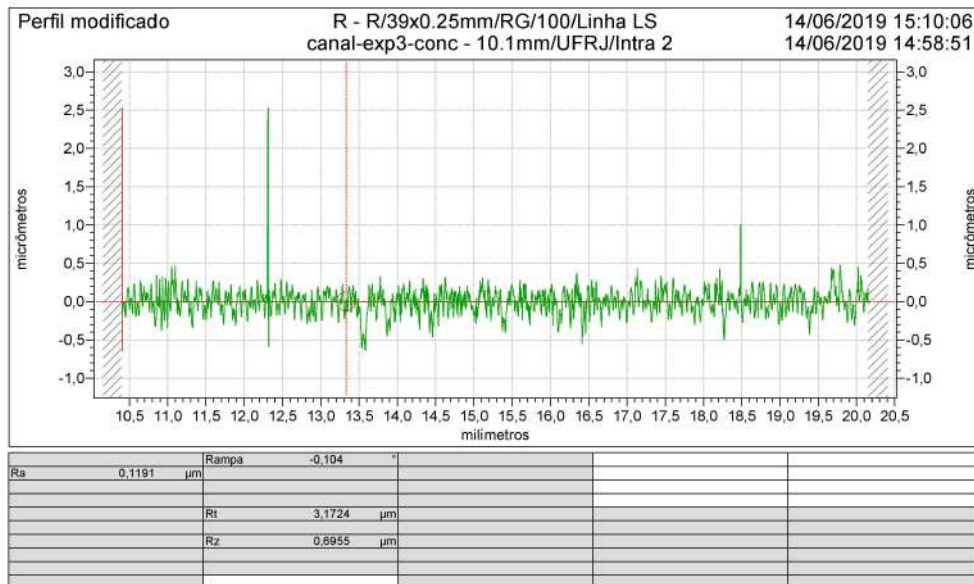


Figura A.17: Rugosidade - Experimento CO3 (concordante)

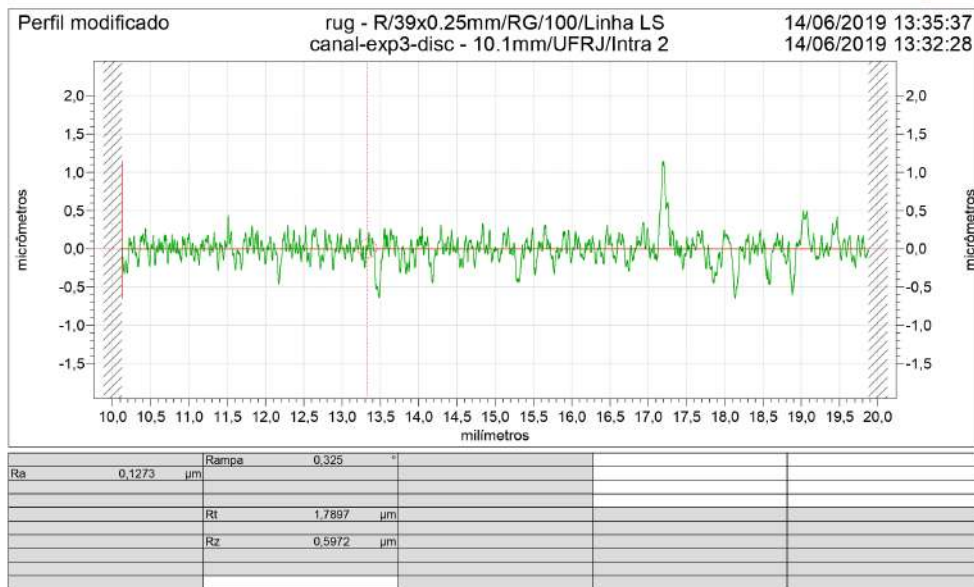


Figura A.18: Rugosidade - Experimento CO3 (discordante)

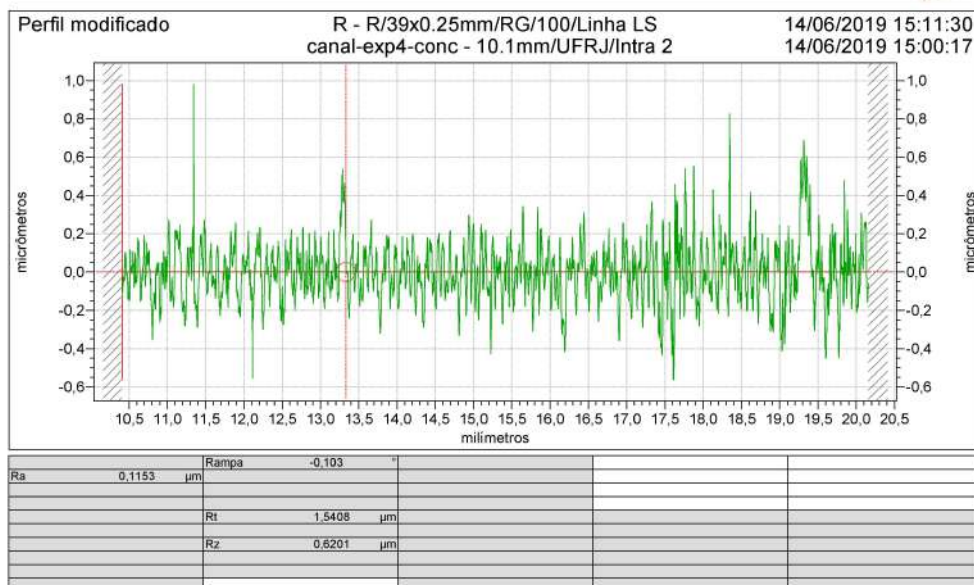


Figura A.19: Rugosidade - Experimento CO4 (concordante)

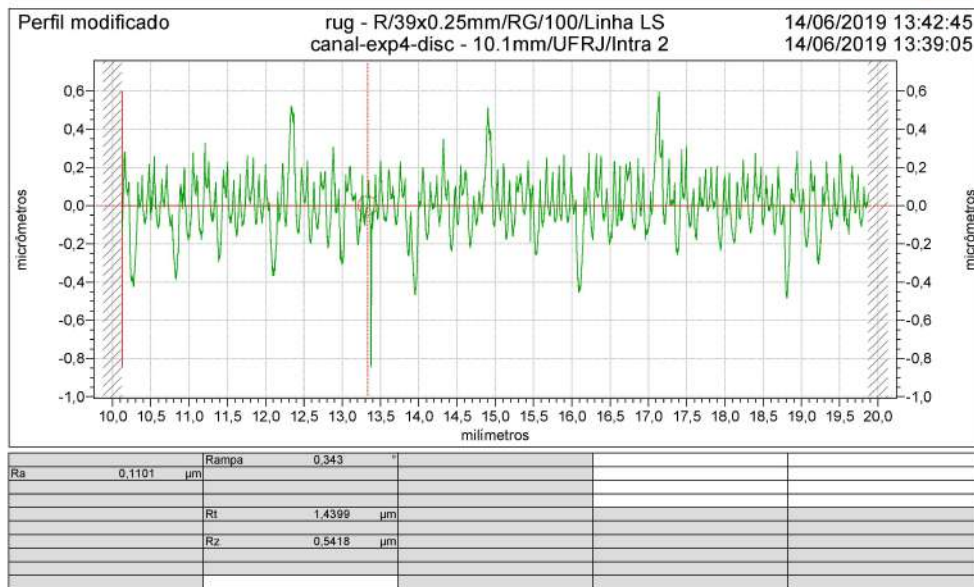


Figura A.20: Rugosidade - Experimento CO4 (discordante)

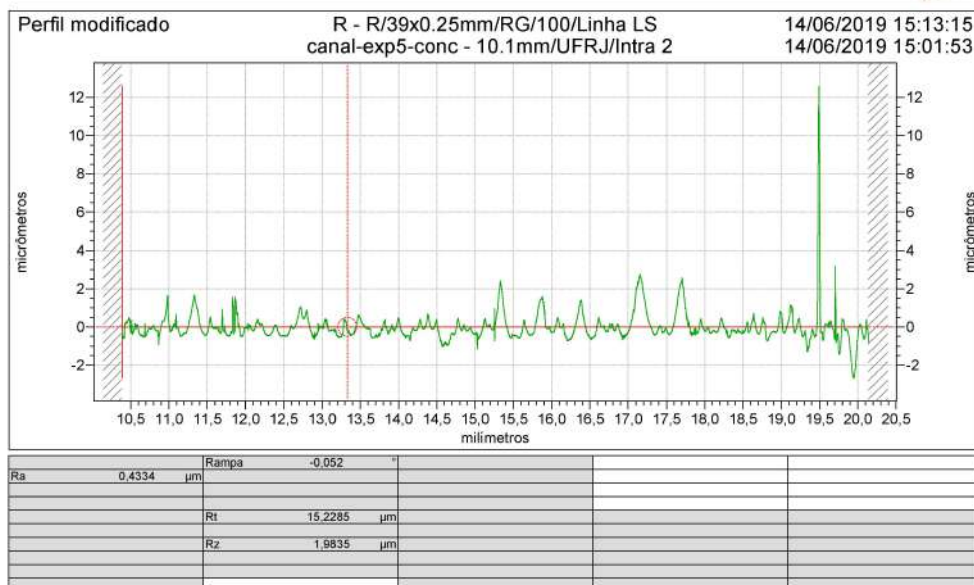


Figura A.21: Rugosidade - Experimento D1 (concordante)

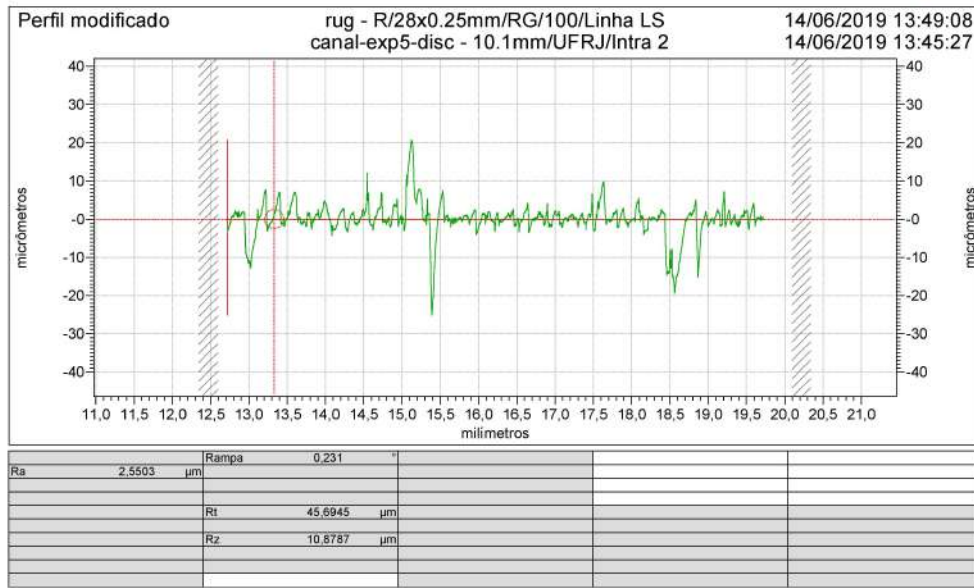


Figura A.22: Rugosidade - Experimento D1 (discordante)

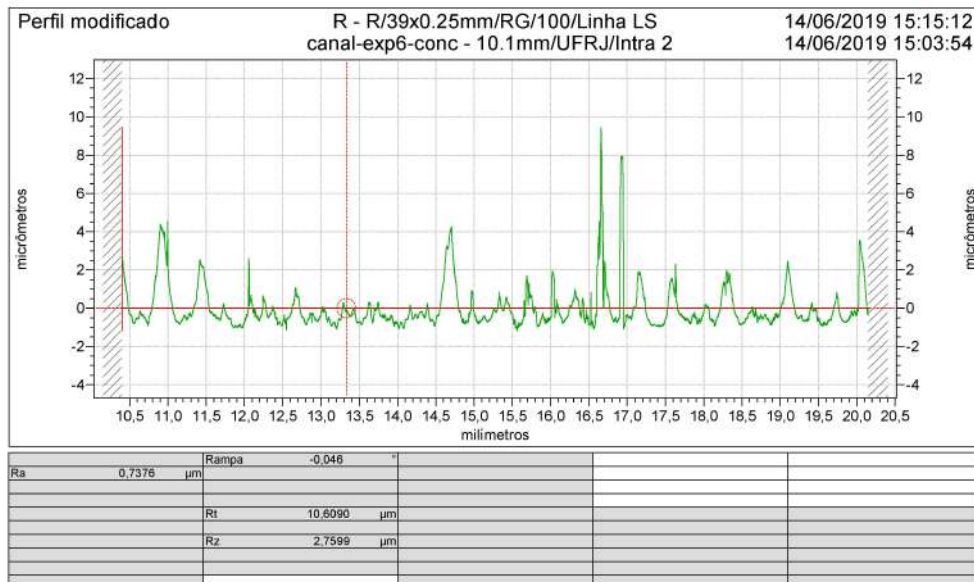


Figura A.23: Rugosidade - Experimento D2 (concordante)

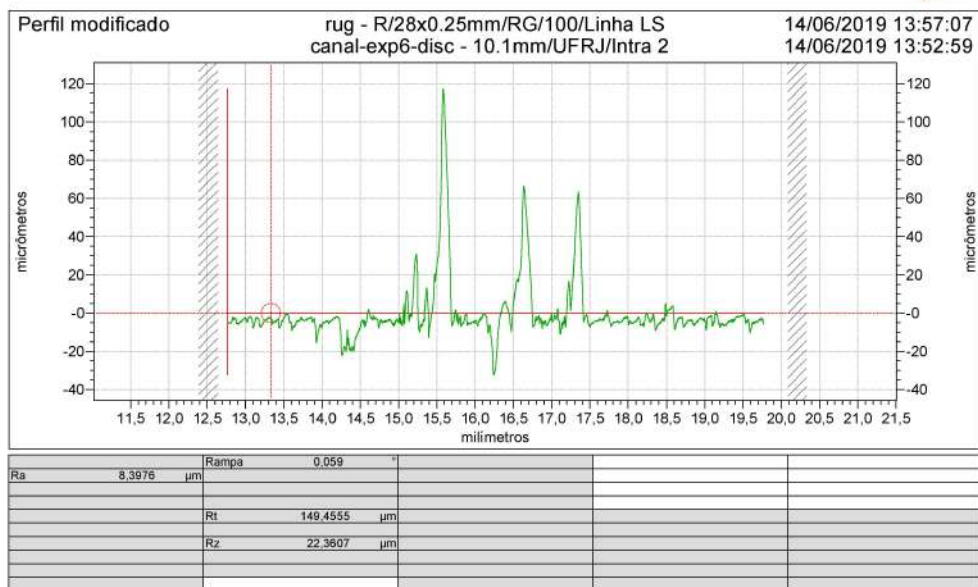


Figura A.24: Rugosidade - Experimento D2 (discordante)

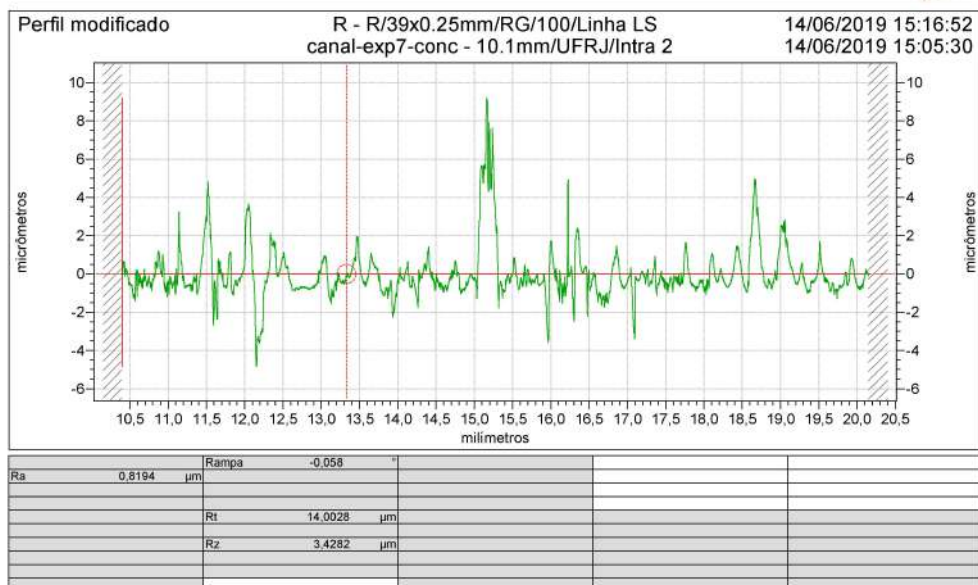


Figura A.25: Rugosidade - Experimento D3 (concordante)

