CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL DA VARIAÇÃO DA RUGOSIDADE COM O AUMENTO DAS FORÇAS DE USINAGEM NO TORNEAMENTO

Washington Souza Nery

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Orientadora:
Anna Carla Monteiro de Araujo
Coorientador:
José Eduardo Ferreira de Oliveira

Rio de Janeiro
Abril/2013

INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL DA VARIAÇÃO DA RUGOSIDADE COM O AUMENTO DAS FORÇAS DE USINAGEM NO TORNEAMENTO

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Washington Souza Nery

Aprovada por:

Presidente, Prof.ª Anna Carla Monteiro de Araujo, D. Sc. (orientadora)

Prof. José Eduardo Ferreira de Oliveira, D. Sc. (coorientador)

Prof. Hector Reynaldo Meneses Costa, D. Sc.

Prof.ª Maria da Penha Cindra Fonseca, D. Sc. (UFF)

Rio de Janeiro
Abril/2013

CEFET/RJ/Sistema de Bibliotecas

N456 Nery, Washington Souza.
Investigação experimental da variação da rugosidade com o aumento das forças de usinagem no torneamento / Washington Souza Nery. – 2013.
xii, 101 f. : il. (algumas color.)

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, 2013.
Bibliografia: f. 69-71.
Orientadora: Anna Carla Monteiro de Araujo.
Coorientador: José Eduardo Ferreira de Oliveira.

1. Usinagem – Pesquisa. 2. Torneamento. 3. Metais – Corte – Acabamento. 4. Aspereza de superfície. 5. Superfícies (Tecnologia). 6. Análise de variância. 7. Processos de fabricação – Projeto auxiliado por computador. I. Araujo, Anna Carla Monteiro de (orient.). II. Oliveira, José Eduardo Ferreira de (orient.). III.Título.

CDD 671.350724

DEDICATÓRIA

Ao meu pai,
Manoel Ladislau Nery (*in memoriam*),
pelo seu exemplo de vida dedicada
à caridade, ao ensino
profissionalizante e por despertar
em mim, desde criança,
a paixão pela mecânica.

AGRADECIMENTOS

- A Deus, por proporcionar esta oportunidade única e especial em minha vida acadêmica e profissional.

- À minha esposa, Lisandra de Abreu Nery, por seu amor, carinho, compreensão e apoio na redação desse trabalho.

- À minha filha Sofia de Abreu Nery, por me trazer diariamente, através de seu belo sorriso, alegria e motivação para viver.

- À minha família, por compreender meus momentos de ausência durante este Mestrado, em especial à minha mãe, Valdelice Souza Nery e minhas irmãs, Vívia Souza Nery e Viviane Souza Nery, pelo carinho e incentivo incondicionais.

- À professora Dra. Anna Carla Monteiro de Araujo por oferecer orientação e direção a este trabalho e pela paciência e profissionalismo na qual conduziu todas as mudanças de trajetória que ocorreram durante o desenvolvimento deste trabalho.

- Ao professor Dr. José Eduardo Ferreira de Oliveira por, através de sua preciosa coorientação, produzir uma base sólida para a construção deste trabalho.

- A todos os professores do PPEMM, que foram de fundamental importância a minha formação, em especial ao professor Dr. Hector Reynaldo Meneses Costa, pelo constante apoio desde que ingressei no programa.

- A todos os professores que passaram pela minha vida, em especial ao professor Djalma Paulo Rezende (*in memoriam*), por simbolizar para mim um modelo ideal de equilíbrio entre profissionalismo e humanidade.

- Aos colegas de trabalho do CEFET/RJ - Unidade de Ensino Descentralizada de Nova Iguaçu, pelo constante incentivo à conclusão deste trabalho, em especial ao professor Dr. Luciano Santos Constantin Raptopoulos, que me ofereceu, ainda durante o seminário de dissertação, valiosas sugestões, exemplos e críticas fundamentais ao texto e aos professores Djalma Demasi, Júlio César Valente Ferreira e Célio Rútilo Gonçalves Guia Marques pelo apoio técnico e emocional nos momentos mais difíceis do estudo das disciplinas e do desenvolvimento dessa dissertação.

- Aos colegas de trabalho do CEFET/RJ, em especial ao professor e amigo José Paulo Vogel, por confiar no meu trabalho durante o desenvolvimento dos experimentos no LABUS e, consequentemente, pela parceria estabelecida nas pesquisas.

- Ao LAMDI - CEFET/RJ, através do professor Luiz Roberto Oliveira da Silva, pelo constante apoio na metrologia dimensional dos experimentos realizados.

- Ao LMD - PUC-Rio, através de seu técnico de laboratório Luiz Paulo, pela medição da rugosidade das peças usinadas.

- Aos colegas de estudo do PPEMM, por partilharmos bons momentos de convivência e companheirismo.

- Agradeço, enfim, a todos que contribuíram, direta ou indiretamente, para que eu chegasse a esse momento importante da minha vida profissional e acadêmica, meu muito obrigado.

RESUMO

INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL DA VARIAÇÃO DA RUGOSIDADE COM O AUMENTO DAS FORÇAS DE USINAGEM NO TORNEAMENTO

Washington Souza Nery

Orientadores:
Anna Carla Monteiro de Araujo
José Eduardo Ferreira de Oliveira

Resumo da Dissertação de Mestrado submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Na usinagem de peças, o projeto visa a adequação do que se deseja produzir à necessidade demandada. O programa computacional "Sistema de Gerenciamento de Fabricação" (SGF) foi desenvolvido em 2009 com o propósito de integrar as etapas de projeto de sistemas mecânicos, fabricação por usinagem e medição dimensional. Este tema de pesquisa tem como objetivo acrescentar elementos ao programa na forma de variáveis adicionais, especificamente para evitar a ocorrência de vibrações e *chatter* na operação de torneamento cilíndrico externo. A presente Dissertação apresenta um estudo experimental que realiza o monitoramento das componentes da força de usinagem, da deflexão do corpo da peça durante a usinagem, da rugosidade média da superfície (R_a) e da rugosidade total (R_t) da superfície de amostras de aço ABNT 1020. Os parâmetros de corte otimizados são determinados pelo SGF. A diferença entre a rugosidade média e total das superfícies prescritas e o valor alcançado experimentalmente são então verificados, considerando-se diferentes profundidades de corte. Avaliou-se se o programa indicou valores coerentes ou se há a necessidade de adicionar informações complementares ao mesmo, aumentando assim a sua eficácia na otimização dos parâmetros de usinagem. Os resultados mostraram que o aumento das forças de usinagem gera uma piora na rugosidade, porém, o fenômeno é observado de maneira mais evidente na medição da rugosidade total da superfície do que na medição da rugosidade média da superfície. Verificou-se também que fatores operacionais e/ou externos à usinagem exercem influência no valor de R_t estabelecido no projeto, porém, podem não serem detectados na medição da rugosidade de superfície pelo parâmetro de medição R_a.

Palavras-chave:

Torneamento; Força de usinagem; Acabamento superficial

ABSTRACT

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE CHANGE IN THE ROUGHNESS WITH THE INCREASE OF MACHINING FORCES IN TURNING

Washington Souza Nery

Advisors:

Anna Carla Monteiro de Araujo
José Eduardo Ferreira de Oliveira

Abstract of dissertation submitted to Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master in Mechanical Engineering and Material Technology.

In the machining of parts, the project aims to bring that wish to produce the necessity demanded. The computer program "Manufacturing Management System" (SGF) was developed in 2009 with the purpose of integrating the steps of mechanical systems design, manufacturing and machining for dimensional measurement. This research theme aims to add elements to the program in the form of additional variables, specifically to prevent the occurrence of vibration and chatter in external cylindrical turning operation. This dissertation presents an experimental study which performs the monitoring of the components of the machining force, the deflection of the body part during machining, the average surface roughness (R_a) and total surface roughness (R_t) of surface samples of AISI 1020. The optimal cutting parameters are determined by the SGF. The difference between the average and total roughness of the surfaces and the prescribed value is then achieved experimentally verified, considering different cutting depths. It was evaluated whether the program indicated coherent values or if there is the need to add additional information to the same, thereby increasing their effectiveness in optimizing the machining parameters. The results showed that increasing machining forces generates a deterioration in surface roughness, however, the phenomenon is observed in more apparent in measuring the total surface roughness than the measurement of average surface roughness. It was also found that operating factors and/or external machining influence on the value of R_t established in the design, however, cannot be detected in the measurement of surface roughness by measurement parameter R_a.

Keywords:

Turning; Machining force, Surface Roughness

Sumário

I Introdução 1

II Forças no processo de torneamento 4

II.1 O processo de torneamento 4

II.1.1 Definições e conceitos básicos 5

II.1.2 Geometria de corte 9

II.2 Força de usinagem com ferramenta rígida 10

II.3 Força de usinagem com deflexão da peça 12

III Determinação das condições de usinagem usando o programa SGF 14

III.1 Integridade superficial no torneamento 14

III.1.1 Acabamento superficial 14

III.1.2 Rugosidade de superfície 15

III.2 Vida da ferramenta 17

III.3 Condições econômicas de usinagem 18

III.3.1 Determinação da velocidade de mínimo custo 18

III.3.2 Determinação da velocidade de máxima produção 19

III.4 O programa SGF e a otimização do torneamento 20

IV Materiais e métodos 23

IV.1 Usinagem dos corpos de prova 23

IV.1.1 Seleção do corpo de prova 23

IV.1.2 Seleção da máquina-ferramenta e da ferramenta de corte 25

IV.1.3 Seleção dos parâmetros de usinagem 27

IV.2 Monitoramento do processo de usinagem 34

IV.2.1 Força de corte 35

IV.2.2 Posicionamento transversal da amostra 37

IV.3 Execução dos experimentos 39

IV.4 Medição da rugosidade 41

V Resultados experimentais 44

V.1 Componentes da forças de usinagem 45

V.2 Deflexão das amostras 49

V.3 Rugosidade de superfície 55

V.4 Desgaste da pastilha de corte 56

VI Análise dos resultados 57

VI.1 Relação entre a rugosidade média de superfície R_a e a força de usinagem 58

VI.2 Relação entre a rugosidade total de superfície R_t e a força de usinagem 61

VI.3 Relação entre a deflexão calculada e os sinais de posição medidos 65

VII Conclusões 67

VIII Sugestões para futuras pesquisas 68

Referências bibliográficas 69

Apêndice I Planilha de otimização dos experimentos (SGF) 72

Anexo I Medições de rugosidade de superfície 73

Lista de Figuras

FIG. I.1 Fatores que exercem influência nas dimensões de peças fabricadas por usinagem ...1
FIG. I.2 Estrutura básica de um Sistema de Especificação Geométrica de Produto ...1
FIG. II.1 Processo de Torneamento Cilíndrico Externo ...4
FIG. II.2 Sistema de coordenadas de referência em um torno ...5
FIG. II.3 Superfícies da peça usinada ...6
FIG. II.4 Movimentos da peça e da ferramenta no torneamento ...7
FIG. II.5 Elementos de uma ferramenta de tornear ...7
FIG. II.6 Arredondamento e chanframento da ponta da ferramenta ...8
FIG. II.7 Cunha de corte da ferramenta ...8
FIG. II.8 Área da seção de corte ...9
FIG. II.9 Distribuição das forças em um torneamento cilíndrico externo ...10
FIG. II.10 Flexão da peça durante o torneamento ...13
FIG. III.1 Desvios geométricos de 1ª, 2ª, 3ª e 4ª ordens ...15
FIG. III.2 Definição da rugosidade R_a ...16
FIG. III.3 Definição da rugosidade R_t ...16
FIG. III.4 Representação qualitativa dos custos e da velocidade de mínimo custo ...19
FIG. III.5 Fluxograma de funcionamento do módulo de manufatura do SGF ...21
FIG. III.6 Esquema da montagem do corpo de prova no torno ...22
FIG. IV.1 Amostra do estudo prévio ...24
FIG. IV.2 Vista da amostra ...25
FIG. IV.3 Barra bruta *versus* amostra pré-usinada ...25
FIG. IV.4 Torno Nardini Mascote instalado no LABUS - CEFET/RJ ...26
FIG. IV.5 Dados da pastilha de corte selecionada ...26
FIG. IV.6 Dados da haste porta-pastilha selecionada ...27
FIG. IV.7 Dados iniciais para torneamento no SGF ...28
FIG. IV.8 Esquema da montagem da amostra no torno ...29
FIG. IV.9 Banco de Dados da Fórmula Expandida de Taylor ...30
FIG. IV.10 Parâmetros da fórmula expandida de Taylor inseridos no Módulo de Manufatura do SGF ...30
FIG. IV.11 Seleção do desgaste de flanco da ferramenta ...31
FIG. IV.12 Determinação do avanço máximo permissível ...31
FIG. IV.13 Esquema da montagem da amostra no torno ...32
FIG. IV.14 Relação entre o número de rotações do torno (n) e o custo de fabricação por peça (C_p) ...33
FIG. IV.15 Esquema de aquisição de dados ...34
FIG. IV.16 Montagem do dinamômetro e do sensor de deslocamento no torno ...35
FIG. IV.17 Visão geral da montagem do dinamômetro no torno ...36
FIG. IV.18 Condicionador de sinais e placa de aquisição de dados ...36
FIG. IV.19 Caixa EN192 com dois módulos sensores de deslocamento CPL190 ...37
FIG. IV.20 Montagem da sonda do sensor de deslocamento ...37
FIG. IV.21 Esquema de montagem para teste dinâmico ...38
FIG. IV.22 Sonda do sensor de deslocamento posicionado para teste dinâmico ...38
FIG. IV.23 Alinhamento do porta-ferramentas ...39
FIG. IV.24 Teste de posição do sensor de deslocamento durante a rotação do corpo de prova ...41
FIG. IV.25 Rugosímetro Taylor Hobson do LMD da PUC-Rio ...41
FIG. IV.26 Medição de rugosidade do experimento 1, a_p = 0,5mm ...42
FIG. IV.28 Módulo de Medição do programa SGF ...44
FIG. V.1 Monitoramento de forças do experimento 1, a_p = 0,5mm ...45
FIG. V.2 Monitoramento de forças do experimento 2, a_p = 1mm ...46
FIG. V.3 Monitoramento de forças do experimento 3, a_p = 1mm ...46
FIG. V.4 Monitoramento de forças do experimento 4, a_p = 1,5mm ...47

FIG. V.5 Monitoramento de forças do experimento 5, a_p = 1,5mm 47
FIG. V.6 Monitoramento de forças do experimento 6, a_p = 2mm 48
FIG. V.7 Monitoramento de forças do experimento 7, a_p = 2mm 48
FIG. V.8 Falha detectada no monitoramento de posição no experimento 1 50
FIG. V.9 Monitoramento de posição transversal no experimento 1 51
FIG. V.10 Monitoramento de posição transversal no experimento 2 51
FIG. V.11 Monitoramento de posição transversal no experimento 3 52
FIG. V.12 Monitoramento de posição transversal no experimento 4 52
FIG. V.13 Monitoramento de posição transversal no experimento 5 53
FIG. V.14 Monitoramento de posição transversal no experimento 6 53
FIG. V.15 Monitoramento de posição transversal no experimento 7 54
FIG. VI.1 Gráfico de análise entre as forças F_f, F_p, F_c e F e a profundidade de corte a_p 57
FIG. VI.2 Rugosidade R_a *versus* força de usinagem F 58
FIG. VI.3 Rugosidade R_a *versus* profundidade de corte a_p 59
FIG. VI.4 Rugosidade R_a *versus* força de avanço F_f 60
FIG. VI.5 Rugosidade R_a *versus* força passiva F_p 60
FIG. VI.6 Rugosidade R_a *versus* força de corte F_c 61
FIG. VI.7 Rugosidade R_t *versus* força de usinagem F 62
FIG. VI.8 Rugosidade R_t *versus* profundidade de corte a_p 62
FIG. VI.9 Rugosidade R_t *versus* força de avanço F_f 63
FIG. VI.10 Rugosidade R_t *versus* força passiva F_p 64
FIG. VI.11 Rugosidade R_t *versus* força de corte F_c 64

Lista de Tabelas

TAB. III.1 Fator limitante da espessura do cavaco 22
TAB. IV.1 Composição química do aço SAE 1020 em % de peso 24
TAB. IV.2 Características do torno mecânico utilizado para o experimento 26
TAB. IV.3 Dados do projeto do experimento 28
TAB. IV.4 Indicações de rugosidade de superfície em processos de fabricação 29
TAB. V.1 Profundidades a_p utilizadas em cada experimento 44
TAB. V.2 Valores médios de F_f, F_p, F_c e F 49
TAB. V.3 Conversão dos sinais de posição, em volts (V), para milímetros (mm) 50
TAB. V.4 Valores do sinal de posição $\Delta\delta$ nas amostras para cada a_p 54
TAB. V.5 Resultados relacionados à rugosidade média de superfície R_a 55
TAB. V.6 Resultados relacionados à rugosidade total de superfície R_t 56
TAB. VI.1 Valores médios de rugosidades de superfícies e de forças 57
TAB. VI.2 Comparação entre a deflexão calculada e o deslocamento medido 65

Capítulo I - Introdução

O mundo contemporâneo se desenvolve norteado pela concorrência acirrada no âmbito industrial, exigindo cada vez mais da ciência e da tecnologia, gerando a necessidade constante de aperfeiçoamento nos processos de fabricação (NERY *et al*., 2012). Dentro dessa dinâmica, onde o tempo torna-se um bem precioso, buscam-se soluções para otimização de processos de usinagem dos materiais, sem perder o foco na qualidade do produto fabricado.

Segundo OLIVEIRA, J. (2009), no primeiro estágio de projeto de um componente, o projetista imagina o produto como sendo "ideal", porém, os processos de fabricação fazem com que esses componentes variem de diversas maneiras, por exemplo, em suas dimensões, forma e acabamento superficial, como mostrado na Figura I.1, que apresenta esquematicamente, os fatores que exercem influência nas exigências funcionais de peças fabricadas por usinagem.



Figura I.1 – Fatores que exercem influência nas dimensões de peças fabricadas por usinagem (OLIVEIRA, J., 2009)

Para minimizar problemas decorrentes do processo dentro do contexto de alta produtividade e mínimo custo de fabricação, estabeleceu-se um elo de ligação entre as fases de projeto, fabricação e medição. Essa integração é apresentada por WANG (WANG *et al*., 2005), através de um Sistema de Especificação Geométrica do Produto (GPS - *Geometrical Product Specification*), conforme visto na Figura I.2.

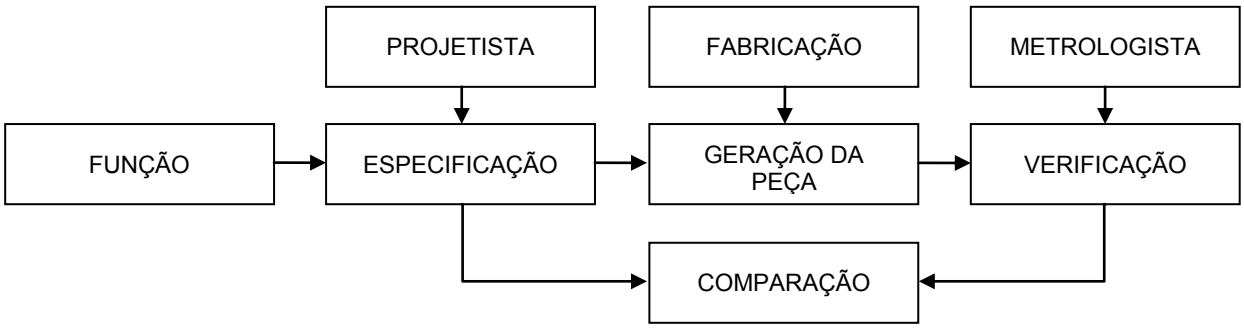


Figura I.2 – Estrutura básica de um Sistema de Especificação Geométrica de Produto (WANG *et al*. 2005)

Dentro desta conjuntura, OLIVEIRA, J. (2009) desenvolveu um programa computacional chamado de Sistema de Gerenciamento da Fabricação – SGF, desenvolvido em

VBA (*Visual Basic for Application*) capaz de integrar as três etapas de obtenção de um produto: o projeto, a fabricação (por usinagem) e a medição. O SGF foi feito baseado em uma série de estudos e conceitos teóricos sobre toleranciamento dimensional, otimização de parâmetros de usinagem e determinação do resultado de medição dimensional, visando a melhoria do desempenho do processo produtivo, preservando as características de qualidade, exigidas no projeto da peça.

Diversos estudos foram feitos visando a otimização do torneamento em vários materiais e a sua influência sobre a rugosidade de superfície. Um estudo da minimização do custo de usinagem por torneamento de aço ABNT 52100, utilizando-se a metodologia de superfície de resposta foi realizado por MENDES *et al.* (2007), considerando a vida da ferramenta e o acabamento superficial da peça. Seus resultados indicam que a minimização do custo é obtida com as maiores velocidades de corte utilizadas no seu experimento, com maiores taxas de remoção de material, na faixa de variação de acabamento superficial entre 0,3 e 0,65 μm. Por sua vez, CAMPOS (2004) estudou a otimização do processo de torneamento de peças endurecidas, utilizando a definição do intervalo de máxima eficiência da velocidade de corte, com o objetivo de otimizar a produção de peças de uma fábrica de conjuntos motopropulsores, aumentando a eficácia da produção, ao final do estudo, em 665%, com obtenção de parâmetros de usinagem com mínimo custo; OLIVEIRA, A. (2003) estudou a otimização das condições de usinagem no torneamento a seco do aço ABNT 1045 em operação de desbaste e concluiu que o uso de fluido de corte em abundância é benéfico para a vida útil da ferramenta, porém, pode-se obter resultados similares na usinagem a seco, utilizando-se pastilha de corte de maior resistência ao desgaste. O estudo da otimização das condições de usinagem voltado diretamente para o ambiente fabril foi feito, por exemplo, por COPPINI *et al.* (1997), visando a melhoria dos tempos de usinagem e de troca de ferramenta. DAVIM (2001) fez um estudo, através da construção de matrizes ortogonais, que verifica a influência das condições ótimas de usinagem no acabamento superficial de peças torneadas que indica a velocidade de corte exercendo grande influência na rugosidade e a profundidade de corte não exercendo influência significativa. Estas técnicas foram utilizadas com a mesma finalidade por MANNA *et al*. (2004) para a usinagem da liga de alumínio Al/SiC-MMC, visando buscar a melhor combinação entre os parâmetros ótimos de usinagem e o melhor acabamento superficial. A análise da influência dos parâmetros de usinagem e dos elementos de liga dos materiais sobre o acabamento superficial em peças de aço com diferentes características tecnológicas foi feita por KOPAC *et al.* (1999). KOPAC *et al.* (2002) fizeram novo estudo, com usinagem fina, utilizando desta vez aços conformados a frio, com objetivo de obterem os melhores parâmetros de corte para atingirem a rugosidade de superfície desejada.