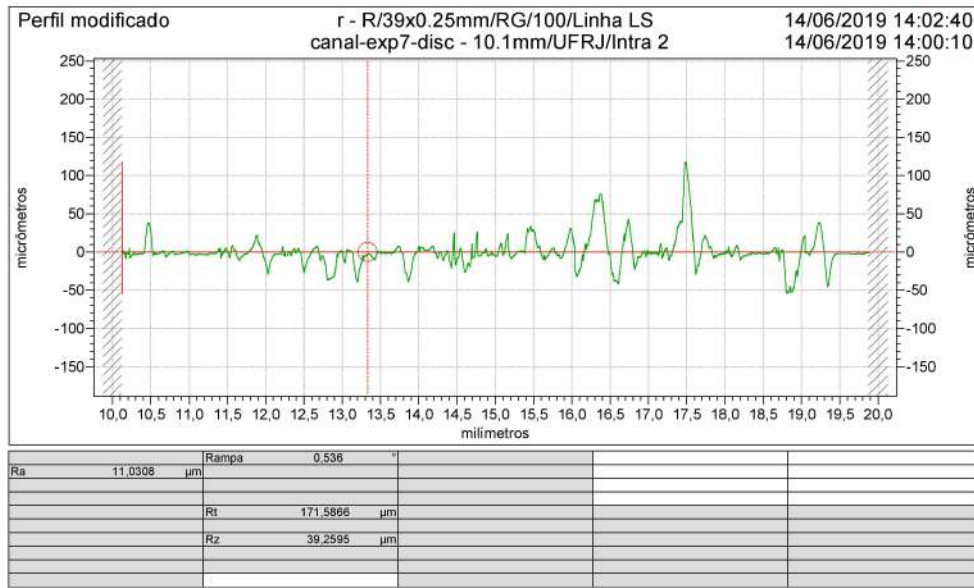


Figura A.26: Rugosidade - Experimento D3 (discordante)

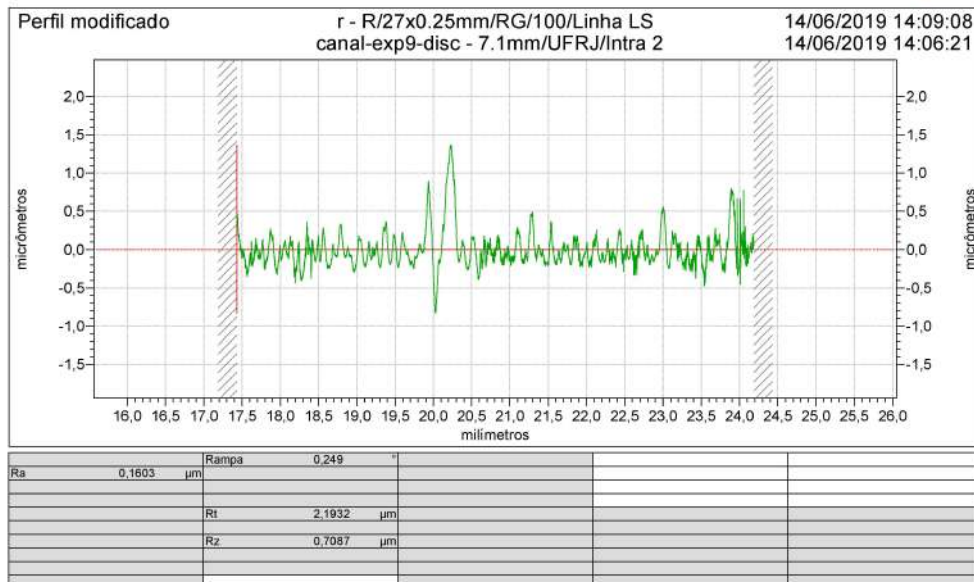


Figura A.27: Rugosidade - Experimento D5 (discordante)

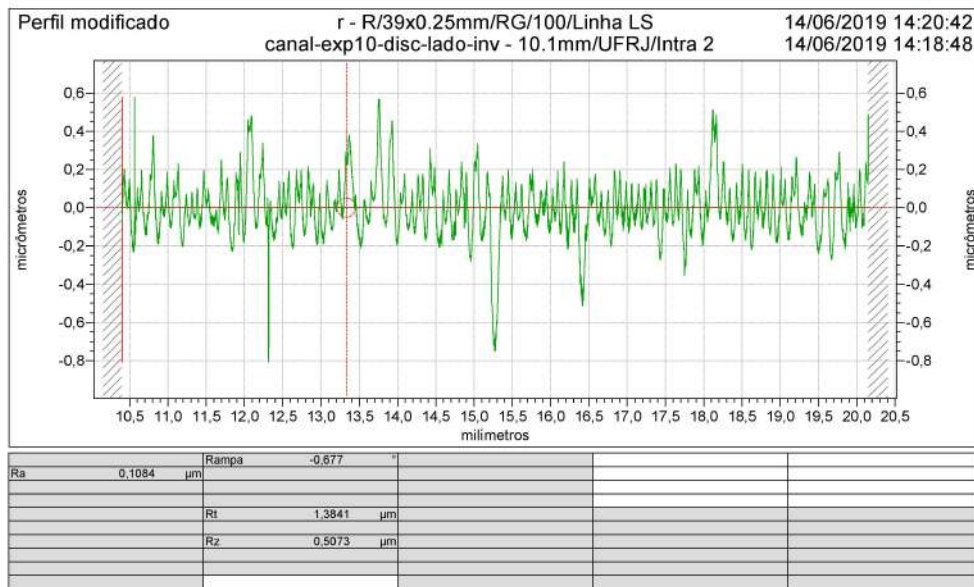


Figura A.28: Rugosidade - Experimento D6 (discordante)

Ondulação

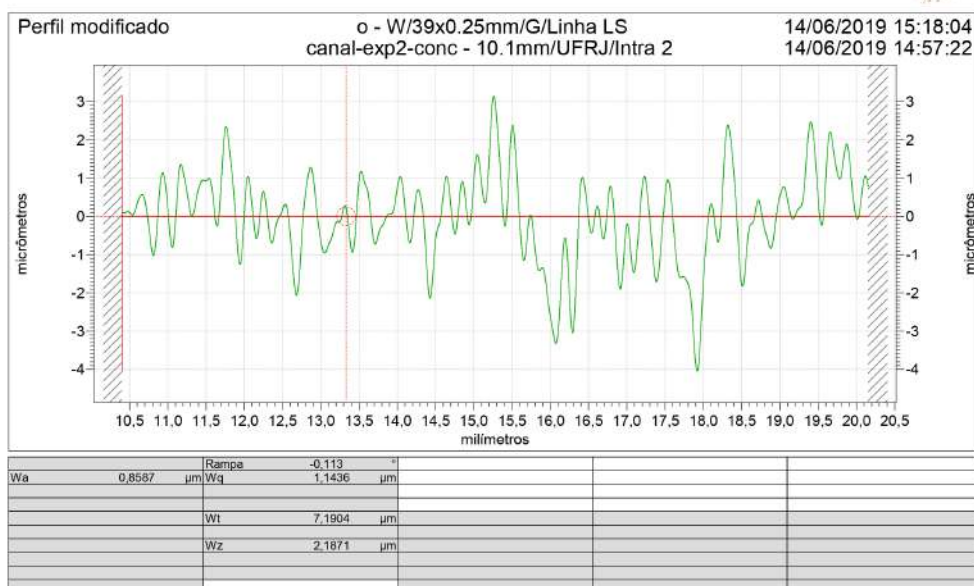


Figura A.29: Ondulação - Experimento CO2 (concordante)

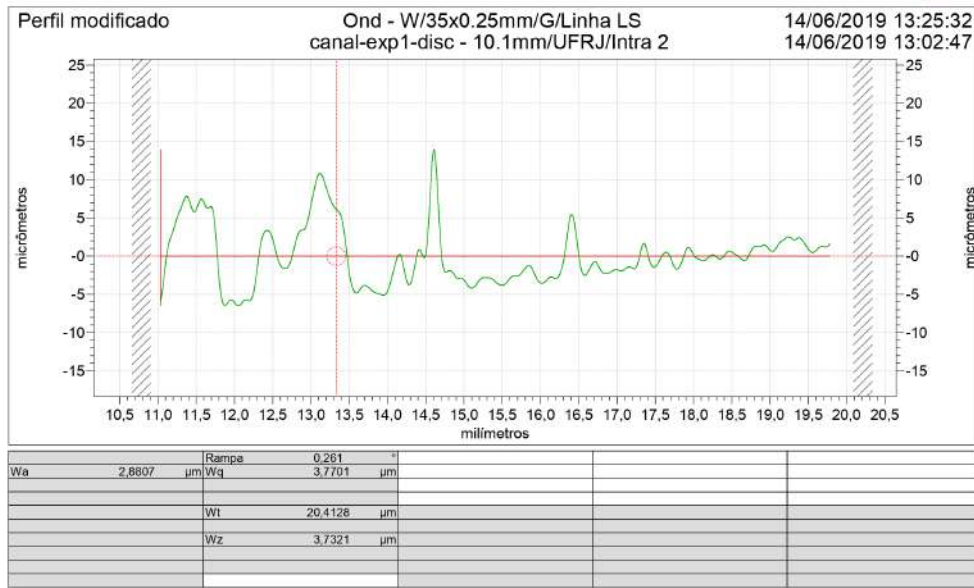


Figura A.30: Ondulação - Experimento CO2 (discordante)

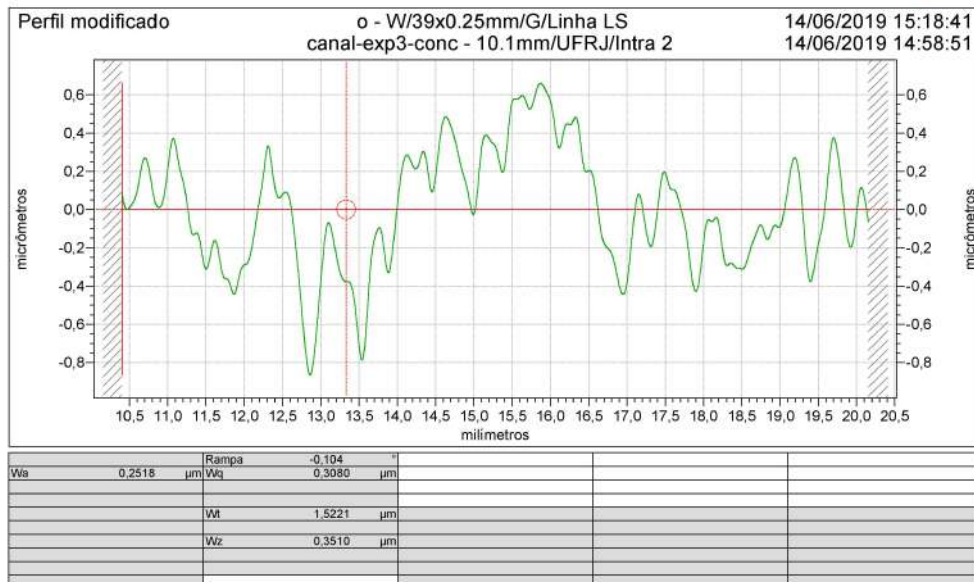


Figura A.31: Ondulação - Experimento CO3 (concordante)

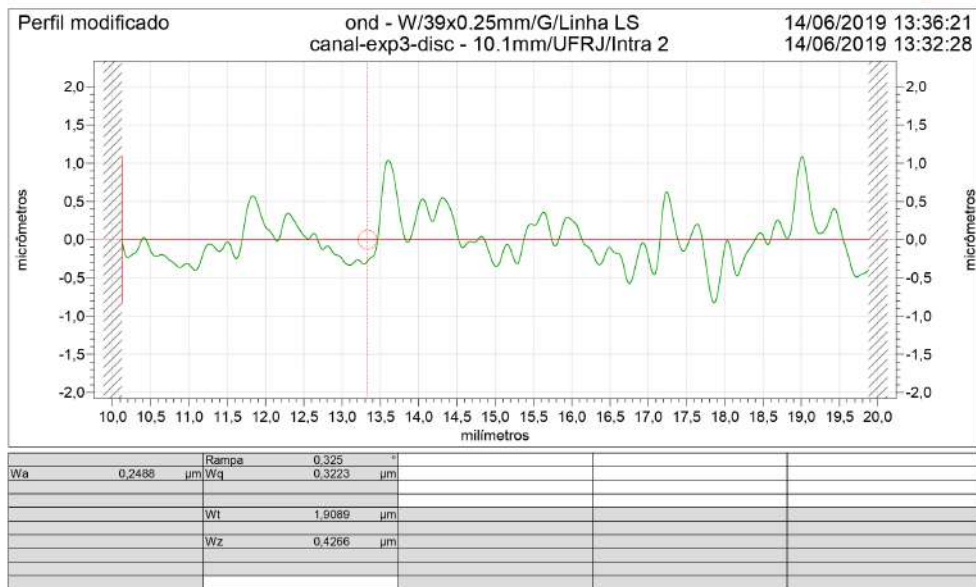


Figura A.32: Ondulação - Experimento CO3 (discordante)

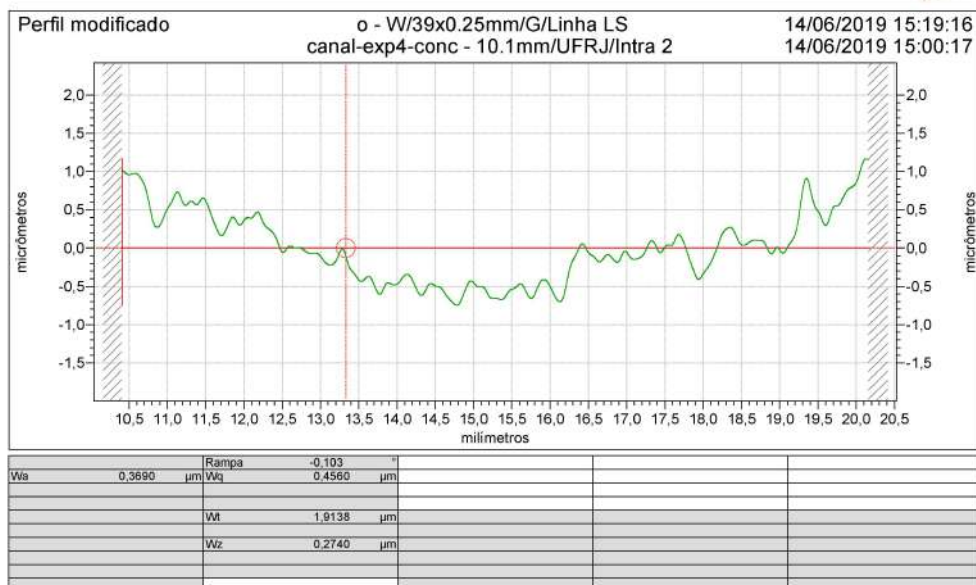


Figura A.33: Ondulação - Experimento CO4 (concordante)

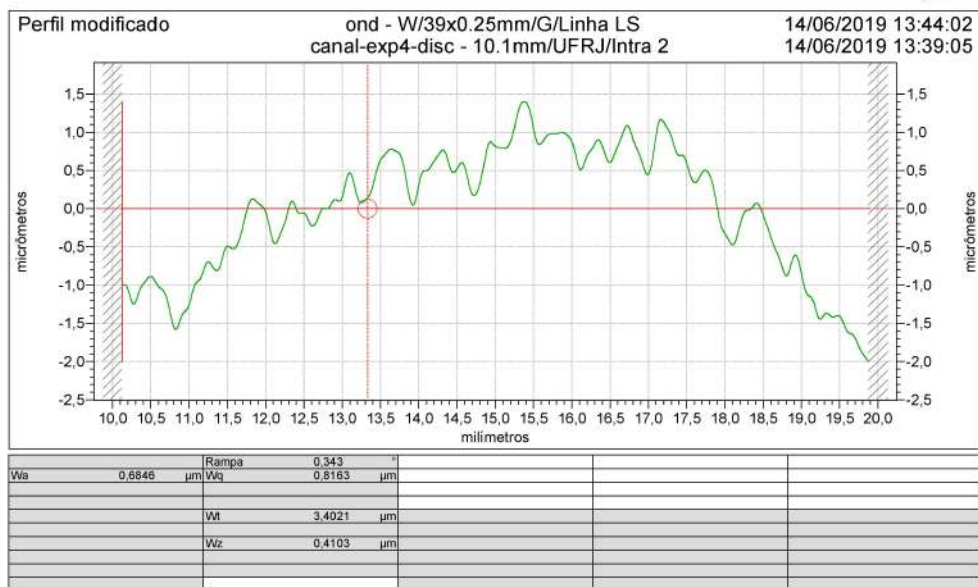


Figura A.34: Ondulação - Experimento CO4 (discordante)

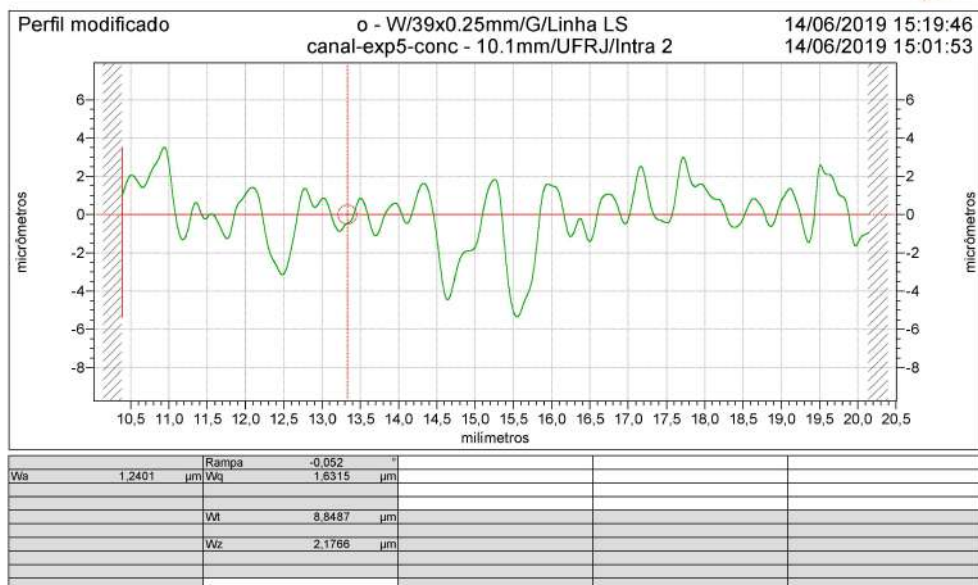


Figura A.35: Ondulação - Experimento D1 (concordante)

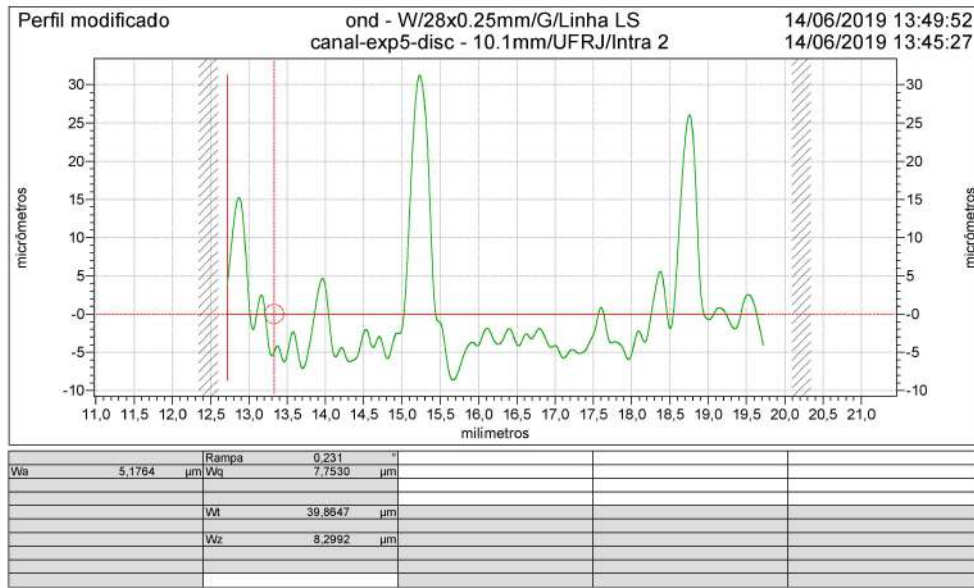


Figura A.36: Ondulação - Experimento D1 (discordante)

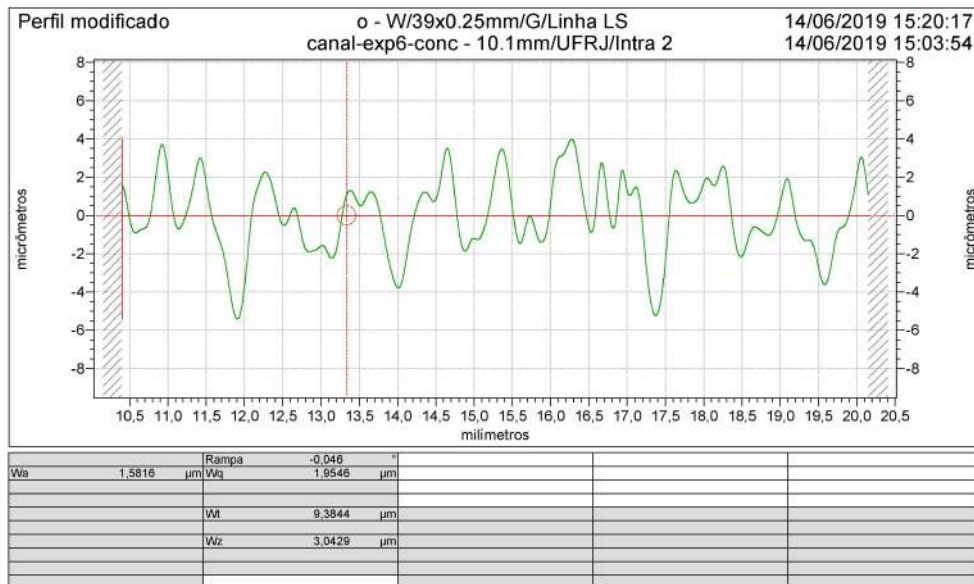


Figura A.37: Ondulação - Experimento D2 (concordante)

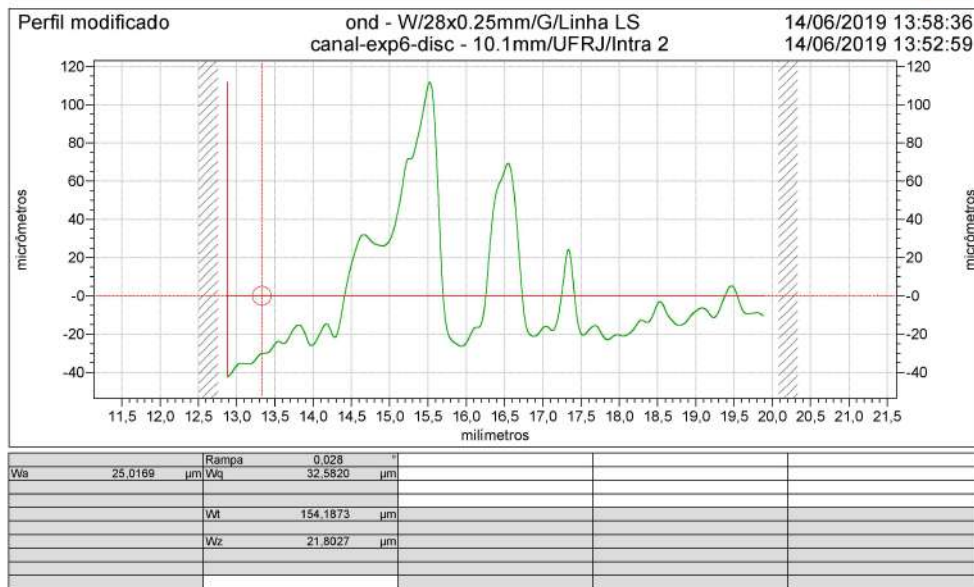


Figura A.38: Ondulação - Experimento D2 (discordante)

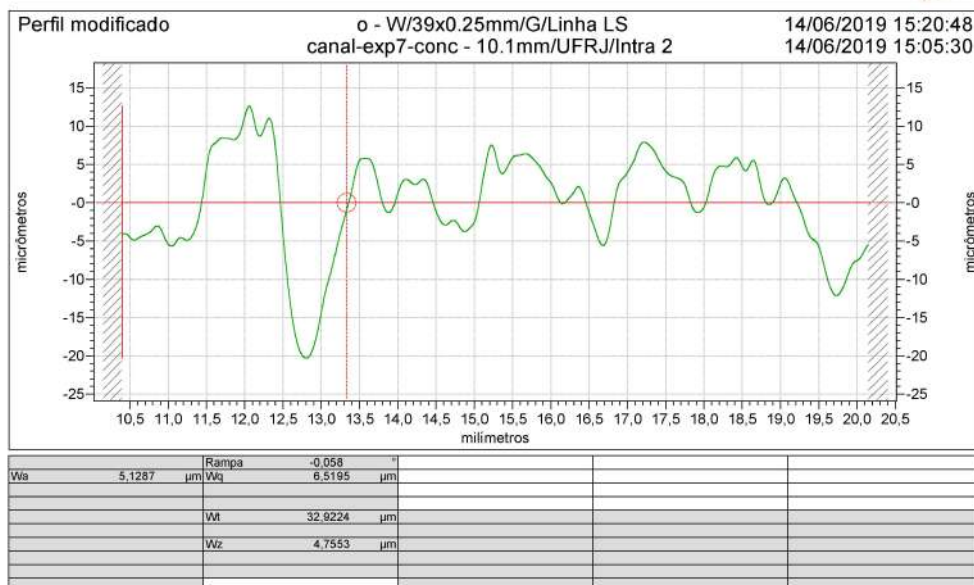


Figura A.39: Ondulação - Experimento D3 (concordante)

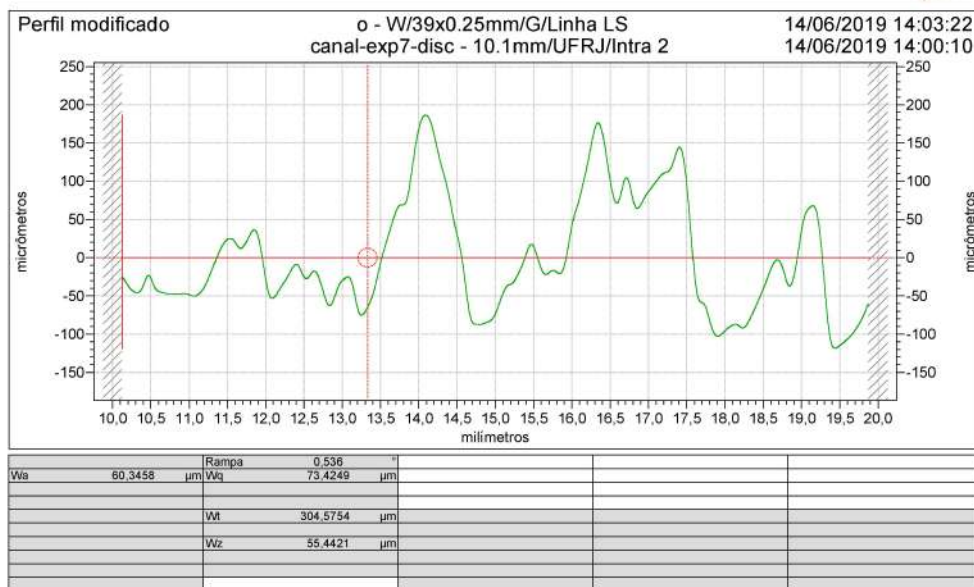


Figura A.40: Ondulação - Experimento D3 (discordante)

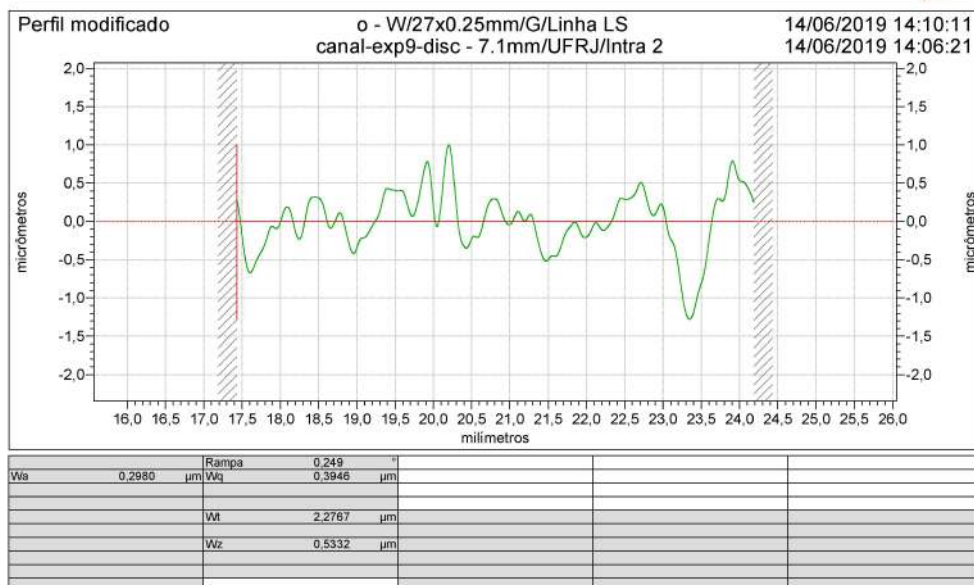


Figura A.41: Ondulação - Experimento D5 (discordante)

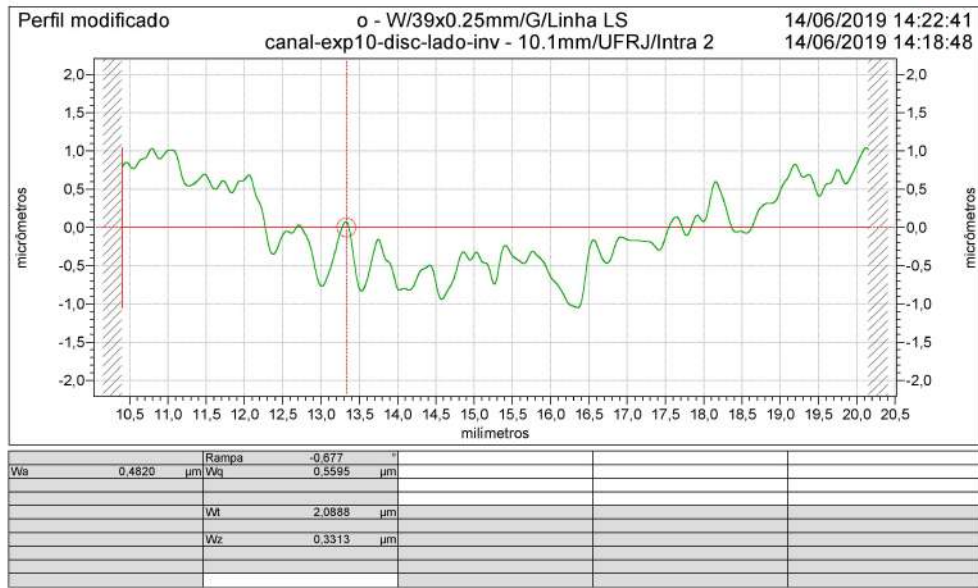


Figura A.42: Ondulação - Experimento D6 (discordante)

A.2 Resultados da avaliação da integridade superficial do Inconel 718

Nessa seção são apresentados os resultados obtidos para o perfil primário, rugosidade e ondulação de cada teste realizado no Inconel 718. Levando em consideração a Tabela 4.7, observa-se:

Perfil primário

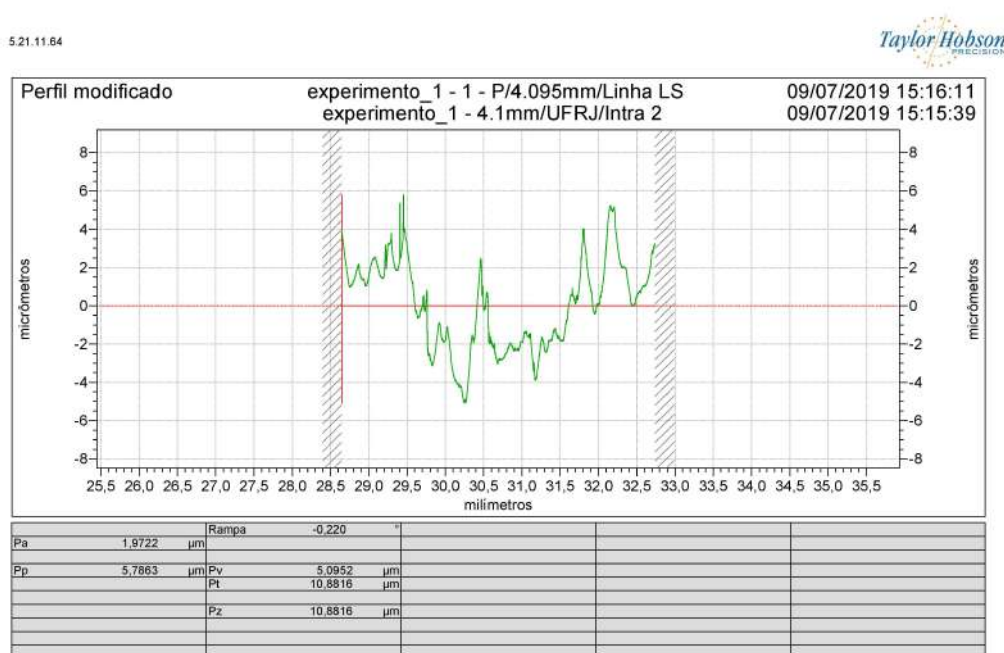


Figura A.43: Perfil primário - Experimento IC1

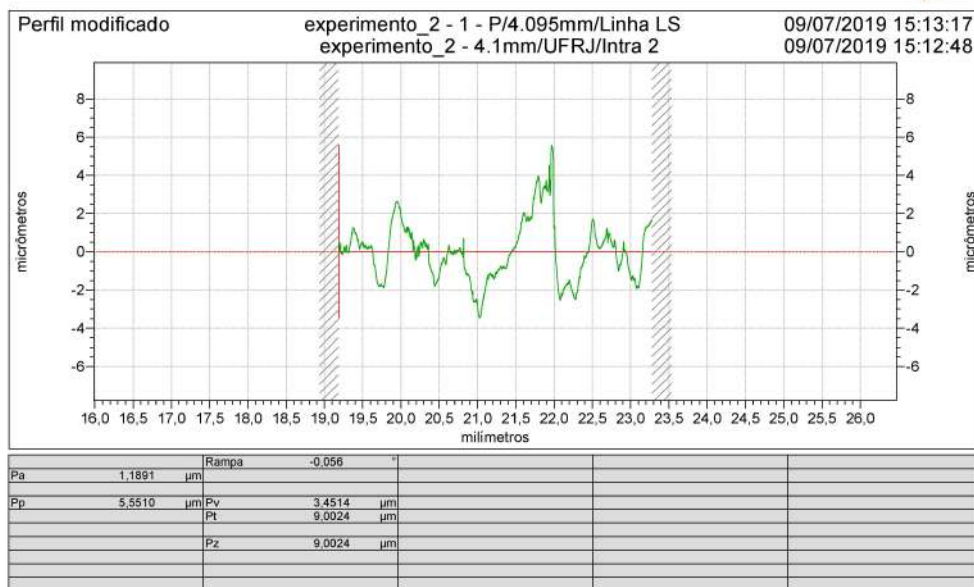


Figura A.44: Perfil primário - Experimento IC2

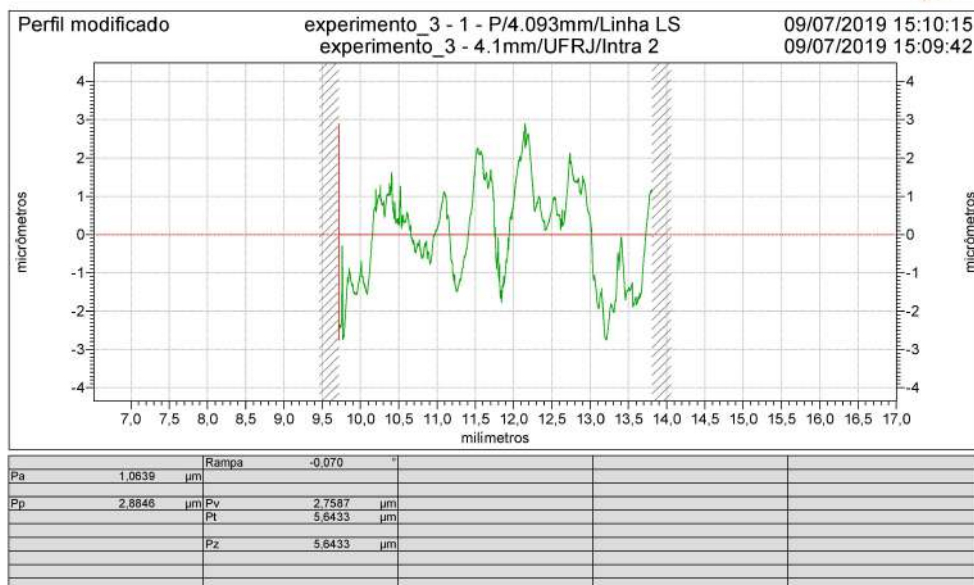


Figura A.45: Perfil primário - Experimento IC3

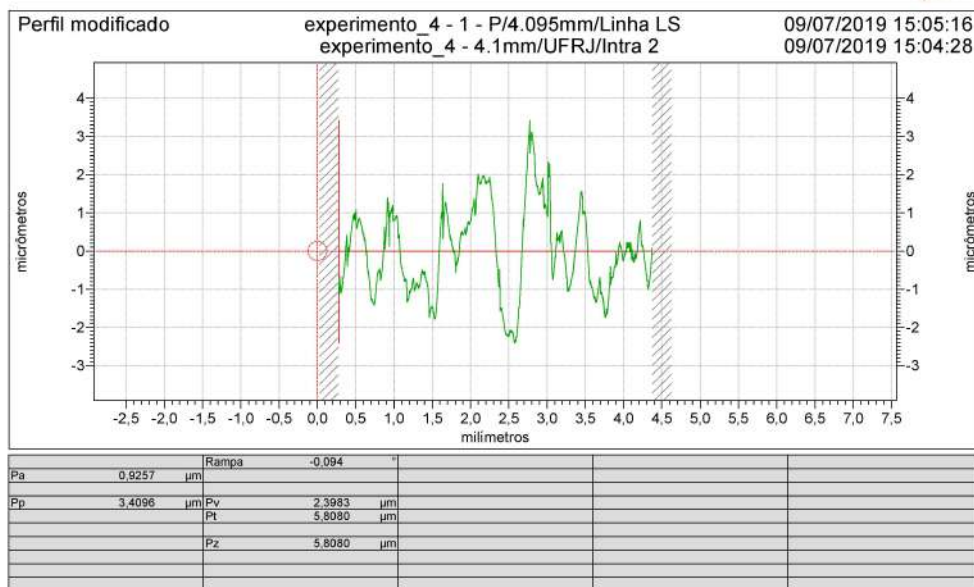


Figura A.46: Perfil primário - Experimento IC4



Figura A.47: Perfil primário - Experimento IC5

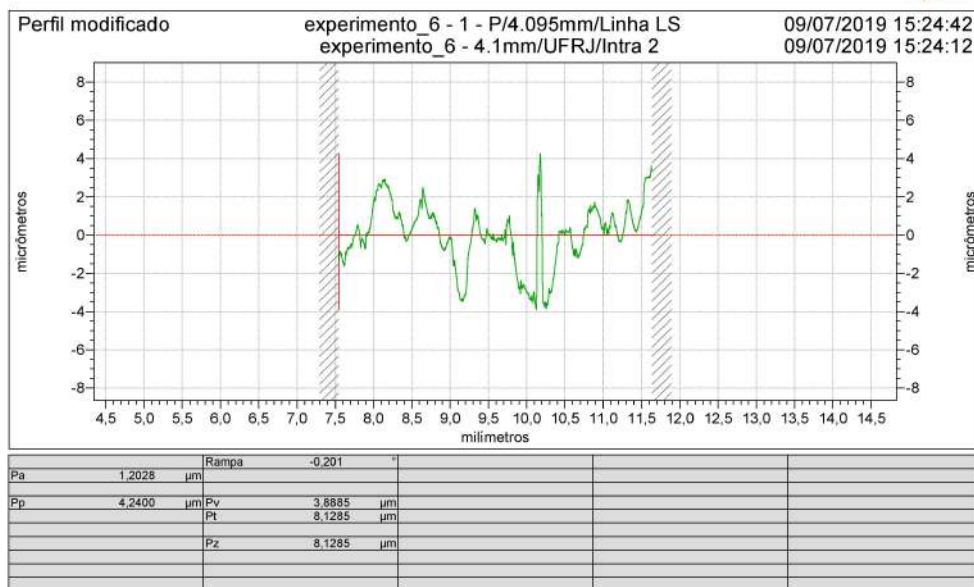


Figura A.48: Perfil primário - Experimento IC6

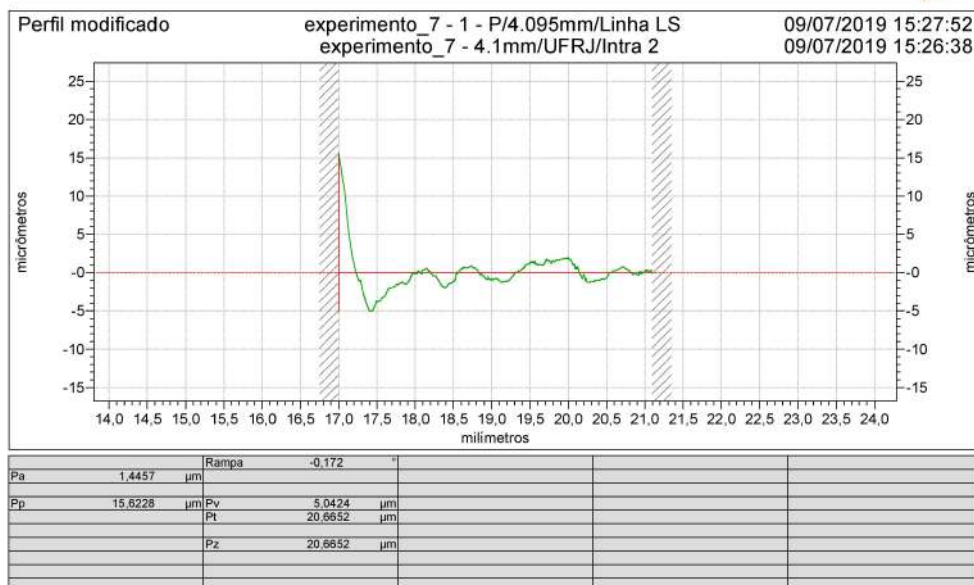


Figura A.49: Perfil primário - Experimento ID1

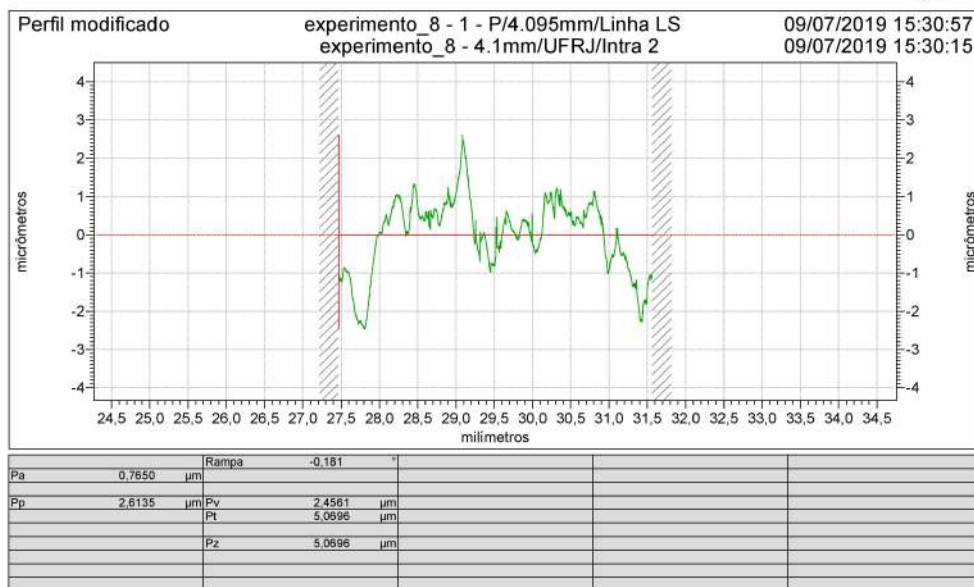


Figura A.50: Perfil primário - Experimento ID2

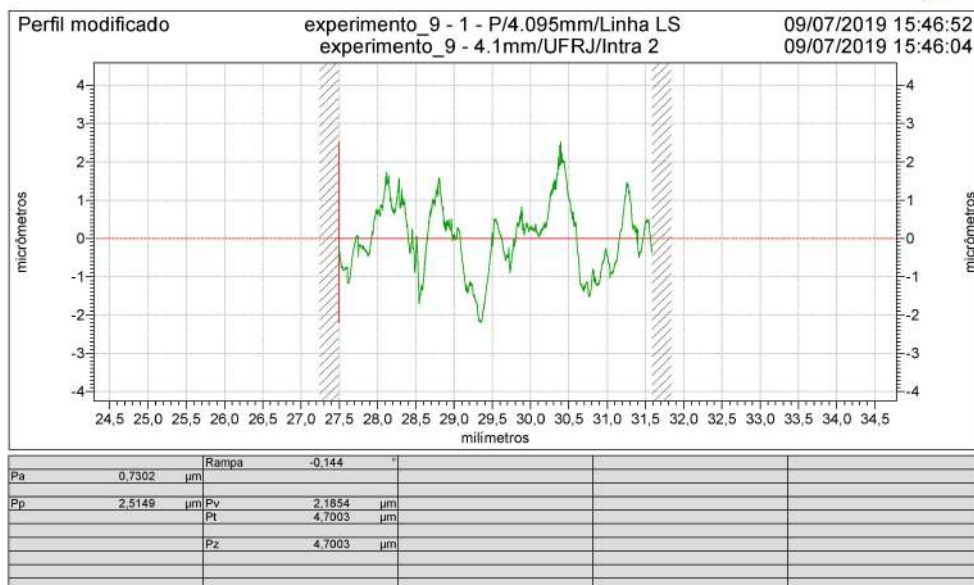


Figura A.51: Perfil primário - Experimento ID3

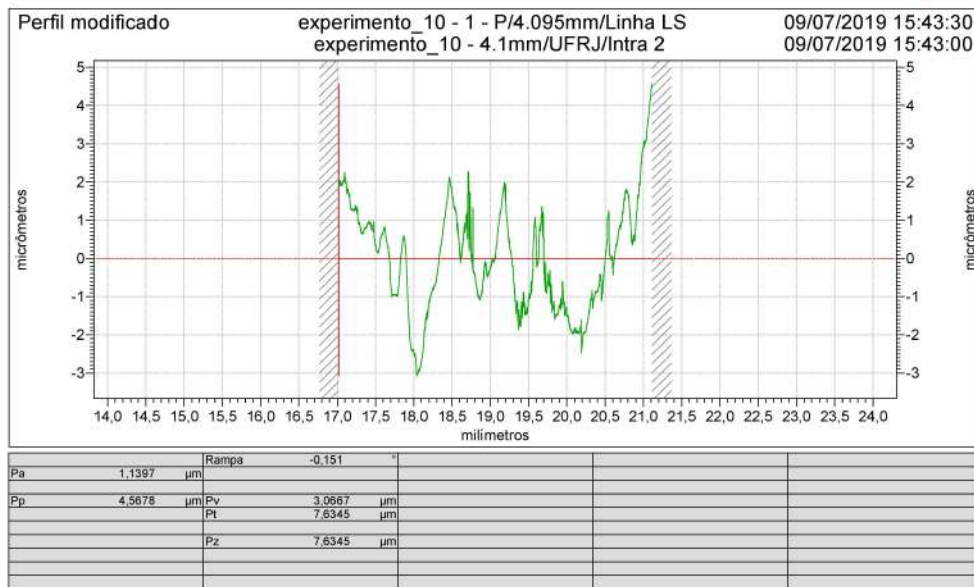