Diversos outros estudos foram realizados visando a melhoria da usinagem através do seu monitoramento. Pode-se citar como exemplo: SHINNO *et al*. (2003) no monitoramento de

forças em usinagem de alta precisão; JUN *et al*. (2002) na avaliação de um sensor de força para o monitoramento e diagnóstico de falhas de usinagem, que obteve resultados de monitoramento na mesma qualidade do dinamômetro; KANG *et al*. (2001) no desenvolvimento de uma técnica de monitoramento usando um sensor múltiplo em usinagem de alta velocidade; e a hierarquia ideal de controle de força-posição-contorno de processos de usinagem estudada por TANG *et al*. (2006).

Como se pode observar, praticamente não existe uma correlação entre os estudos sobre otimização de parâmetros de usinagem e os estudos de monitoramento destas operações, criando uma lacuna entre o que é observado para melhoria do rendimento da usinagem e o monitoramento dos fatores que podem contribuir para esta melhoria, provocando um distanciamento entre os conceitos teóricos e as verificações experimentais. Além disso, quando são estabelecidos os parâmetros ótimos de usinagem, não se leva em consideração, muitas vezes, aspectos sistemáticos e aleatórios de certas variáveis de influência, tais como: vibrações, precisão da máquina-ferramenta, condições de fixação, estado dos dispositivos de fixação, etc., o que pode impactar na viabilidade de fabricação com os parâmetros teóricos, previamente obtidos via *softwares*.

Dentro deste contexto, o objetivo desta dissertação é fazer uma análise experimental dos parâmetros de usinagem na operação de torneamento cilíndrico externo, otimizados por um programa de computador, através do monitoramento das forças de usinagem e do posicionamento transversal da peça durante a usinagem e verificar a influência das forças e posicionamento de peça monitorados na formação da rugosidade média da superfície (R_a) e da rugosidade total da superfície (R_t), relacionando-os aos parâmetros otimizados computacionalmente, visando dar um suporte, através da implementação de um algoritmo no *software* estudado, com o propósito de se obter uma otimização dos parâmetros de corte mais realística, ou seja, o mais próximo possível da situação real em que as variáveis de influência supracitadas são observadas. Caso os valores monitorados experimentalmente se apresentem com acentuada dispersão em relação aos valores teóricos, as tolerâncias dimensionais e geométricas, além da rugosidade de superfície pré-estabelecida poderão não ser alcançadas.

O capítulo I desta dissertação apresenta esta introdução. No capítulo II é mostrado o processo de torneamento, onde são abordadas as forças de corte envolvidas no processo. No capítulo III são mostrados os critérios de fim de vida da ferramenta de corte e suas respectivas equações, os aspectos metrológicos envolvidos no processo de torneamento e a otimização do processo de torneamento através do programa computacional SGF. No capítulo IV, são apresentados os métodos de preparação e execução dos experimentos, os monitoramentos de forças e posicionamentos transversais e a medição da rugosidade superficial. No capítulo V, são mostrados os resultados da fase experimental e no capítulo VI as respectivas análises dos valores obtidos.

Capítulo II - Forças no processo de torneamento

Neste capítulo, é feita uma exposição teórica de conceitos sobre o processo de torneamento, no qual serão abordados os seguintes itens: Conceitos básicos, geometria de corte, força de corte com ferramenta rígida e força de corte com deflexão da peça.

II.1 - O Processo de Torneamento

Entende-se como operações de usinagem aquelas que produzem cavaco ao conferir à peça a forma, ou as dimensões ou o acabamento, ou ainda uma combinação qualquer destes três itens (FERRARESI, 1977). Um dos processos de usinagem mais utilizados na prática é o torneamento, destinado à obtenção de superfícies de revolução com auxílio de ferramentas monocortantes. Para tanto, a peça gira em torno do eixo principal de rotação da máquina e a ferramenta se desloca simultaneamente segundo uma trajetória coplanar com o referido eixo (FERRARESI, 1977).

O processo de torneamento apresenta uma série de operações distintas para a fabricação de peças, como por exemplo, torneamento cilíndrico externo, torneamento cilíndrico interno, faceamento, furação, sangramento e recartilhamento. De todas as operações possíveis no torno, a mais elementar e a mais utilizada quando se deseja estudar fenômenos de usinagem ligados a esse processo é o torneamento cilíndrico externo, no qual a ferramenta se desloca segundo uma trajetória paralela ao eixo principal de rotação da máquina (FERRARESI, 1977). Pode-se observar na Figura II.1 um esquema desta operação de usinagem, que será o foco deste trabalho.

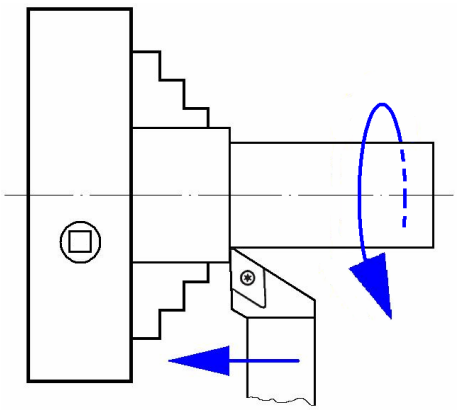


Figura II.1 - Processo de Torneamento Cilíndrico Externo

Segundo MACHADO *et al.* (2009), a operação apresentada na Figura II.1 pode ser subdividida em desbaste e acabamento. Entende-se por acabamento a operação de usinagem destinada a obter na peça as dimensões finais, ou um acabamento superficial especificado, ou ambos. O desbaste é a operação de usinagem, anterior à de acabamento, visando a obtenção da peça, da forma e dimensões próximas das finais (FERRARESI, 1977). Tanto as operações

de desbaste quanto as de acabamento poderão provocar vibrações durante o torneamento, sendo uma das maiores influências relacionadas à escolha dos parâmetros de fabricação, tais como a velocidade de corte, o avanço e a profundidade de corte, em função de características da máquina-ferramenta, da própria ferramenta e porta-ferramenta, da matéria-prima, do ambiente e da utilização ou não de fluido refrigerante.

II.1.1 - Definições e conceitos básicos

Para que se possa estudar sobre os ângulos e velocidades de corte, é preciso, inicialmente, ter uma visão geral do posicionamento das direções de movimento dos eixos do torno mecânico (Figura II.2). O eixo X da máquina determina a movimentação transversal da mesa; o eixo Y não apresenta grau de liberdade para movimentação e o eixo Z determina a movimentação longitudinal da mesa do torno. A movimentação da mesa nos eixos X ou Z ou em ambos simultaneamente geram, consequentemente, a movimentação da ferramenta fixada a ela.

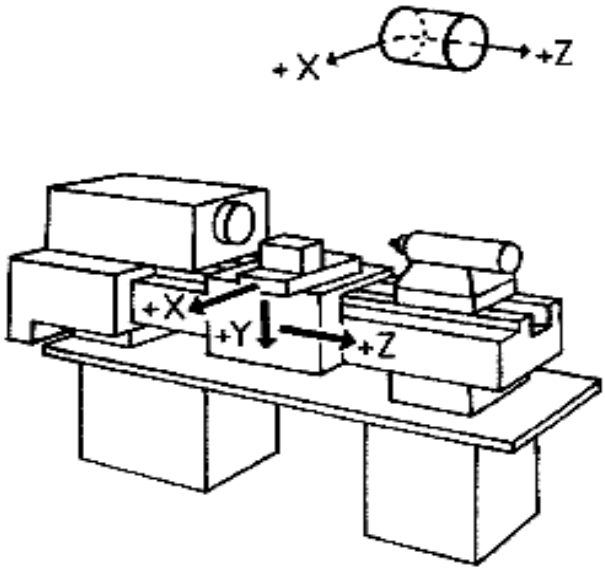


Figura II.2 - Sistema de coordenadas de referência em um torno (ISO 841, 2001)

No referencial da máquina-ferramenta é possível observar o sistema peça-ferramenta de corte, no qual se pode conhecer quais são as superfícies existentes na peça usinada. Segundo a norma ISO 3002/1 (1982), tem-se as seguintes superfícies na peça usinada, mostradas na Figura II.3: **Superfície de trabalho** é a superfície da peça que será removida pela usinagem; **Superfície usinada** é a superfície desejada, produzida pela ação da ferramenta de corte; e **Superfície transiente** ou **de transição** é a parte da superfície que é formada na peça pela aresta principal de corte, imediatamente removida durante o corte pelo ataque da ferramenta à peça, durante a rotação da peça.

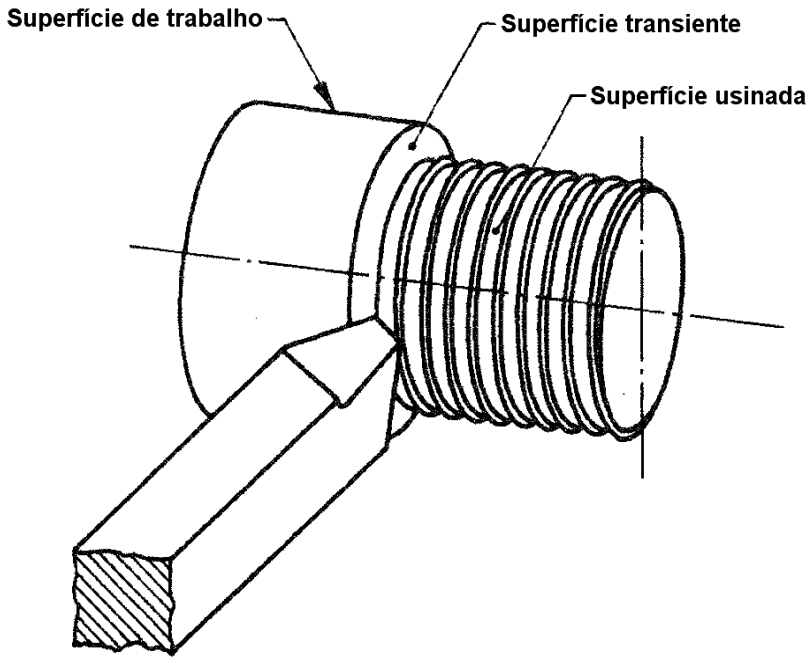


Figura II.3 - Superfícies da peça usinada (ISO 3002/1, 1982)

Ainda no sistema peça-ferramenta de corte, pode-se observar os elementos de uma ferramenta de corte. A ferramenta de corte utilizada no processo de torneamento é composta basicamente de cabo (ou haste) que é a parte da ferramenta a ser fixada no cabeçote da mesa do torno, e pela aresta de corte (ou gume cortante) que é a parte da ferramenta na qual o cavaco se origina (FERRARESI, 1977).