Figura A.52: Perfil primário - Experimento ID4

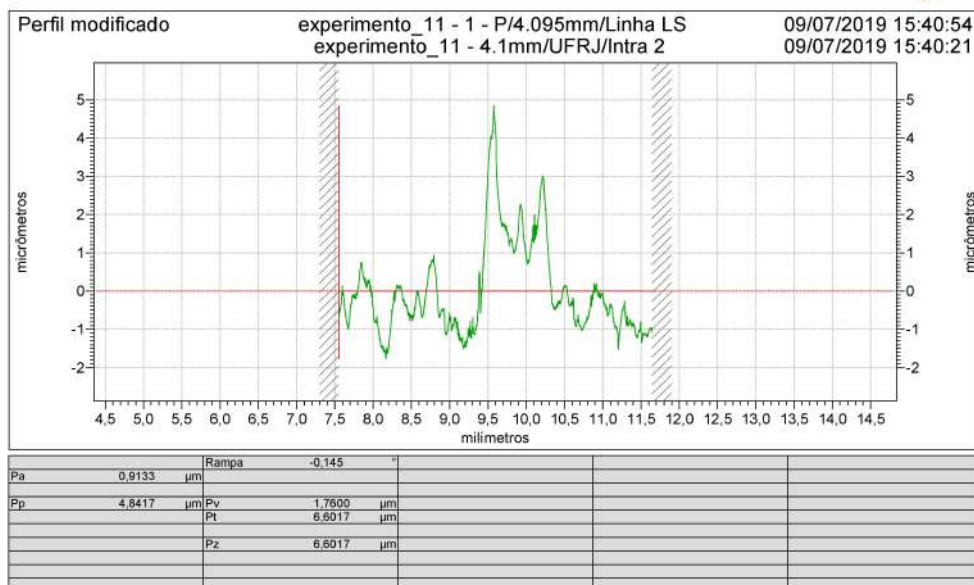


Figura A.53: Perfil primário - Experimento ID5



Figura A.54: Perfil primário - Experimento ID6

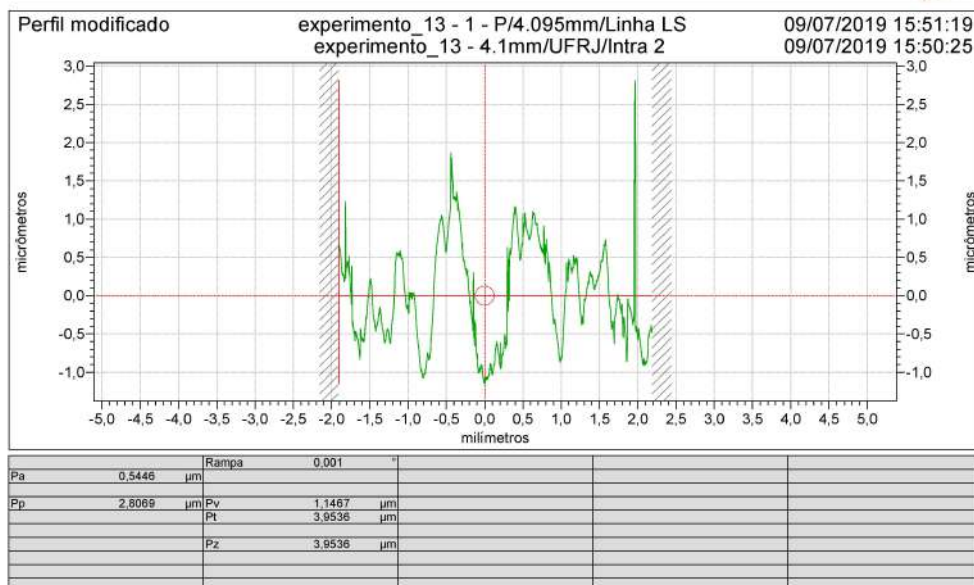


Figura A.55: Perfil primário - Experimento ID7

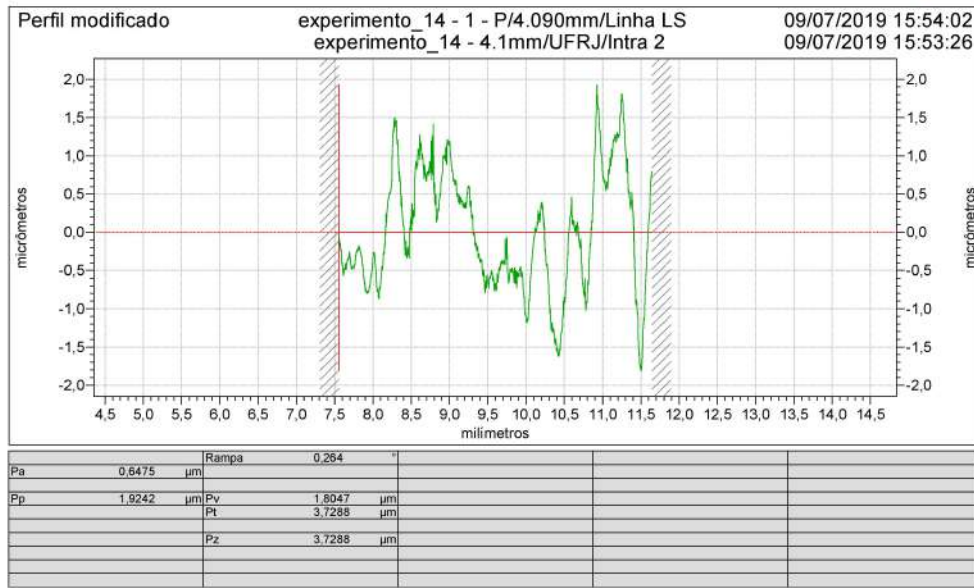


Figura A.56: Perfil primário - Experimento ID8

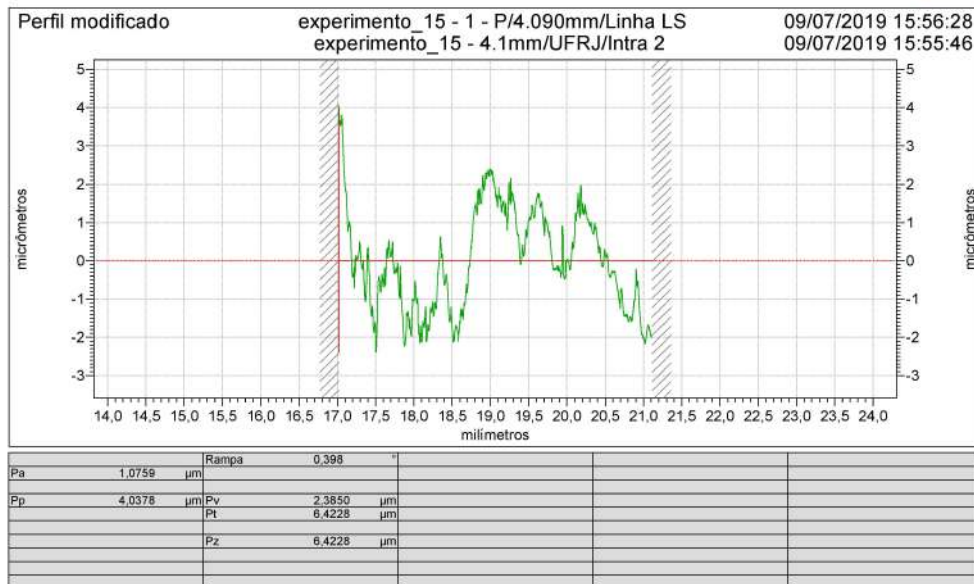


Figura A.57: Perfil primário - Experimento IC7

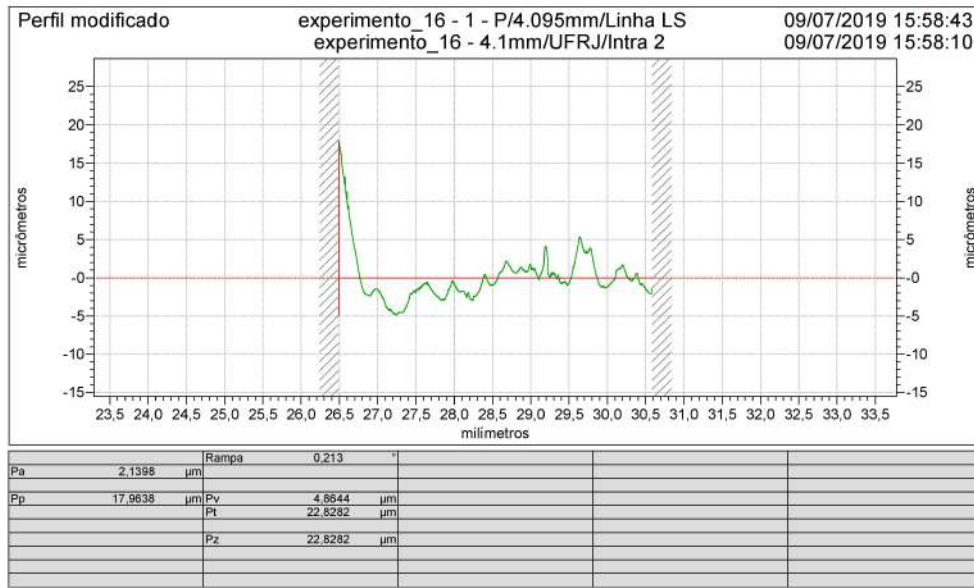


Figura A.58: Perfil primário - Experimento IC8

Rugosidade

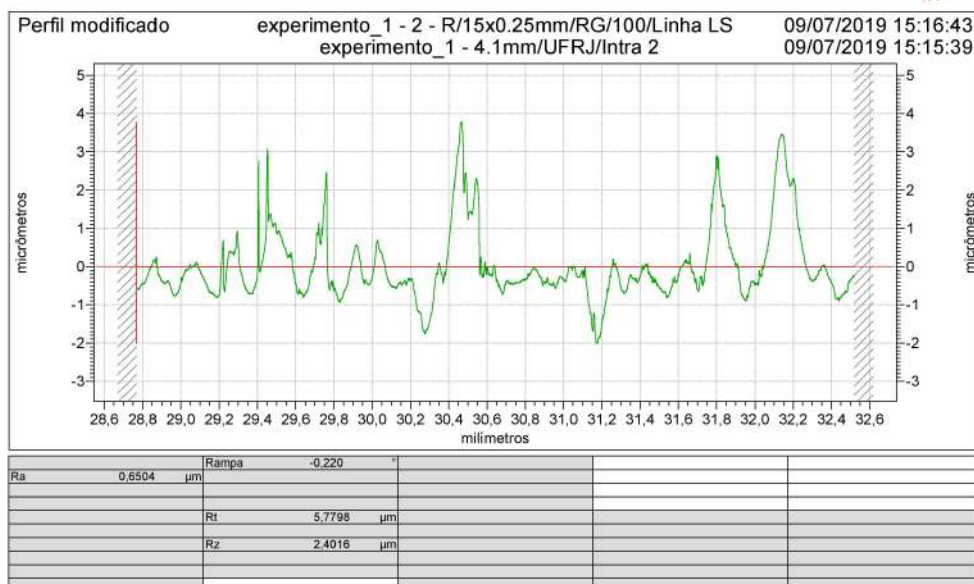


Figura A.59: Rugosidade - Experimento IC1

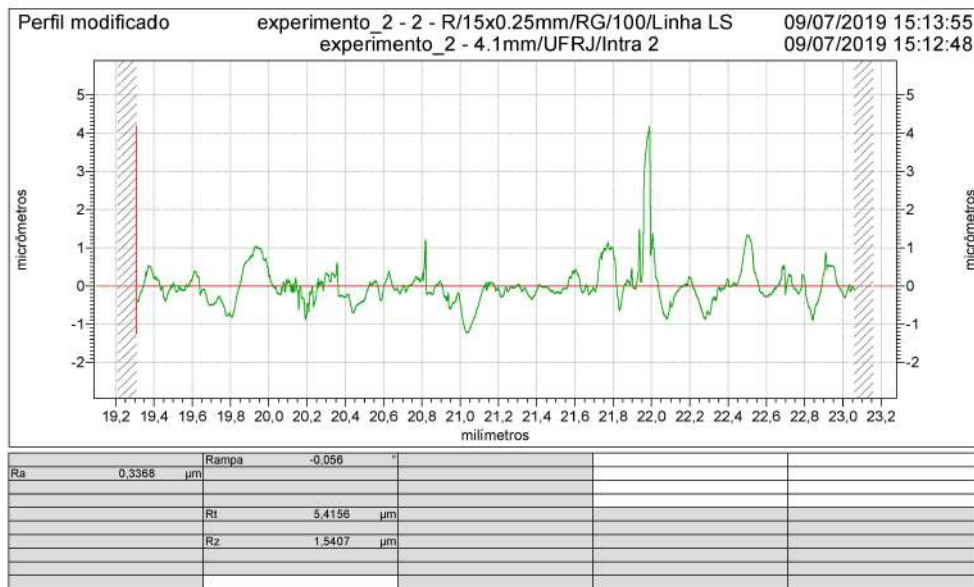


Figura A.60: Rugosidade - Experimento IC2

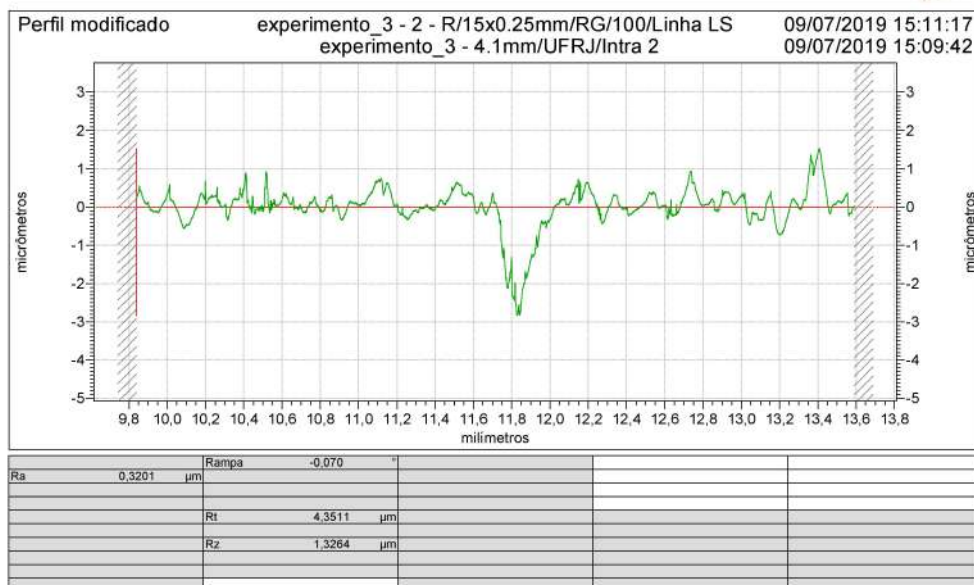


Figura A.61: Rugosidade - Experimento IC3

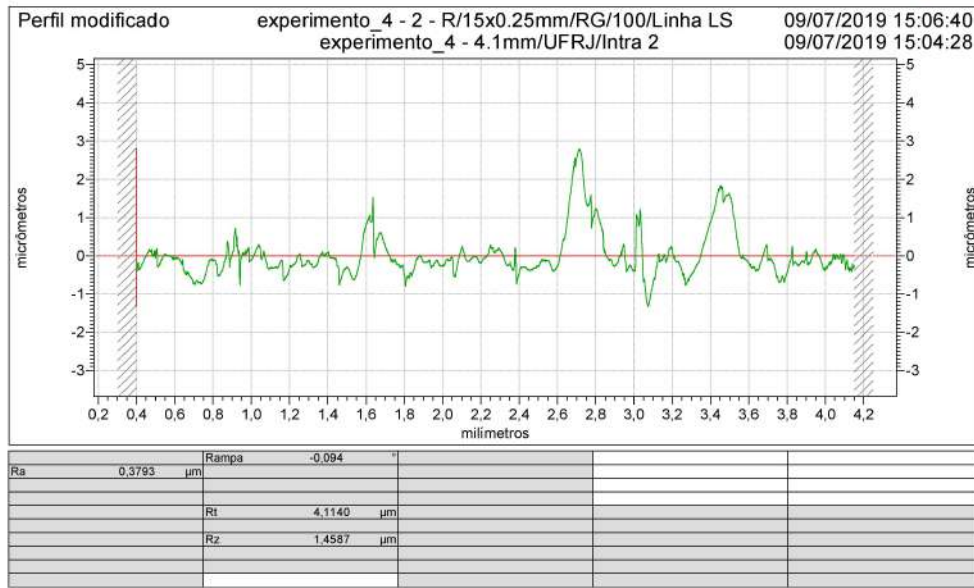


Figura A.62: Rugosidade - Experimento IC4

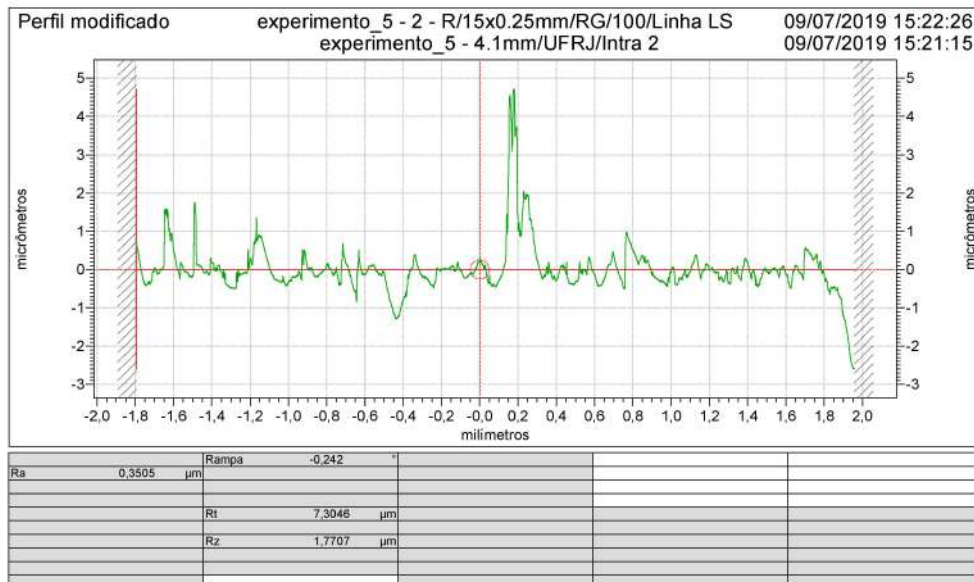


Figura A.63: Rugosidade - Experimento IC5

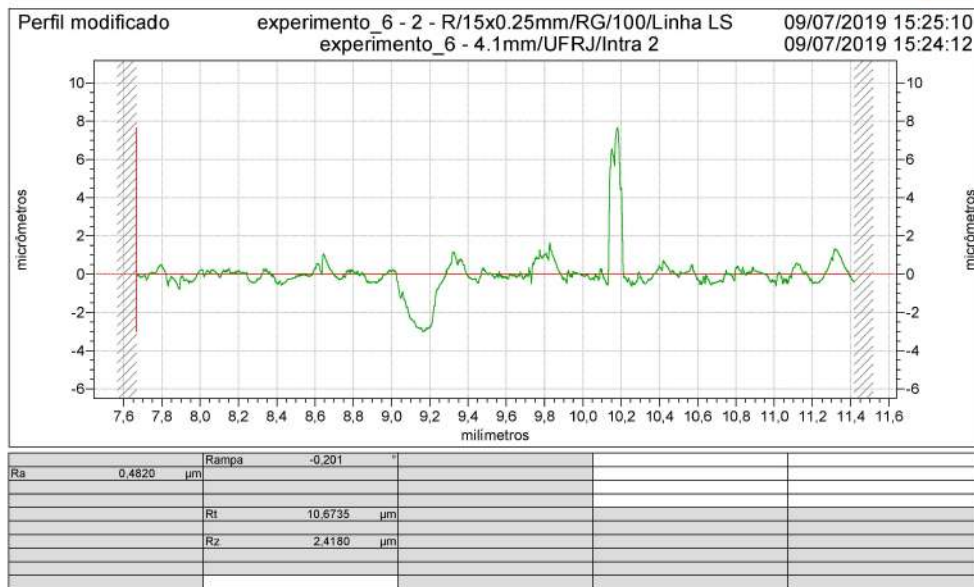


Figura A.64: Rugosidade - Experimento IC6

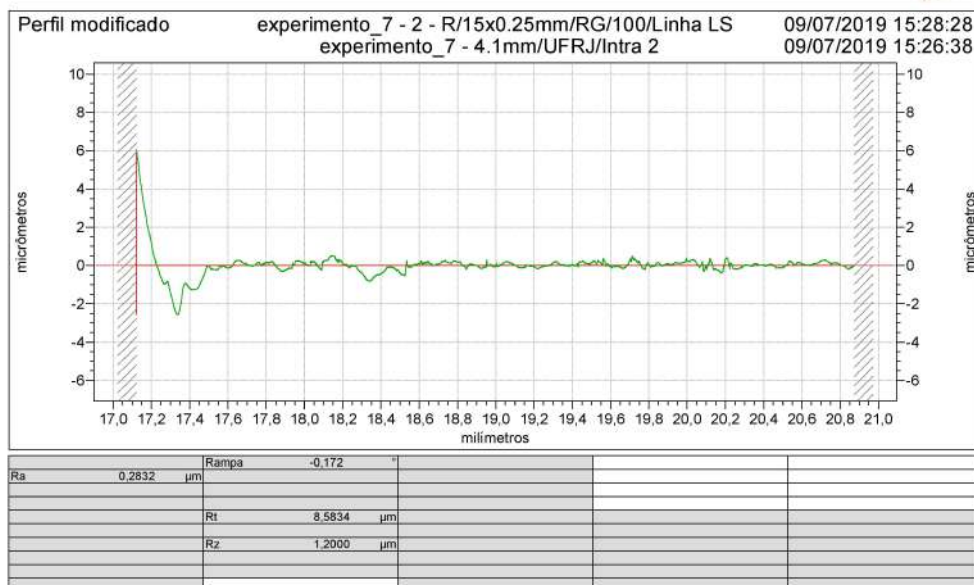


Figura A.65: Rugosidade - Experimento ID1

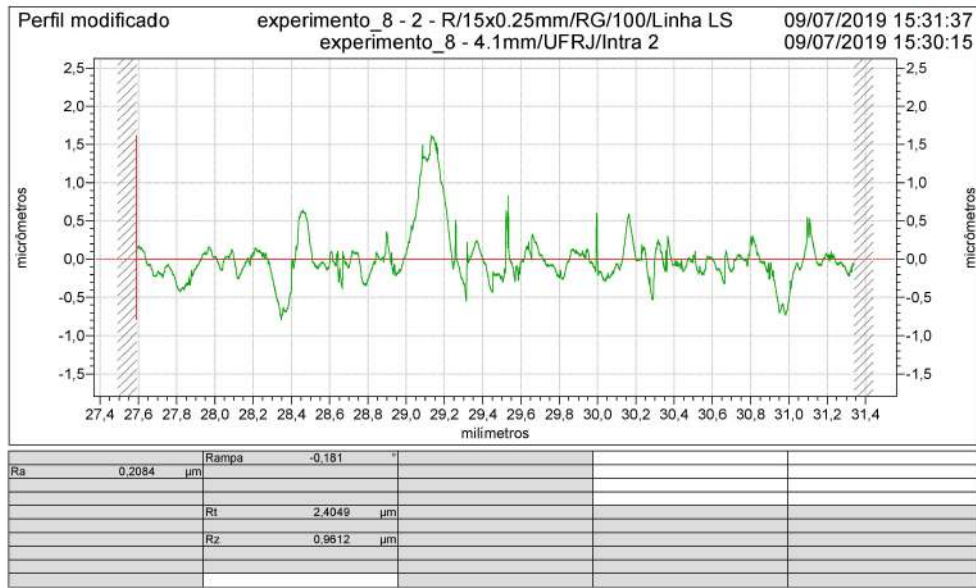


Figura A.66: Rugosidade - Experimento ID2

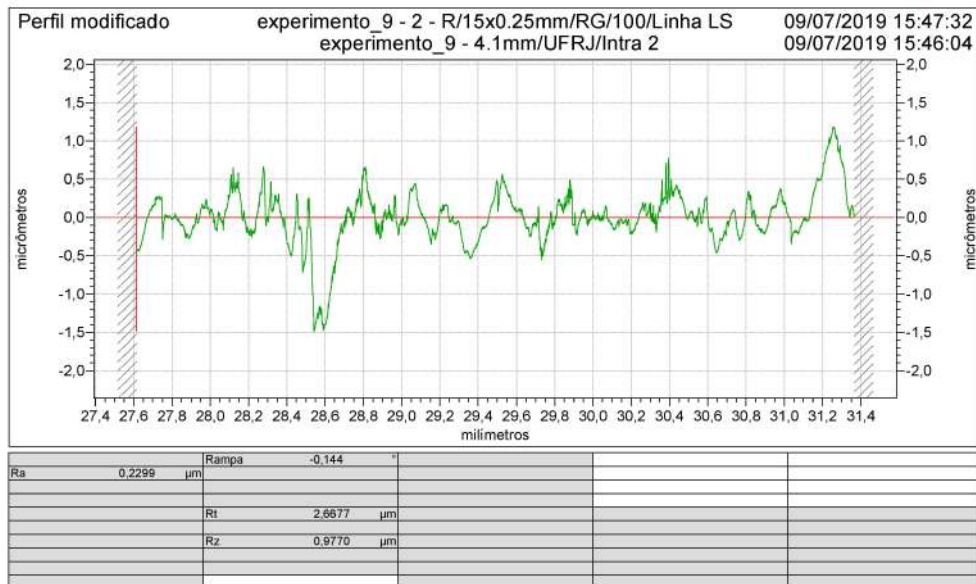


Figura A.67: Rugosidade - Experimento ID3

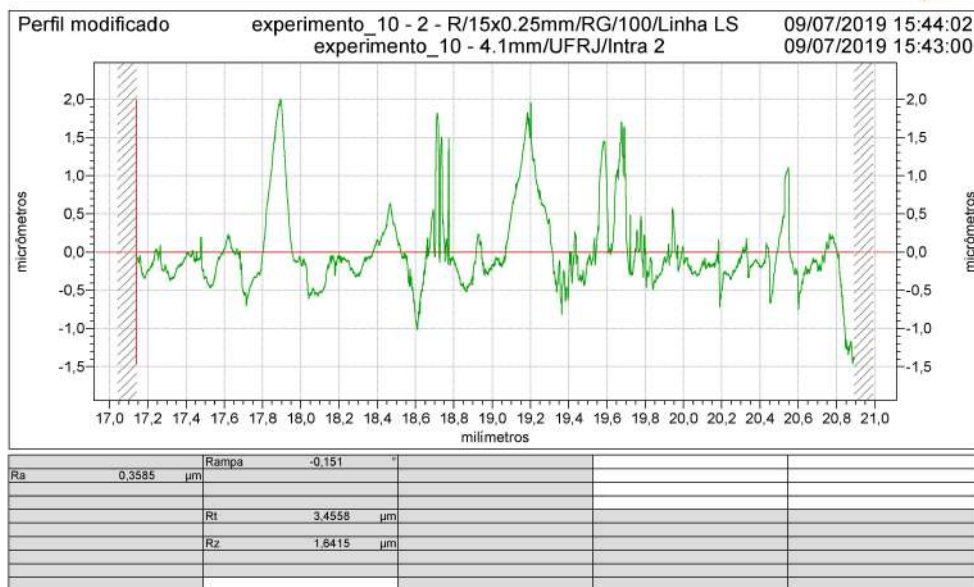


Figura A.68: Rugosidade - Experimento ID4

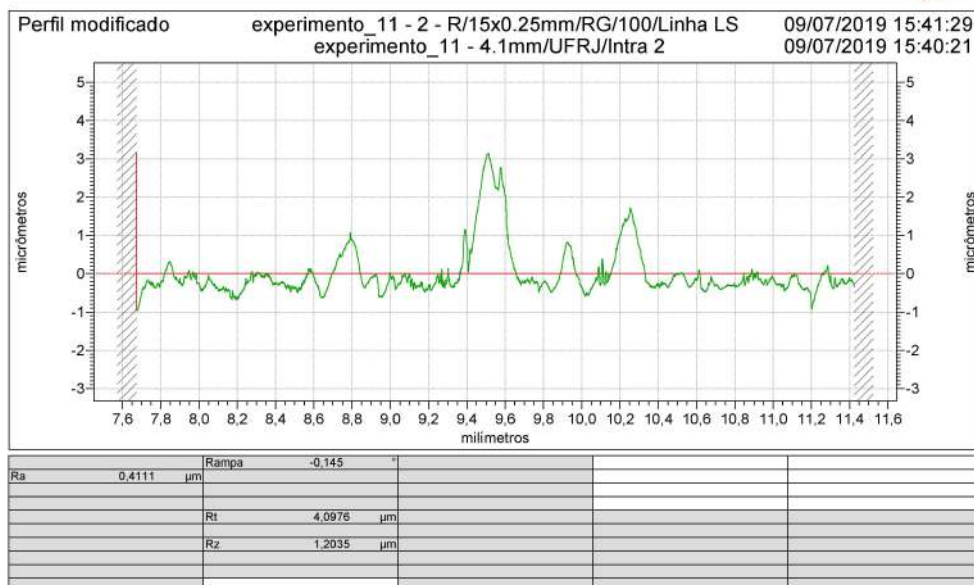


Figura A.69: Rugosidade - Experimento ID5

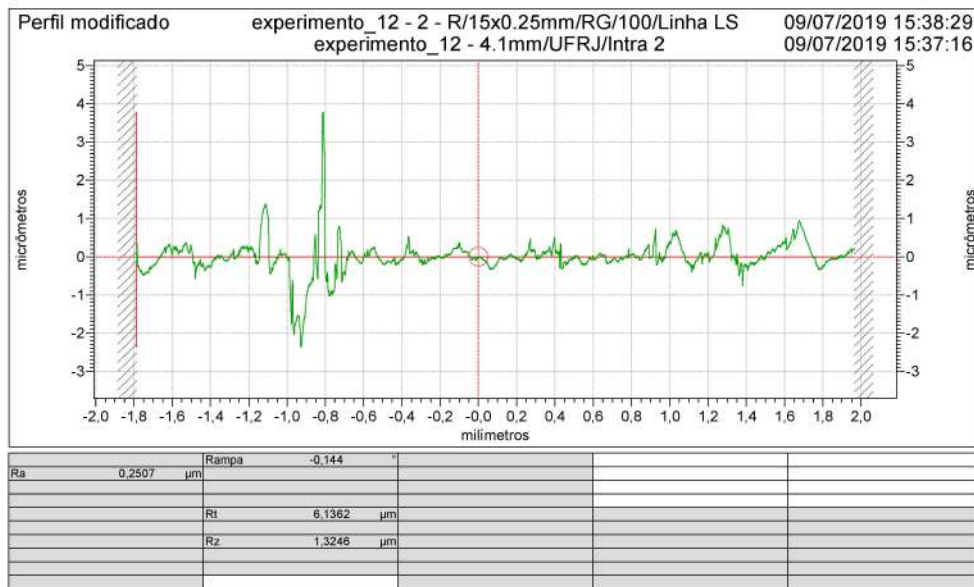


Figura A.70: Rugosidade - Experimento ID6

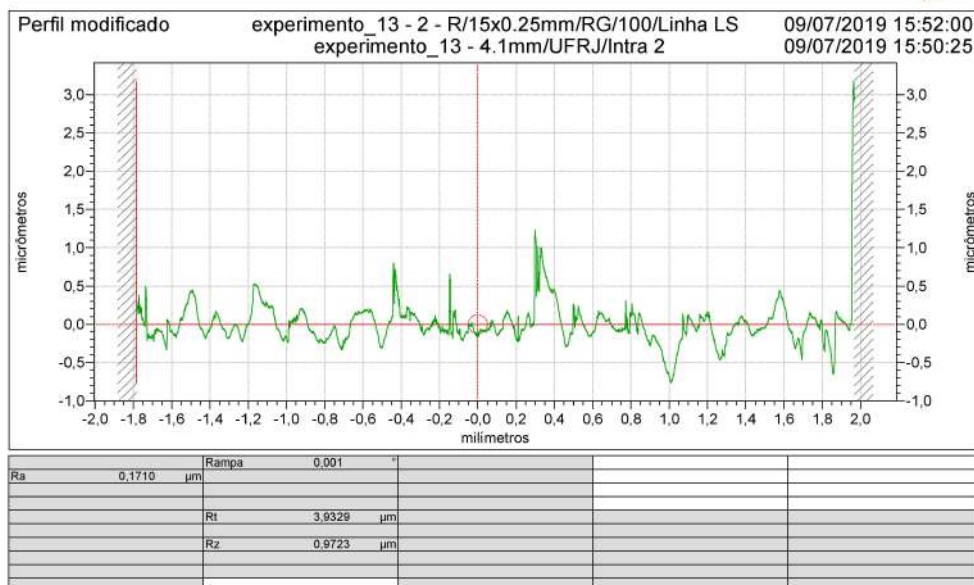