Antes de detalhar os elementos de uma ferramenta de corte para torneamento cilíndrico externo, pode-se observar, na Figura II.4 o **plano de trabalho** (*Pfe*), que é o que contém as direções de avanço e de corte, ou seja, onde se realizam todos os movimentos para a formação do cavaco (FERRARESI, 1977). A **direção de corte** é instantânea ao movimento de corte, o qual é o movimento entre a peça e a ferramenta no qual, na ausência de movimento de avanço, gera a remoção de cavaco, em apenas uma revolução da peça (FERRARESI, 1977). A **direção de avanço** é a direção instantânea ao movimento de avanço, o qual é o movimento que, junto com o movimento de corte, gera o arrancamento repetido ou contínuo de cavaco, nas sucessivas revoluções da peça. Como resultante aos movimentos de corte e avanço, realizados simultaneamente, tem-se o movimento efetivo de corte, que contém instantaneamente a si, a **direção efetiva de corte**.

No plano de trabalho é possível também identificar e definir os ângulos da **direção de avanço** (φ), que é formado entre as direções de avanço e corte, e o **ângulo da direção efetiva de corte** (η), que é formado entre as direções de corte e efetiva de corte (MACHADO *et al*., 2009).

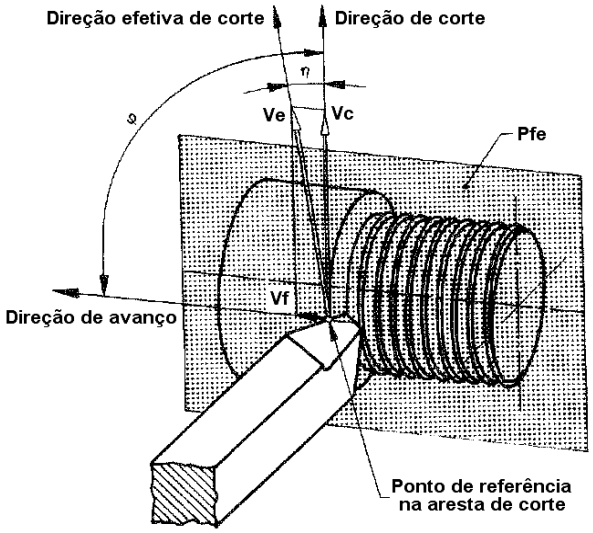


Figura II.4 - Movimentos da peça e da ferramenta no torneamento (ISO 3002/1, 1982)

A cunha de corte é composta pelas superfícies de folga e de saída (ISO 3002/1, 1982). A **superfície de folga**, chamada também de superfícies de incidência, é a que defronta com a superfície da peça usinada e a **superfície de saída** é a superfície da cunha de corte sobre a qual o cavaco se forma. As arestas de corte são definidas pela interseção das superfícies de saída e de folga (MACHADO *et al*., 2009). A **aresta principal de corte** é aquela na qual a cunha de corte, observada pelo plano de trabalho, indica a direção de avanço. Já a aresta secundária de corte é aquela na qual a cunha de corte, observada pelo plano de trabalho, não indica a direção de avanço. A Figura II.5 mostra os elementos presentes em uma ferramenta de torneamento.

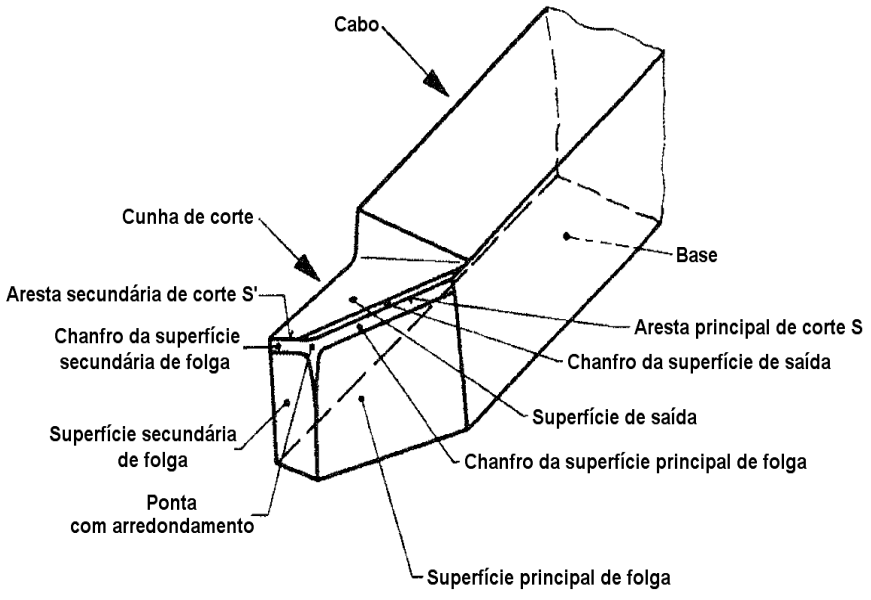


Figura II.5 - Elementos de uma ferramenta de tornear (ISO 3002/1, 1982)

A **ponta de corte** (Figura II.6) é o local no qual as arestas principal e secundária de corte de uma mesma superfície de saída se encontram. O arredondamento da ponta é feito com um raio r_ε, medido no plano de referência da ferramenta. A ponta pode ser chanfrada, com medição feita pela superfície de saída da ferramenta.

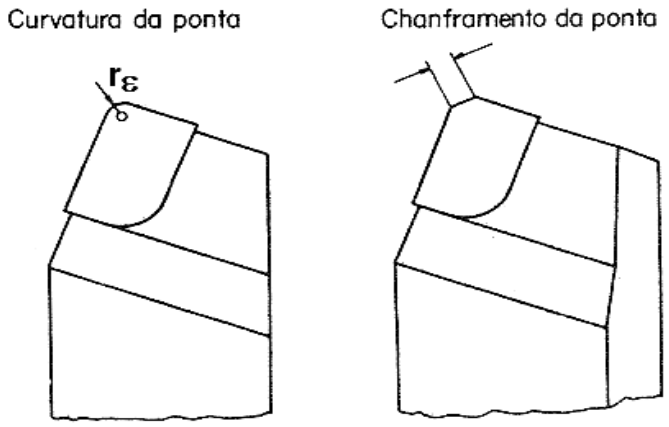


Figura II.6 - Arredondamento e chanframento da ponta da ferramenta (FERRARESI, 1977 e MACHADO et al., 2009).

Na figura II.7, observa-se a geometria da cunha de corte no plano de trabalho, assim como as direções de corte e de avanço e a superfície de saída do cavaco e de folga da ferramenta.

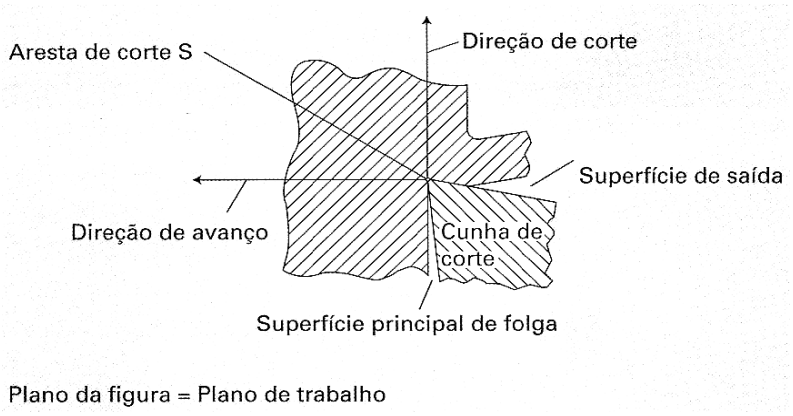


Figura II.7 - Cunha de corte da ferramenta (MACHADO, 2009)

A **velocidade de corte** (V_c) é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte da ferramenta (Figura II.4), segundo a direção e o sentido de corte (MACHADO, 2009). A equação II.1 mostra a relação entre o módulo da velocidade de corte com o diâmetro da peça *d* para o caso do torneamento cilíndrico externo, em mm, e *n* é o número de rotações por minuto do eixo do torno, em rpm.

$$V_c = \frac{\pi . d . n}{1000} \qquad \text{[m/min]} \qquad \text{(II.1)}$$

A **velocidade de avanço** (V_f) é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte da ferramenta, segundo a direção e o sentido do avanço (MACHADO, 2009). É função da rotação e do avanço por volta da ferramenta, em mm/rev, e o módulo pode ser calculado através da equação II.2.

$$V_f = f \,.\, n \qquad \text{[mm/min]} \qquad \text{(II.2)}$$

A **velocidade efetiva de corte** (V_e) é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte da ferramenta, segundo a direção e o sentido efetivo de corte (MACHADO, 2009). A velocidade V_e é calculada vetorialmente, conforme equação II.3.

$$\vec{V_e} = \vec{V_c} + \vec{V_f} \qquad \text{[m/min]} \qquad \text{(II.3)}$$

II.1.2 - Geometria de Corte

A área da seção de corte A_D (Figura II.8) é a porção de material da peça em contato com a ferramenta que será retirada na operação de torneamento. A área pode ser calculada a partir da profundidade de corte a_p e do avanço por revolução (FERRARESI, 1977):

$$A_D = a_p \,.\, f \qquad \text{[mm²]} \qquad \text{(II.4)}$$

O cálculo da área da seção de corte pode ser efetuado também a partir do comprimento da aresta de corte *b* e do ângulo de posição χ da aresta de corte observados na Figura II.8.

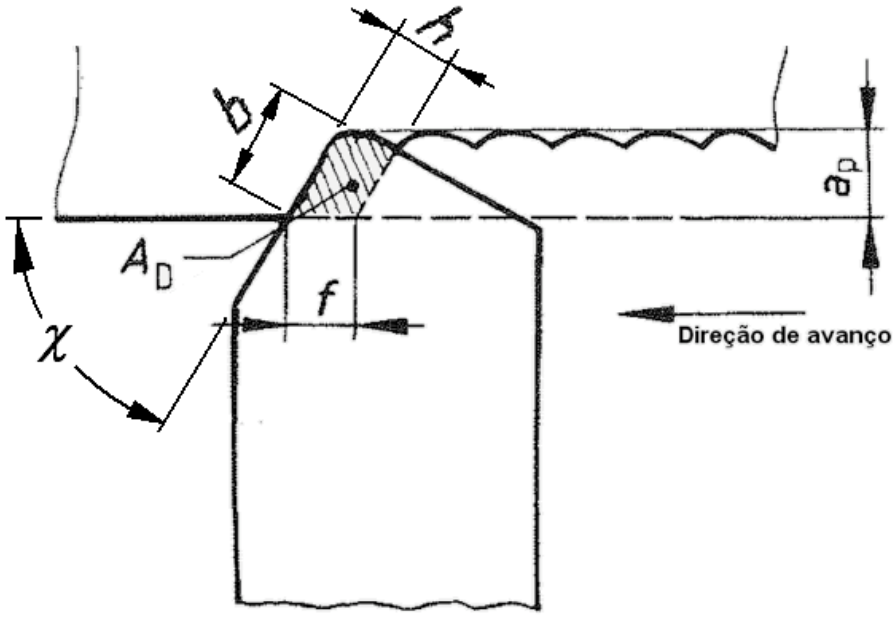


Figura II.8 - Área da seção de corte (ISO 3002/3, 1984; FERRARESI, 1977)

II.2 - Força de usinagem com ferramenta rígida

O estudo das forças atuantes na cunha de corte da ferramenta no torneamento, mostradas na figura II.9, possibilita estimar a potência necessária para o corte, além de se saber quais forças atuam sobre o torno e as suas influências no desgaste da ferramenta de corte (MACHADO et al., 2009).

A **Força de usinagem** F é um vetor que pode ser decomposto em três componentes: **Força principal de corte** F_c é a projeção da força F sobre o plano de trabalho na direção de corte; a **Força de avanço** F_f é a projeção da força F sobre o plano de trabalho na direção de avanço e a **Força passiva** F_p, também chamada de força de profundidade, é a projeção da força F sobre o plano de referência da ferramenta, perpendicular à força de avanço.

Além desses três componentes, pode-se decompor no referencial do plano de referencia em **Força ativa** F_a, a projeção da força F sobre o plano de trabalho, **Força de compressão** F_D, a projeção da força F sobre o plano de referência da ferramenta, resultante das forças passiva e de avanço e **Força efetiva de corte** F_e, a força situada na direção efetiva de corte, que determina a velocidade efetiva, como pode ser visto na Figura II.9.

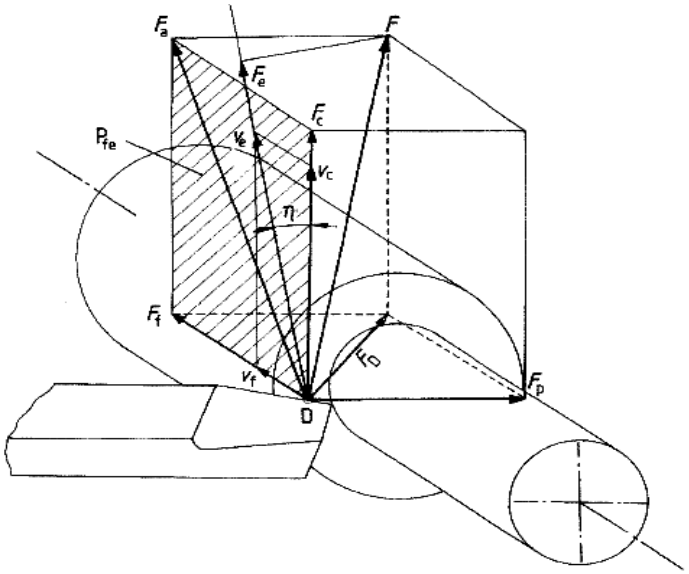


Figura II.9 - Distribuição das forças em um torneamento cilíndrico externo (ISO 3002/4, 1984)

Para o cálculo das forças de corte é preciso conhecer a área da seção de corte (A_D), através do ângulo do plano de cisalhamento. A determinação teórica ou experimental desse ângulo permite a projeção da força de usinagem F nas diversas direções de interesse (MACHADO, 2009). Vários pesquisadores no início do século XX constataram que os componentes da força F variam de acordo com a seção do cavaco, principalmente a força de corte F_c, em uma relação quase linear. A força de usinagem é dada pela equação II.5, onde k[1]

[1] É importante ressaltar que será mantida a notação minúscula relacionada com a pressão especifica de corte e a notação maiúscula relacionada com o fator de Taylor apresentado posteriormente no texto.

é a pressão especifica do par de material e ferramenta que pode ser modelada por diferentes abordagens (ARAUJO, 1999).

$$\vec{F} = \vec{k}.A_D \qquad [N] \qquad (II.5)$$

A força de usinagem *F*, escrita na equação acima, apresenta uma pressão específica em cada direção das direções ativas de corte (k_s na direção de corte, k_f na direção de avanço). Estas forças podem ser medidas por um dinamômetro orientado segundo as direções de corte e avanço no torneamento e a pressão específica média calculada experimentalmente.

$$F_c = k_s.A_D \qquad [N]$$
$$F_f = k_f.A_D \qquad [N] \qquad (II.6)$$

Diversos autores modelaram a pressão especifica de corte e um dos mais antigos e ainda utilizados na literatura nacional é o modelo de Kienzle (MACHADO, 2009), que fornece valores aproximados e generalizados de *k*. A Equação de Kienzle (II.7) é mostrada a seguir:

$$k_s = k_{s1}.h^{-Z} \qquad [N/mm^2] \qquad (II.7)$$

Os valores de k_{s1} e (1-*Z*) são obtidos de forma experimental, mediante ensaios feitos para cada material específico.

A pressão específica de corte leva em consideração o cálculo da espessura de corte *h* (Equação II.8) e da largura de corte *b* (Equação II.9). Para 45º < χ < 75º e (a_p / f) > 4, não se verificam variações significativas na pressão específica de corte (k_s).

$$h = f.\,sen\chi \qquad [mm] \qquad (II.8)$$

$$b = \frac{a_p}{sen\chi} \qquad [mm] \qquad (II.9)$$

onde a_p é a profundidade de corte.

Outra fonte para cálculo da pressão específica de corte é fornecida pelo fabricante de ferramentas de corte Sandvik (SANDVIK, 1994), que fornece em seu catálogo a pressão específica de corte, considerando a espessura de corte igual a 0,4 mm, portanto, o valor de k_s, na verdade, torna-se $k_{s0,4}$. Além disso, esse fabricante adotou o parâmetro de Kienzle *Z* = 0,29 para todos os materiais, gerando a Equação II.10:

$$k_s = k_{s0,4}\left(\frac{0.4}{h}\right)^{0,29} \quad [\text{N/mm}^2] \qquad \text{(II.10)}$$

A seguir, será apresentado como a força passiva exerce influência sobre a determinação da força de corte e da força de avanço.

II.3 - Força de usinagem com deflexão da peça

O cálculo da força de usinagem apresentado anteriormente não considera a deflexão da peça provocada pela força de corte e pela força passiva. A área do cavaco é constante e o deslocamento da peça não influencia o modelo.

Porém, quando a ferramenta ou a peça tem um deslocamento estático ou dinâmico, a profundidade de corte é influenciada por um deslocamento δ, como será apresentado na Equação II.11:

$$a_p^* = a_p + \delta \quad [\text{mm}] \qquad \text{(II.11)}$$

onde a_p^* é a profundidade de corte a_p, sob influência do deslocamento δ.

Assim, F_c e F_f passam a ter novos valores em função de a_p^*, como será visto a seguir:

$$F_c = k_c \,.\, ap^* \,.\, f \quad [\text{N}]$$
$$F_f = k_f \,.\, ap^* \,.\, f \quad [\text{N}] \qquad \text{(II.12)}$$

Observa-se na Figura II.10 o engaste da peça na castanha e a força de flexão a que a peça está submetida. Nela pode-se perceber que, considerando os dois diâmetros d_1 e d_2, antes e depois da operação de usinagem como aproximadamente iguais a d e a posição da ferramenta em relação a castanha l, que varia de L, na extremidade da peça, até zero, quando a ferramenta quase toca na castanha, é possível calcular a deflexão δ através da teoria da flexão simétrica, como apresentado na equação II.13.

$$\delta = \frac{F_p . l^3}{3.E.I_y} \qquad \text{(II.13)}$$

onde E é o módulo de elasticidade do material da peça e I_y o momento de inércia da peça na direção y, que no caso da barra cilíndrica será:

$$I_y = \frac{\pi . r_1^4}{4} \qquad \text{(II.14)}$$

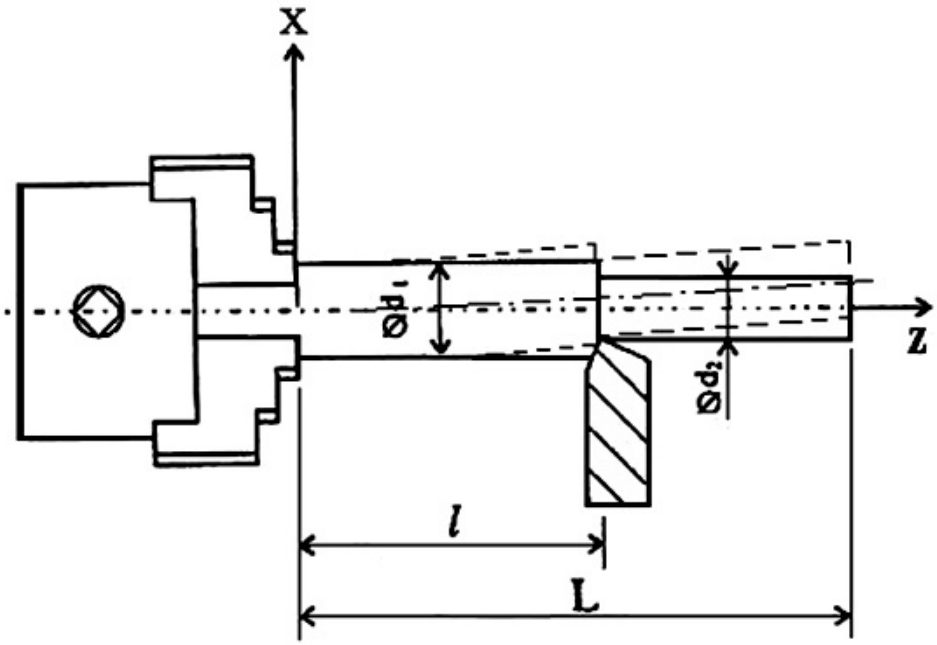


Figura II.10 - Flexão da peça durante o torneamento (ALTINTAS, 2000)

Com a deflexão da peça prevista, ocorre a visualização do comportamento dinâmico da usinagem, que aliada ao avanço da ferramenta, gerará a rugosidade de superfície da peça.

Capítulo III – Determinação das condições de usinagem usando o programa SGF

Dentro do objetivo de avaliar experimentalmente uma operação de torneamento com parâmetros de corte otimizados computacionalmente, será apresentado, neste capítulo, o princípio de funcionamento do módulo de manufatura do programa computacional SGF - Sistema de Gerenciamento da Fabricação (OLIVEIRA, J., 2009). Para melhor entendimento do funcionamento do SGF, primeiramente serão mostrados os aspectos metrológicos considerados no desenvolvimento do programa para a geração dos parâmetros de corte otimizados, como a rugosidade de superfície e os critérios de determinação do tempo de vida de uma ferramenta de corte, além das condições econômicas de usinagem.