Figura A.71: Rugosidade - Experimento ID7

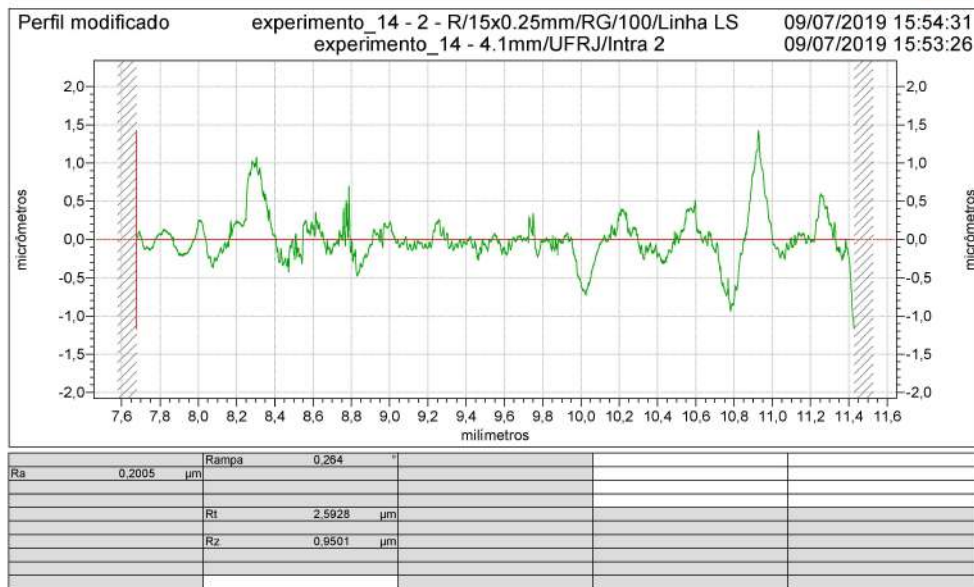


Figura A.72: Rugosidade - Experimento ID8

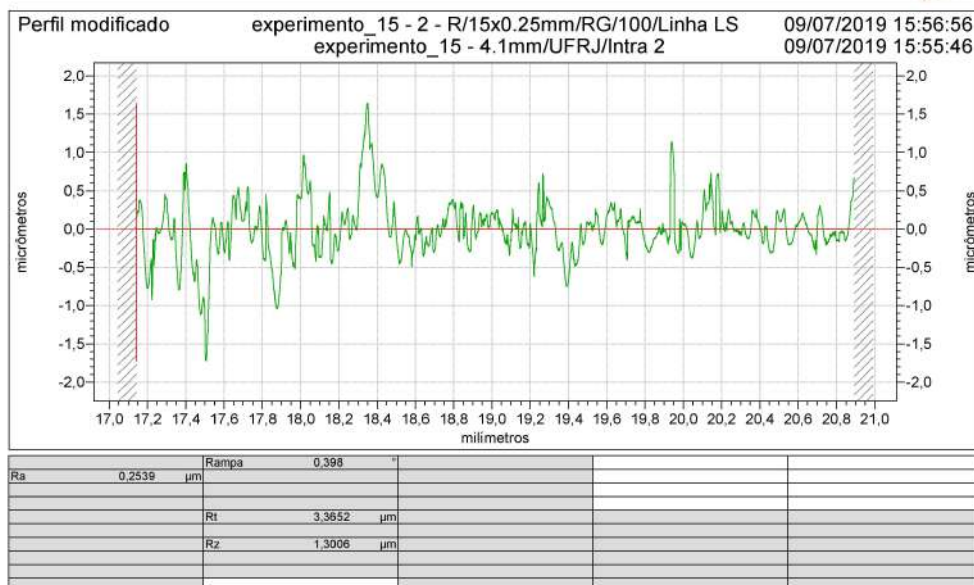


Figura A.73: Rugosidade - Experimento IC7

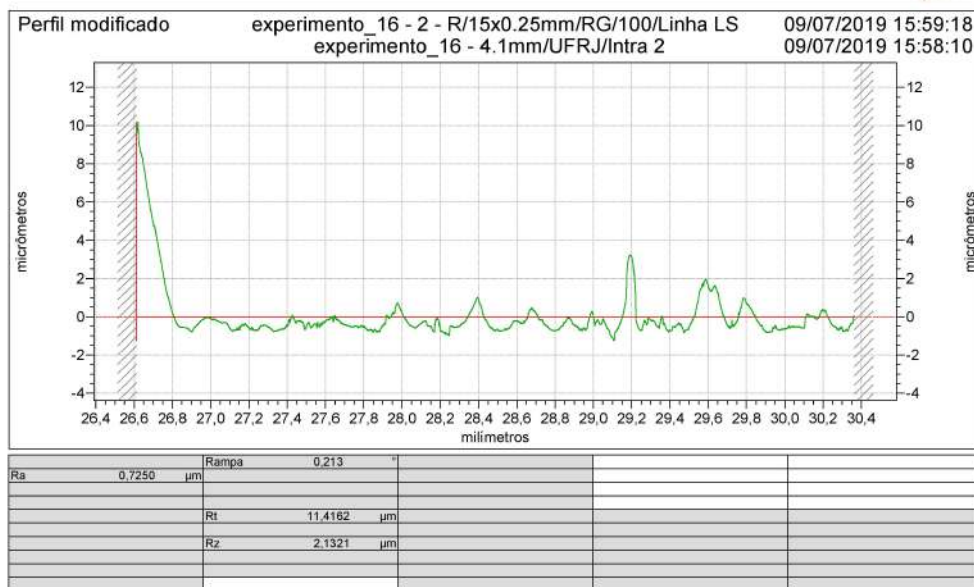


Figura A.74: Rugosidade - Experimento IC8

Ondulação

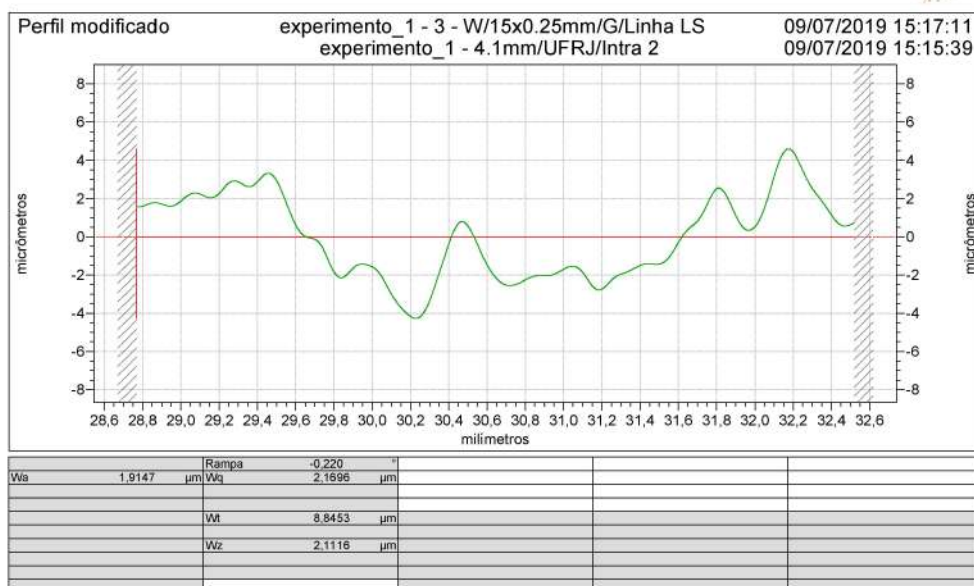


Figura A.75: Ondulação - Experimento IC1

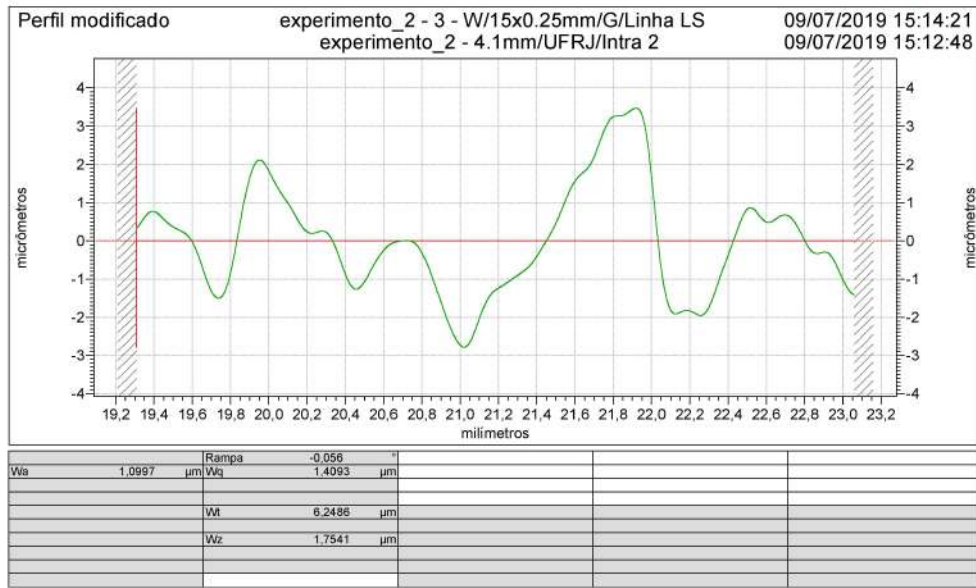


Figura A.76: Ondulação - Experimento IC2

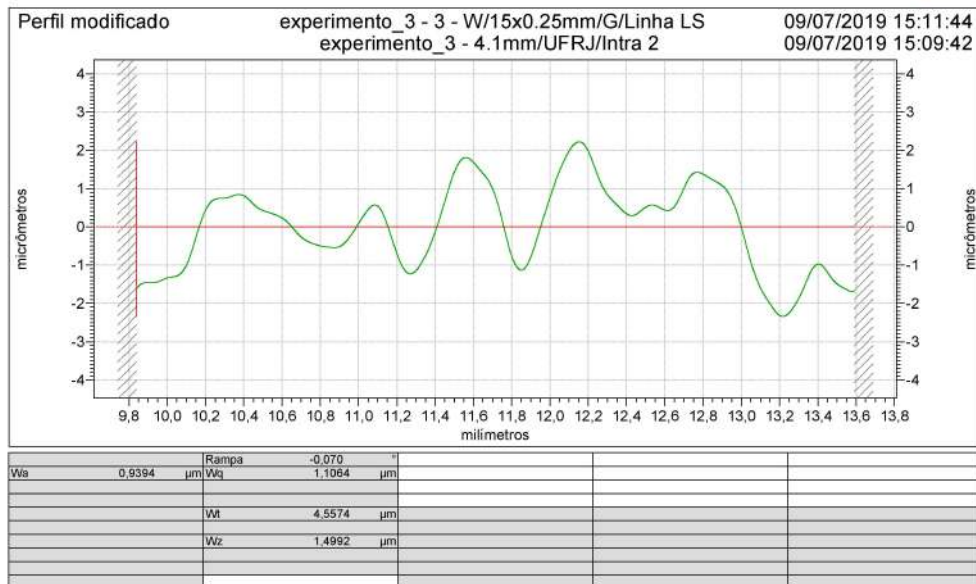


Figura A.77: Ondulação - Experimento IC3

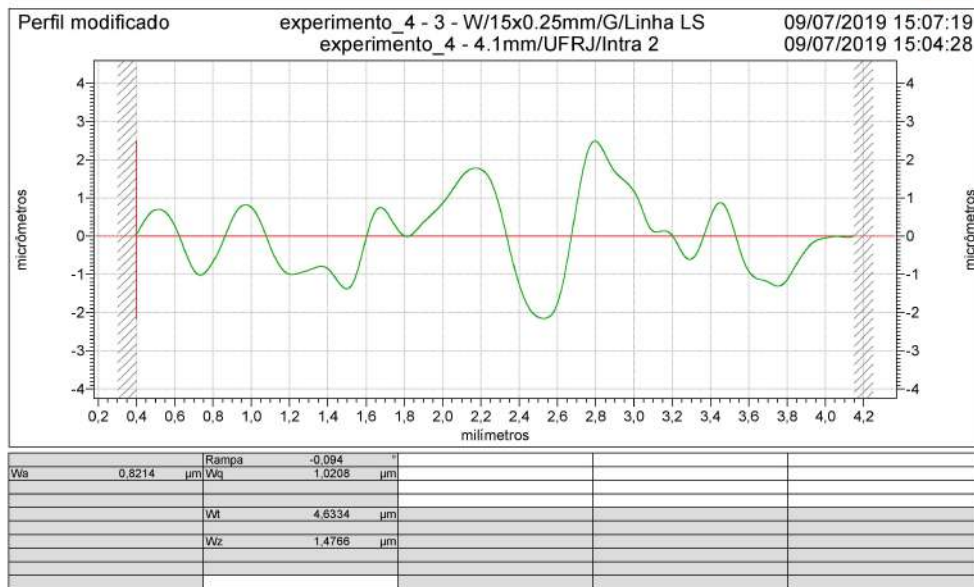


Figura A.78: Ondulação - Experimento IC4

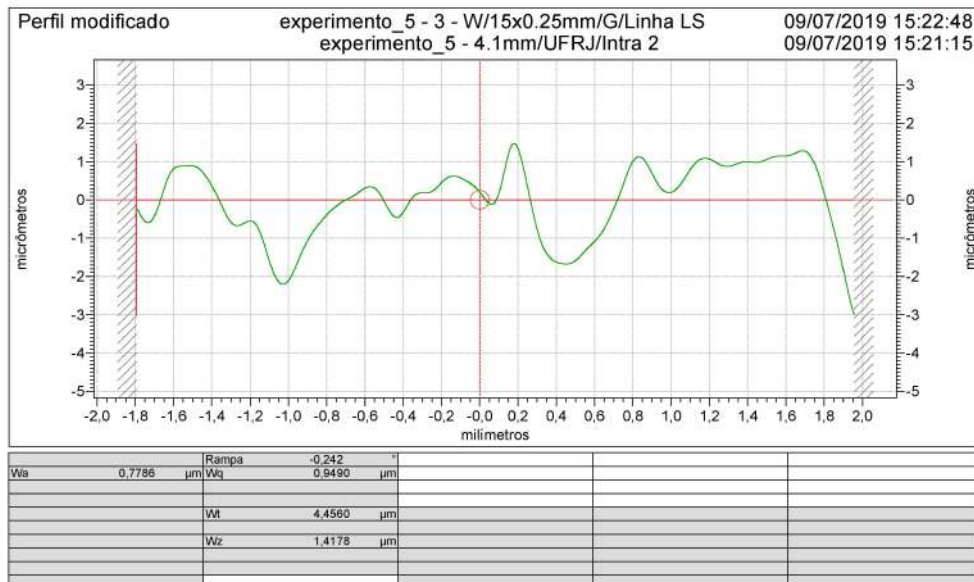


Figura A.79: Ondulação - Experimento IC5

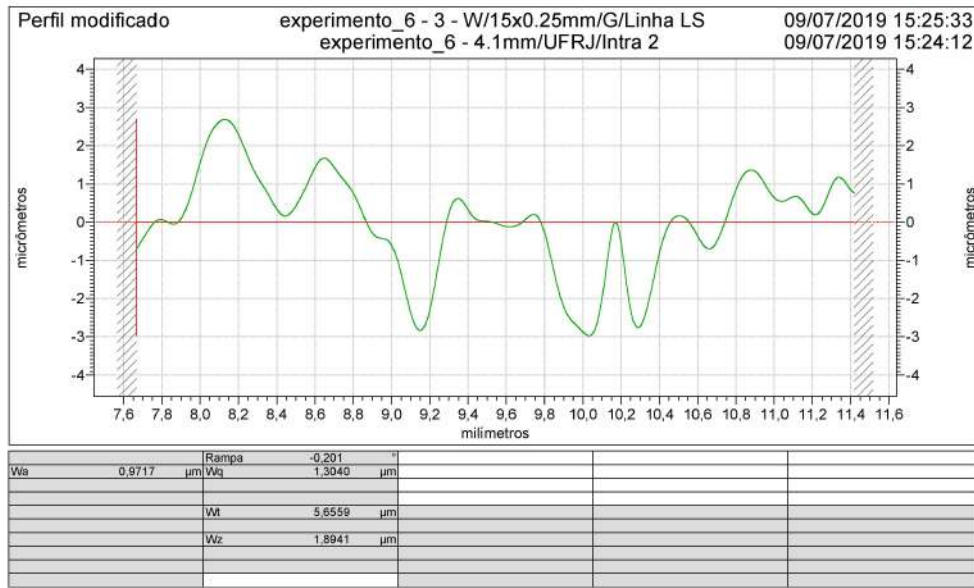


Figura A.80: Ondulação - Experimento IC6