III.1 - Integridade superficial no torneamento

III.1.1 - Acabamento superfícial

Devido à influência das forças de usinagem e da deflexão da peça e/ou da ferramenta, a usinagem de um material gera uma superfície sujeita a desvios de forma, que podem influenciar significativamente a função da peça, se não forem devidamente controlados. Na operação de torneamento, como nas demais operações de usinagem, os desvios de forma são divididos em seis ordens distintas de acordo com a seguinte classificação (MESQUITA, 1992). Na Figura III.1, pode-se observar as 4 primeiras ordens. São elas:

- 1ª ordem - Pode ser constatado após exame de todo o perfil efetivo, apresentando formato não plano ou ovalado;
- 2ª ordem - Na maioria das vezes são desvios periódicos, em forma de ondulações, que se apresentam na superfície efetiva;
- 3ª ordem - Apresentam-se em forma de ranhuras, que se repetem regularmente, provenientes, por exemplo, da forma do gume da ferramenta de corte e
- 4ª ordem - São estrias, escamas ou ressaltos provenientes, por exemplo, do processo de formação do cavaco.

Os desvios de forma de 5ª e 6ª ordens não são representados graficamente em forma simples. São eles:

- 5ª ordem - São originados, por exemplo, do processo de corrosão da superfície do material e
- 6ª ordem - São apresentados na estrutura reticulada do material.

Os desvios de 1ª e 2ª ordem são desvios de forma a serem verificados por suas respectivas tolerâncias geométricas. Os desvios de 3ª a 5ª ordem correspondem à rugosidade da superfície. Os desvios de 3ª, 4ª e 5ª ordem (rugosidade) podem ser determinados através de um aparelho chamado de rugosímetro, que é um aparelho utilizado para medição de rugosidade de superfície.

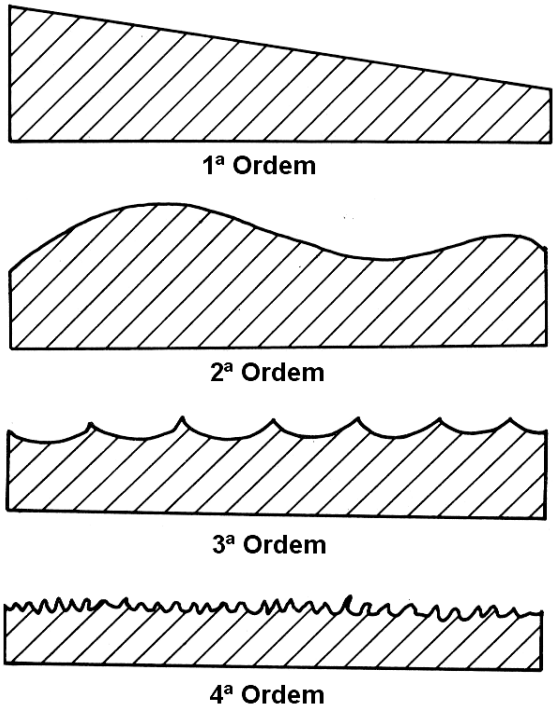


Figura III.1 - Desvios geométricos de 1ª, 2ª, 3ª e 4ª ordens (AGOSTINHO *et al.*, 1977)

A seguir, serão conceituados dois parâmetros de rugosidade de superfície, utilizados pelo SGF como critério para seleção do avanço ótimo.

III.1.2 - Rugosidade de superfície

A rugosidade de uma superfície é determinada de acordo com a forma como é feita sua medição. No Brasil, a ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas - adotou o sistema da "Linha Média" (M). Este é o sistema mais utilizado em todo o mundo. No sistema "M" todas as grandezas de medição são definidas a partir de uma linha paralela à direção geral do perfil, no comprimento de amostragem, linha esta que divide o perfil de rugosidade de modo que o somatório das áreas dos picos seja igual ao somatório das áreas dos vales.

Segundo ALMEIDA (2008), a rugosidade de superfície desempenha um papel importante no comportamento dos componentes mecânicos, influindo na resistência ao desgaste, no ajuste forçado de acoplamentos, na resistência à corrosão e à fadiga, no escoamento dos lubrificantes e na aparência da peça.

Um dos diversos parâmetros que quantifica a rugosidade é o desvio aritmético médio do perfil avaliado (R_a - *roughness average*) (ABNT NBR ISO 4287, 2002), que é a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas de afastamento *yi* dos pontos do perfil de rugosidade em relação à linha média, dentro do percurso de medição, conforme mostrado na Figura III.2 e definido na Equação III.1.

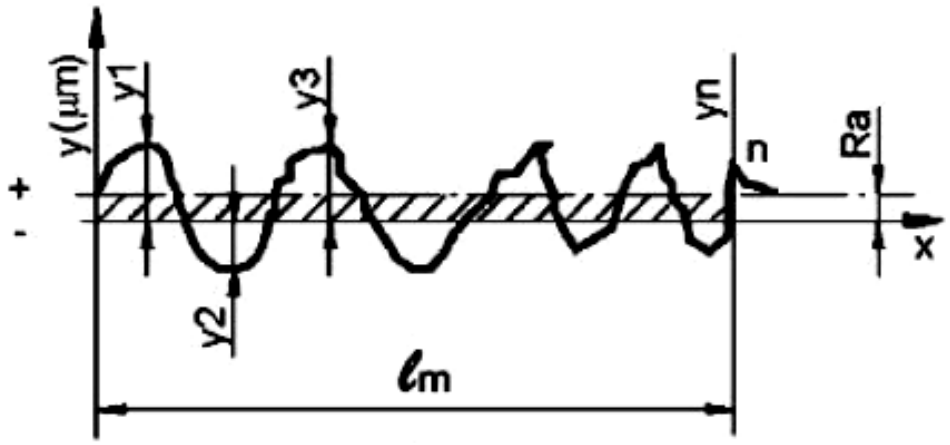


Figura III.2 - Definição da rugosidade R_a (ALMEIDA, 2008)

$$R_a = \frac{y1 + y2 + ... + yn}{n} \qquad [\mu m] \qquad \text{(III.1)}$$

Outro parâmetro de medição da rugosidade de superfície é a altura total do perfil (R_t) (ABNT NBR ISO 4287, 2002), que corresponde à distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo no comprimento de medição (l_m), independentemente dos valores de rugosidade em um comprimento de amostragem (*cut-off* - l_e), visto na Figura III.3.

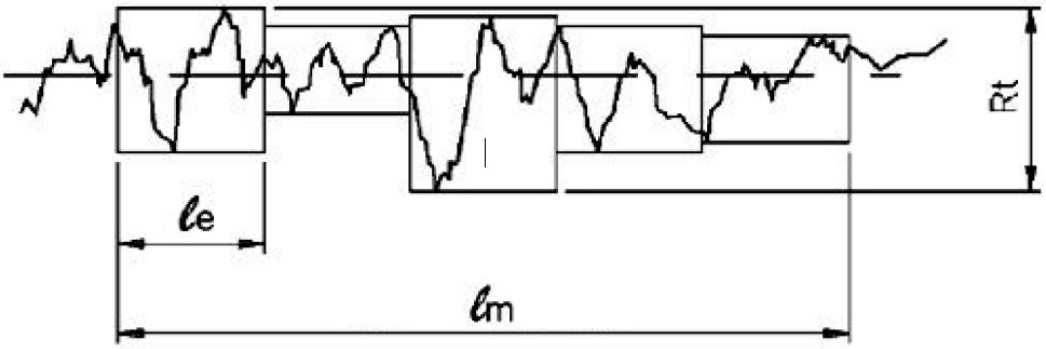


Figura III.3 - Definição da rugosidade R_t (ALMEIDA, 2008)

Os valores teóricos de R_a e R_t podem ser expressos pelas Equações III.2 e III.3, respectivamente. Essas equações consideram o avanço da ferramenta f, em mm/rotação e o raio de ponta da ferramenta r_ε, em mm, porém, não levam em consideração outros fatores, tais como a vibração e o desgaste da ferramenta de corte.

$$R_a = \frac{f^2}{31{,}2 r_\varepsilon} \qquad [mm] \qquad \text{(III.2)}$$

$$R_t = \frac{f^2}{8 r_\varepsilon} \qquad [mm] \qquad \text{(III.3)}$$

As equações III.2 e III.3 também permitem a determinação de valores teóricos de avanço máximo da ferramenta de corte em função de um valor de rugosidade de superfície preestabelecido.

Para a medição da rugosidade no rugosímetro, utiliza-se o *cut-off* (l_e), diferente da distância percorrida pelo apalpador do aparelho, que é o comprimento de avaliação (l_m). A norma ISO recomenda que a distância total nos rugosímetros correspondam a cinco vezes o comprimento de amostragem, para indicar o valor médio (ROSA, 2004 e ALMEIDA, 2008).

III.2 Vida da ferramenta

Denomina-se vida de uma ferramenta, o tempo que a mesma trabalha efetivamente, deduzidos os tempos passivos, até perder a sua capacidade de corte, dentro de um critério estabelecido. (FERRARESI, 1977). A perda da capacidade de corte é avaliada geralmente através de um determinado grau de desgaste (exceto certos casos de usinagem com pastilha de cerâmica). Os fatores que determinam a fixação de um determinado desgaste e, consequentemente, a vida da ferramenta, são vários.

A ferramenta deve ser retirada da máquina quando (FERRARESI, 1977):

- O desgaste da superfície de saída da ferramenta atingir determinadas proporções, que possa ocasionar uma quebra do gume cortante;
- Os desgastes chegam a valores no qual a temperatura do gume cortante, proveniente em grande parte do atrito da ferramenta com o cavaco e com a peça, se aproxima da temperatura na qual a ferramenta perde o fio de corte;
- O desgaste da superfície de folga da ferramenta ocasiona um erro na dimensão, superior à tolerância dimensional pré-estabelecida para a dimensão;
- O acabamento superficial da peça usinada não é mais satisfatório;
- O aumento da força de usinagem, proveniente dos desgastes elevados da ferramenta, interfere no funcionamento da máquina.

Quando o desgaste da ferramenta evolui de maneira gradual e contínua, torna-se necessária a definição de grandezas mensuráveis para quantificar o dano, assim como se definir um critério de fim de vida da ferramenta, ou seja, um valor máximo de desgaste, a partir do qual a ferramenta tornar-se-á imprópria para o desempenho da função. De acordo com a norma ISO 3685 (ISO 3685, 1993), define-se como critério de fim de vida de uma ferramenta, um predeterminado valor limiar da quantidade de desgaste da ferramenta.

Vários fatores intervêm no desgaste, tais como abrasão mecânica, difusão intermetálica e oxidação. Estes fatores estão relacionados com a temperatura de corte que depende, principalmente, da velocidade de corte. (OLIVEIRA, J., 2009).

A velocidade de corte é, sem dúvida, o parâmetro de maior influência no desgaste em uma ferramenta de corte de usinagem. Ela é diretamente responsável pelo aumento de

temperatura na região de formação de cavacos. (MACHADO *et al.*, 2009).

O tempo para o fim de vida de uma ferramenta (*T*) foi modelado por Taylor (MACHADO *et al*. 2009) em função da velocidade de corte V_c, em m/min, e de uma constante empírica x conforme a Equação III.4, para um determinado avanço e profundidade de corte, sendo conhecida como fórmula de Taylor simples.

$$T \,.\, V_c^{\,x} = K \qquad \text{(III.4)}$$

Os cálculos de otimização, quando feitos com utilização da fórmula de Taylor, apresentam a limitação de só serem válidas para um único avanço e uma única profundidade de corte. Para resolver esse problema em situações de otimização das condições de corte, foi desenvolvida outra equação que relaciona o tempo de vida com a velocidade de corte, porém, de maneira generalizada (MESQUITA, 1980). Tal equação é chamada de fórmula expandida de Taylor (Equação III.5), onde os valores *C*, *E*, *F*, *G*, e *H* são constantes empíricas e *K* é um critério genérico de desgaste, por exemplo, o desgaste de flanco.

$$V_c = C \,.\, f^E \,.\, a_p{}^F \,.\, T^G \,.\, VK^H \qquad \text{(III.5)}$$

Apesar da necessidade de obtenção de maior quantidade de pontos para a determinação de seus parâmetros (MESQUITA, 1980; LINDSTRÖM, 1989), uma vez determinados, esta relação mesma poderá ser utilizada para quaisquer valores de avanço e profundidade de corte. Tal alternativa, portanto, torna-se a mais interessante em otimização dos parâmetros de usinagem, em função das combinações necessárias entre avanços e rotações (OLIVEIRA, J., 2009).

III.3 - Condições econômicas de usinagem

III.3.1 - Determinação da velocidade de mínimo custo

Para o caso do torneamento cilíndrico, a determinação do custo de fabricação é realizada a partir do custo total por peça C_p a partir de constantes empíricas C_1, C_2 e C_3, em R$, para determinação do custo total de fabricação por peça, para um determinado par ferramenta-peça com avanço f e profundidade de corte a_p constantes (FERRARESI, 1977), conforme apresentado na Equação III.6:

$$C_p = C_1 + \frac{\pi.d_1.l_u}{60000.f.V_c}.C_2 + \frac{\pi.d_1.l_u.V_c^{x-1}}{1000.f.K}.C_3 \qquad \text{[R\$]} \qquad \text{(III.6)}$$

onde C_1 é a constante de custo independente da velocidade de corte, C_2 é a soma das despesas totais de mão de obra e hora-máquina, C_3 é a constante de custo relativo à ferramenta, d_1 é o diâmetro da peça a ser usinada, em mm e l_u é o comprimento de avanço, em mm.

A Figura III.4 apresenta a contribuição das três parcelas de custo na composição do custo total de fabricação por peça.

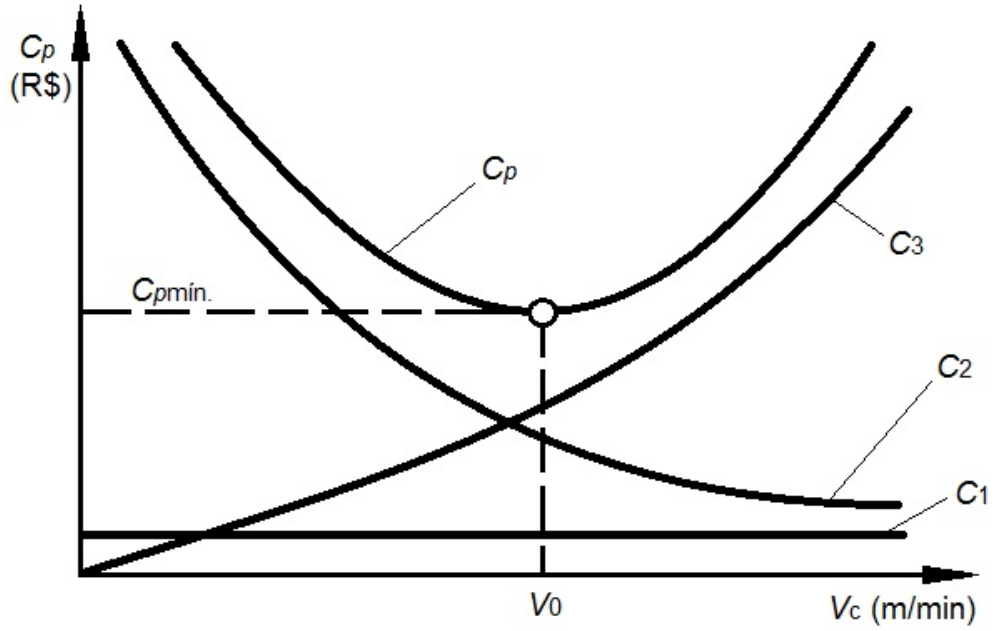


Figura III.4 - Representação qualitativa dos custos e da velocidade de mínimo custo (MACHADO *et al*., 2009)

Para se obter a velocidade de mínimo custo V_0 (Figura II.14), deriva-se a Equação III.6 em relação à velocidade de corte V_c e iguala-se o resultado a zero, obtendo-se:

$$V_0 = \sqrt[x]{\frac{C_2 \times K}{60 \times (X-1) \times C_3}} \qquad \text{[m/min]} \qquad \text{(III.7)}$$

III.3.2 - Determinação da velocidade de máxima produção

A determinação da velocidade de máxima produção se dá a partir da redução dos tempos inerentes ao ciclo de usinagem de uma peça pertencente um lote de Z peças (FERRARESI, 1977), conforme escrito na Equação III.8.

$$t_t = t_c + \left[t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} \right] + \left(\frac{t_c}{T} - \frac{1}{Z} \right) \times \left[t_{ft} + t_{fa} \right] \qquad \text{[min]} \qquad \text{(III.8)}$$

onde t_t é o tempo total de usinagem de uma peça, t_c é o tempo de corte, t_s é o tempo de carga e descarga da máquina, t_a é o tempo de aproximação e de afastamento da ferramenta de corte, t_p é o tempo de preparo da máquina, t_{ft} é o tempo de troca da ferramenta, t_{fa} é o tempo de afiação da ferramenta, T é o tempo de vida de uma aresta de corte e Z é o número total de peças no lote.

Reescrevendo-se a Equação III.8 em função dos parâmetros de usinagem, tem-se a Equação III.9.

$$t_t = \frac{l_u \times \pi \times d_1}{1000 \times f \times V_c} + \left[t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} \right] + \left(\frac{l_u \times \pi \times d_1 \times V_c^{x-1}}{1000 \times f \times K} - \frac{1}{Z} \right) \times \left[t_{ft} + t_{fa} \right] \qquad \text{[min]} \qquad \text{(III.9)}$$

Para se obter a velocidade de máxima produção V_{mxp}, deriva-se a Equação III.9 em relação à V_c e iguala-se o resultado a zero, obtendo-se:

$$V_{mxp} = \sqrt[x]{\frac{K}{(x-1) \times \left(t_{ft} + t_{fa} \right)}} \qquad \text{[m/min]} \qquad \text{(III.10)}$$

III.4 - O programa SGF e a otimização do torneamento

O programa computacional SGF (Sistema de Gerenciamento da Fabricação) é um aplicativo desenvolvido em VBA (*Visual Basic for Application*) por OLIVEIRA, J. (2009), com o objetivo de integrar as três etapas da fabricação de um produto: o projeto, a fabricação (por usinagem) e a medição dimensional (OLIVEIRA, J., 2009), sendo o aplicativo dividido em três módulos com essas respectivas etapas, além de um módulo educativo.

Com relação ao módulo de manufatura, cujo esquema de funcionamento é visto na Figura III.5, deseja-se determinar os parâmetros ótimos de fabricação (avanço, velocidade de corte e profundidade de corte), além do estabelecimento da ferramenta de corte e porta-ferramenta, considerando-se a condição de mínimo custo ou a de máxima produção. Inicialmente, deve-se inserir alguns dados, tais como: as dimensões iniciais e finais da peça a ser fabricada; a rugosidade pretendida, em função das exigências funcionais da peça; a potência e o rendimento da máquina-ferramenta; os parâmetros de Kienzle; dados de custo, como por exemplo, o homem-hora, a hora-máquina e os custos gerais indiretos; a geometria da ferramenta de corte, etc. Em seguida, são obtidos os parâmetros da fórmula expandida de Taylor, através de um banco de dados anexado ao SGF, informando o tipo de ferramenta e o material do corpo de prova a ser utilizado. O banco de dados fornece os fatores empíricos *C*, *E*, *F* e *G* da fórmula expandida de Taylor que são inseridos neste módulo (Figura III.5).

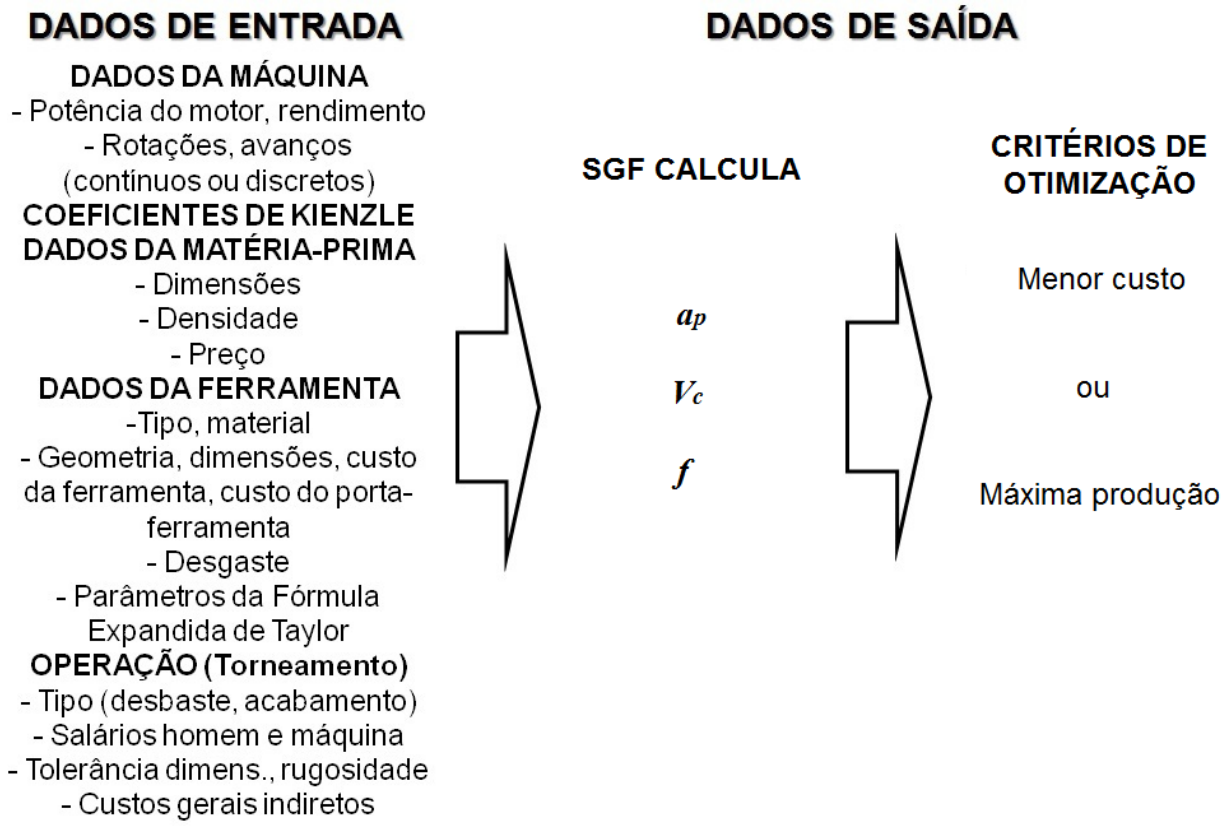


Figura III.5 - Fluxograma de funcionamento do módulo de manufatura do SGF

O desgaste de flanco da ferramenta de corte é definido a partir da tolerância dimensional, do tipo de usinagem (desbaste ou acabamento) e da ferramenta de corte. O programa SGF calcula o avanço máximo permitido $f_{\max}$ de três formas: em função de parâmetro R_t, em função do parâmetro R_a e de acordo com um fator limitante da espessura de corte (OLIVEIRA, J., 2009). O avanço máximo permitido considerando-se o parâmetro R_t é dado pela Equação III.11, enquanto que, em função do parâmetro R_a, esse avanço máximo poderá ser calculado pela Equação III.12 (CASSIER, 1986) ou pela Equação III.13 (PRASAD, 1997).

$$f_{\max} = \sqrt{8 \times r_\varepsilon \times R_t} \quad \text{[mm/rot]} \qquad \text{(III.11)}$$

$$f_{\max} = \sqrt{31 \times (R_a / 1000) \times r_\varepsilon} \quad \text{[mm/rot]} \qquad \text{(III.12)}$$

$$f_{\max} = \sqrt{18 \times \sqrt{3} \times (R_a / 1000) \times r_\varepsilon} \quad \text{[mm/rot]} \qquad \text{(III.13)}$$

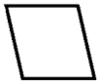
onde $f_{\max}$ é o avanço máximo permitido em mm/rot, R_t em mm, R_a em μm e r_ε = raio de arredondamento da ponta da ferramenta em mm.