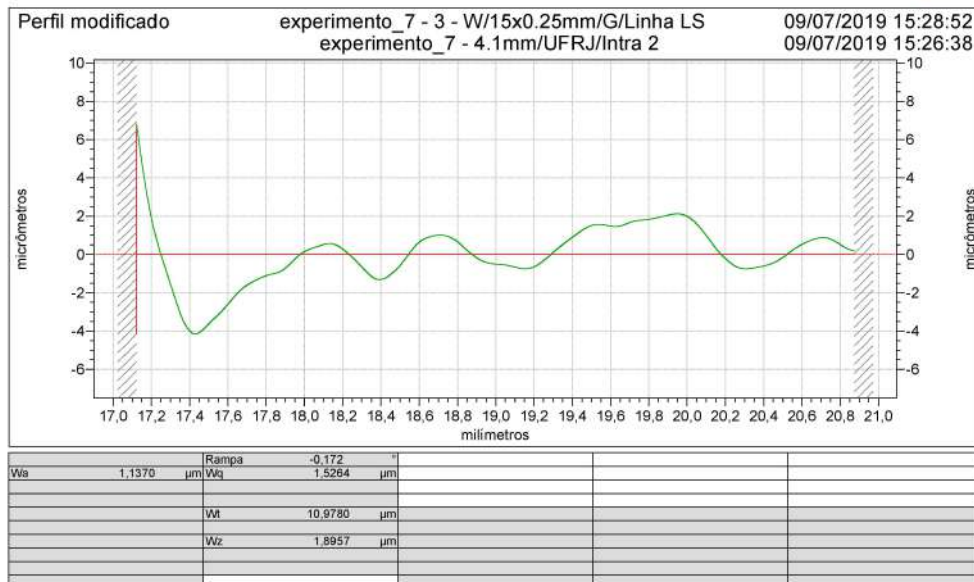


Figura A.81: Ondulação - Experimento ID1

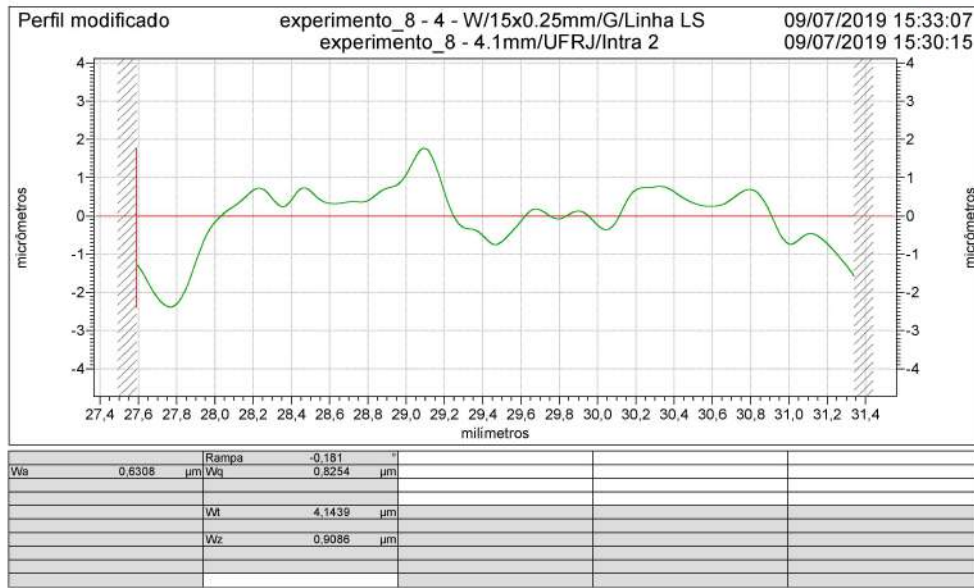


Figura A.82: Ondulação - Experimento ID2

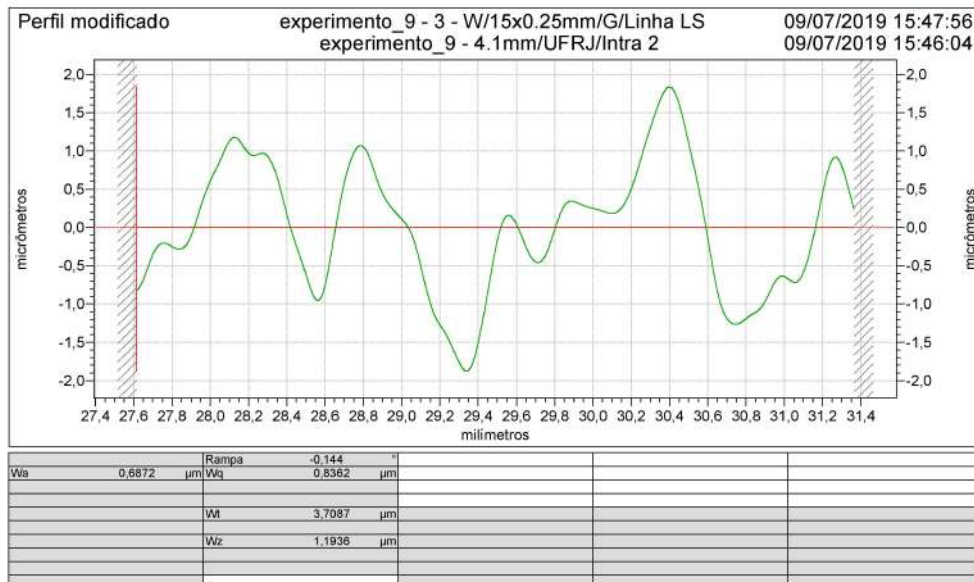


Figura A.83: Ondulação - Experimento ID3

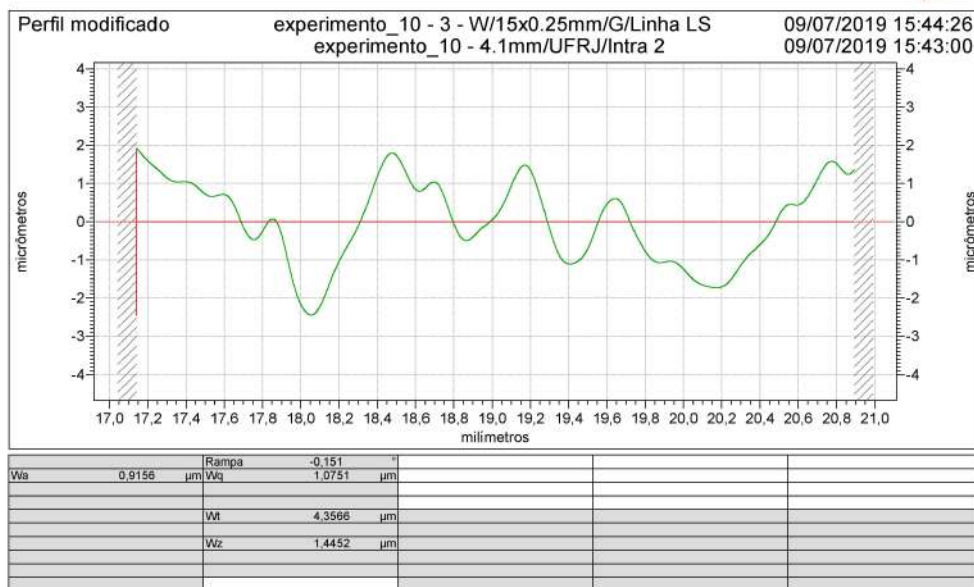


Figura A.84: Ondulação - Experimento ID4

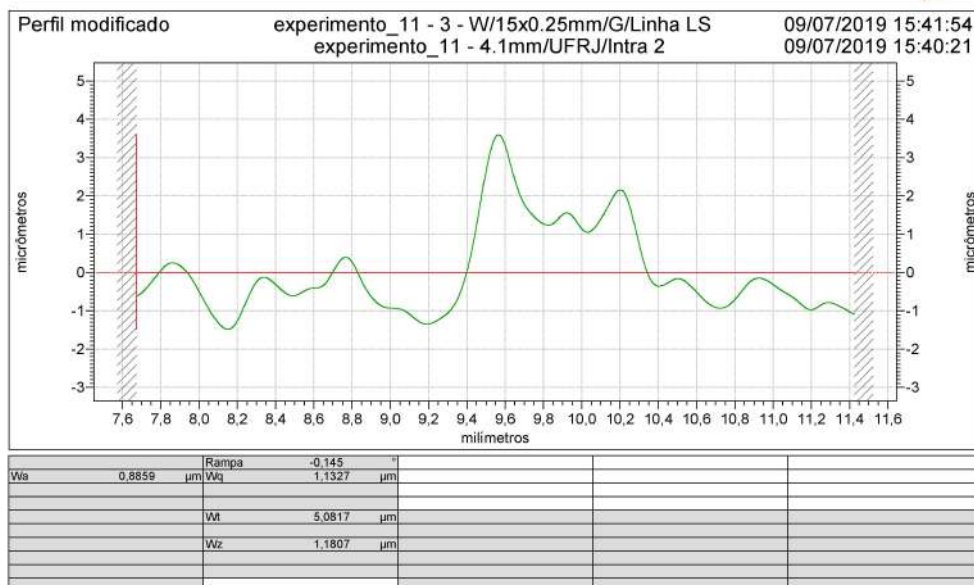


Figura A.85: Ondulação - Experimento ID5

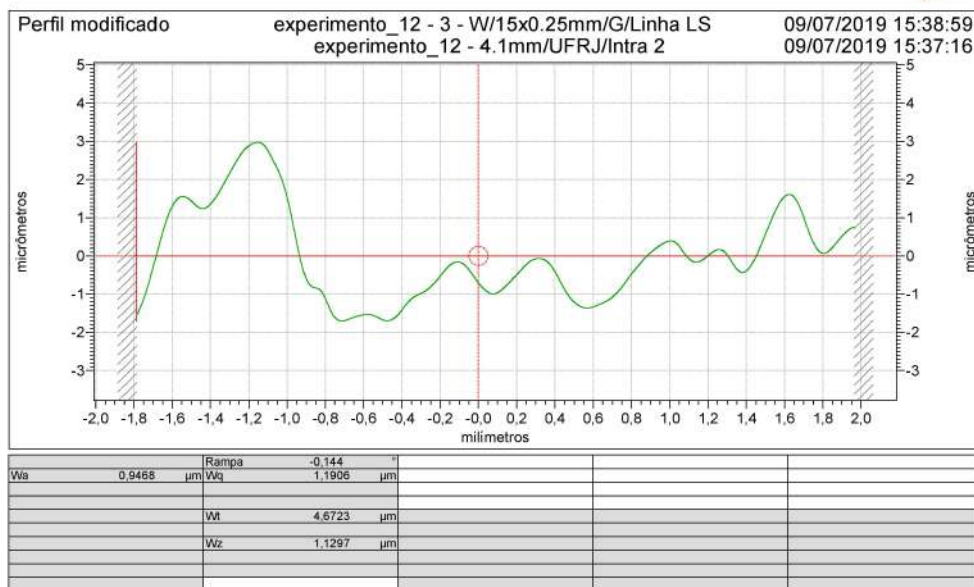


Figura A.86: Ondulação - Experimento ID6

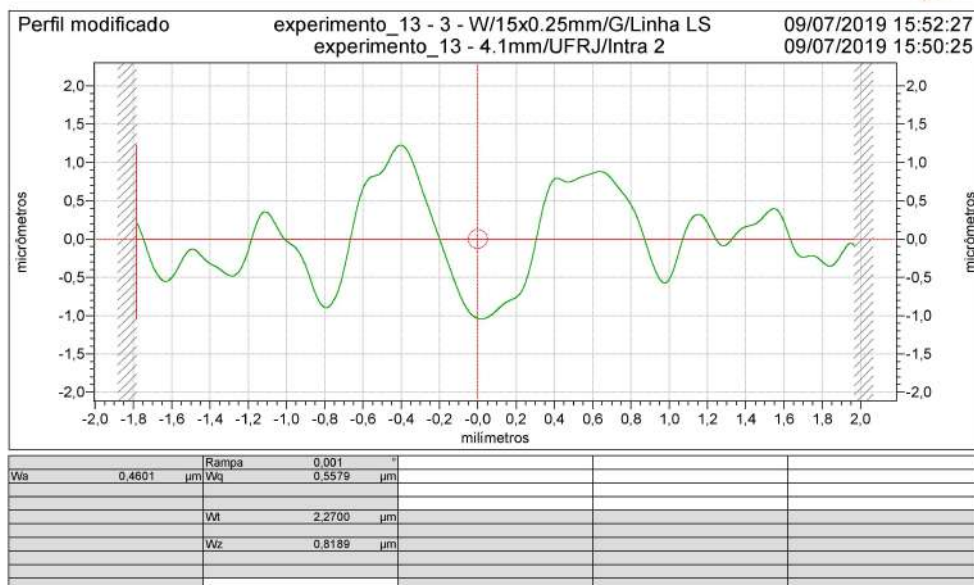


Figura A.87: Ondulação - Experimento ID7

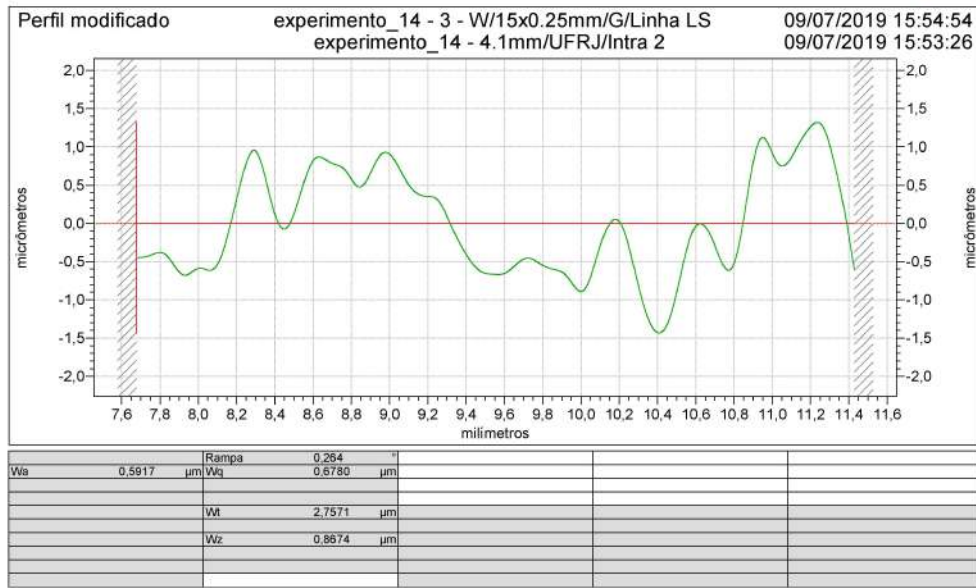


Figura A.88: Ondulação - Experimento ID8

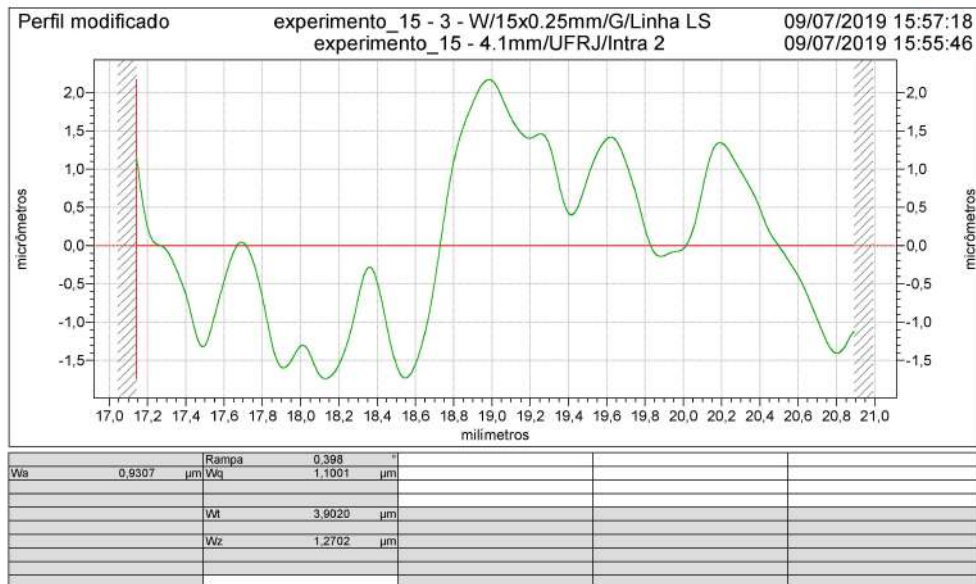


Figura A.89: Ondulação - Experimento IC7

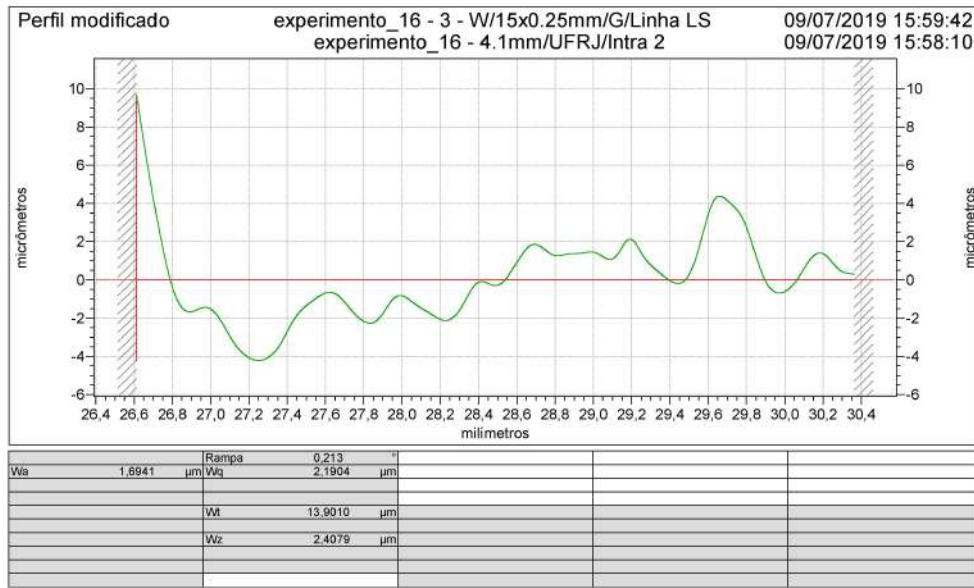


Figura A.90: Ondulação - Experimento IC8