Por outro lado, o avanço máximo permitido em função da espessura de corte é obtido através do ângulo de posição χ da ferramenta, do raio de arredondamento da ponta da ferramenta r_ε e do fator limitante da espessura do cavaco GF_h, conforme a Equação III.14. O

valor de GF_h é obtido através da Tabela III.1, em função da forma do inserto e do ângulo de saída da ferramenta (JUNIOR, 1995).

$$f_{\max} = GF_h \times \frac{r_\varepsilon}{sen\chi} \quad \text{[mm/rot]} \qquad \text{(III.14)}$$

Tabela III.1 - Fator limitante da espessura do cavaco

	FATOR LIMITANTE PELA FORMA DO INSERTO	
FORMA DO INSERTO	***GF*$_h$**	
	NEGATIVA	POSITIVA
DN  DP	0,70	0,60
IN  IP	0,70	0,60
CN  CP	0,75	0,65
SN  SP	0,80	0,70

O SGF no entanto, não leva em consideração as influências das forças estáticas e seus efeitos na rugosidade superficial. As forças aplicadas ao elemento usinado provocam deformação e deflexão na peça, o que pode comprometer o resultado final da operação.

No capítulo IV é apresentada a metodologia experimental deste trabalho, com a seleção da máquina-ferramenta, seleção da ferramenta de corte, o dimensionamento do corpo de prova, o passo a passo para a otimização dos parâmetros de corte utilizando o módulo de manufatura do SGF, o resultado das simulações propostas para os experimentos realizados, a preparação do torno e os equipamentos utilizados no monitoramento das forças de corte e deslocamento da peça.

Capítulo IV - Materiais e métodos

O objetivo deste capítulo é apresentar o desenvolvimento experimental, visando ajustar os parâmetros de fabricação para o torneamento cilíndrico externo, previamente otimizados pelo programa, considerando a influência de tais parâmetros na interação do sistema máquina-ferramenta-peça, e esta, por sua vez, no acabamento superficial da peça a ser torneada, objetivando assim um upgrade na otimização dos parâmetros de corte gerados pelo SGF.

Dentro deste contexto, inicialmente, com o intuito de se realizar uma avaliação do comportamento da rugosidade de superfície em função dos parâmetros otimizados, gerados pelo SGF e o monitoramento das forças oriundas do processo de usinagem dos corpos de prova, foi realizado um experimento inicial. A partir dos primeiros resultados experimentais, foram implementadas alterações nos corpos de prova, com o objetivo de extrair informações mais elucidativas para este estudo. Os experimentos receberam monitoramento de sinal de posição do corpo de prova e das forças exercidas nos eixos *x* (Direção da Força Passiva *Fp*) e *y* (Direção de Corte - Força de Corte *Fc*). Para os experimentos realizados para essa dissertação, foi monitorada, também, a força exercida no eixo z (Direção da Força de Avanço *Ff*).

IV.1 - Usinagem dos corpos de prova

A usinagem dos corpos de prova partiu de um material cilíndrico produzido por laminação, que em um primeiro momento sofreu um passe de torneamento a partir de sua condição superficial bruta, bastante irregular. A partir da avaliação do comportamento do material nas primeiras usinagens na máquina selecionada (etapa de testes), o corpo de prova recebeu o formato apropriado para o experimento.

Nesta seção, será apresentada a metodologia utilizada nesta etapa dos experimentos, dividido em:

- Seleção do material a ser usinado, forma e dimensões;
- Seleção da máquina-ferramenta, com sua respectiva ferramenta e porta-ferramenta;
- Geração dos dados de usinagem e estabelecimento dos parâmetros ótimos de usinagem.

IV.1.1 - Seleção do corpo de prova

O material escolhido para a usinagem foi o aço ABNT/SAE 1020, que é um aço com baixo teor de carbono e boa usinabilidade. De acordo com a norma SAE J 403 (2001), para que um aço SAE 1020 seja caracterizado como tal, deverá possuir seus elementos com valores dentro da composição química apresentada na Tabela IV.1.

Tabela IV.1 - Composição química do aço SAE 1020 em % de peso (SAE J 403, 2001)

Classificação SAE J 403	**C**	**Mn**	**$P_{máx}$**	**$S_{máx}$**
1020	0,18 – 0,23	0,30 – 0,60	0,030	0,050

Os experimentos que precederam este trabalho (NERY *et al*., 2012) foram feitos a partir de uma barra redonda com diâmetro de 2 polegadas (50,8 mm), com 120 mm de comprimento. Após as primeiras usinagens, foram encontradas evidências de que a peça usinada deslizava para o interior da placa universal do torno, que fixava a peça, durante sua usinagem. Após análise do funcionamento da placa e não encontrando evidências de mal funcionamento da mesma, foi produzido um rebaixo com 3 mm de profundidade e 30 mm de comprimento, com o objetivo de anular esta ocorrência. Após usinagens de teste do monitoramento das forças e posicionamentos transversais, obteve-se o formato final do corpo de prova (Figura IV.1), com as dimensões de referência para a otimização da usinagem.

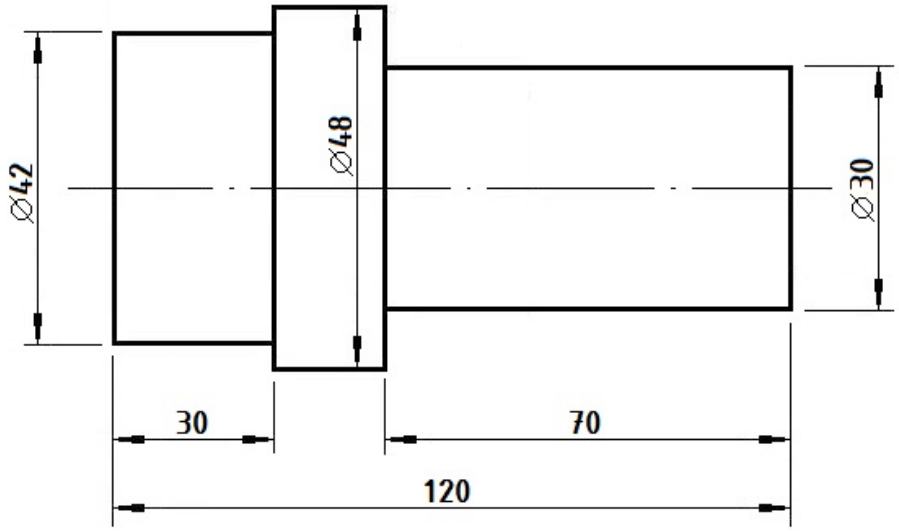


Figura IV.1 - Amostra do estudo prévio - dimensões em mm (NERY *et al*., 2012)

Com o intuito de amplificar os resultados de monitoramento do sinal de posição da peça durante os novos experimentos, através da diminuição do diâmetro do corpo de prova, baseado na teoria das Equações II.13 e II.14, a matéria-prima utilizada para os novas amostras foi substituída e passou a ser de diâmetro igual a 1 polegada (25,4 mm). Um tarugo, também de aço ABNT 1020 produzido por laminação, foi cortado em barras com 155 mm cada, que foram pré-usinados, totalizando 10 amostras (Figuras IV.2 e IV.3), com rebaixo usinado a partir do experimento anterior. A parte da amostra (Figura IV.2) com diâmetro de 21,5 mm foi fixada na placa universal do torno, deixando a parte que tem diâmetro de 24 mm por 72 mm de comprimento livre no torno para ser usinada.

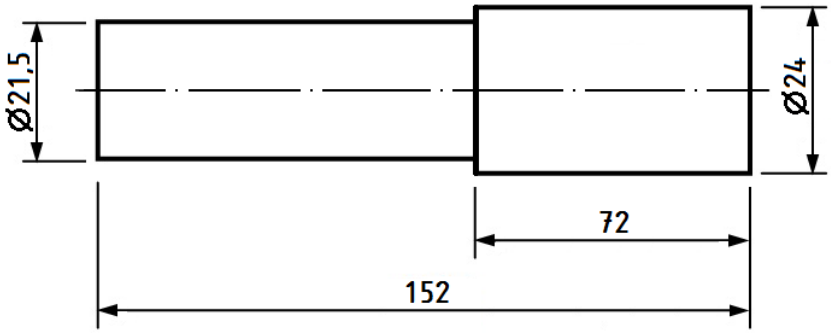


Figura IV.2 - Vista da amostra - dimensões em mm



Figura IV.3 - Barra bruta *versus* amostra pré-usinada - dimensões em mm

IV.1.2 - Seleção da máquina-ferramenta e da ferramenta de corte

A máquina-ferramenta utilizada na fase experimental foi um torno convencional Nardini, modelo Mascote MS 205 x 1000 (Figura IV.4), instalado no Laboratório de Pesquisas em Usinagem (LABUS), do CEFET/RJ - Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca. A escolha de um torno convencional para a execução dos experimentos deveu-se à agilidade para composição dos parâmetros de corte na mesma, além da flexibilidade para montagem dos sensores que fariam o monitoramento das forças e do posicionamento transversal do corpo de prova durante a usinagem. Este torno possui uma gama de 18 velocidades de rotação disponíveis. Além disto, esta máquina-ferramenta possui também 48 avanços longitudinais e 48 avanços transversais. As características do torno são apresentados na Tabela IV.2.

A ferramenta de corte (Figura IV.5) e seu respectivo porta-ferramenta (Figura IV.6) foram selecionados de acordo com a matéria-prima a ser usinada (aço ABNT 1020) e a operação a ser feita (desbaste na parte externa do corpo de prova com comprimento determinado). Foram consultadas tabelas da Widia (2005) e da Sandvik (2008), no qual foi selecionada a pastilha de metal duro com o código DCMT 11 T3 04-UR, fabricada pela Sandvik.

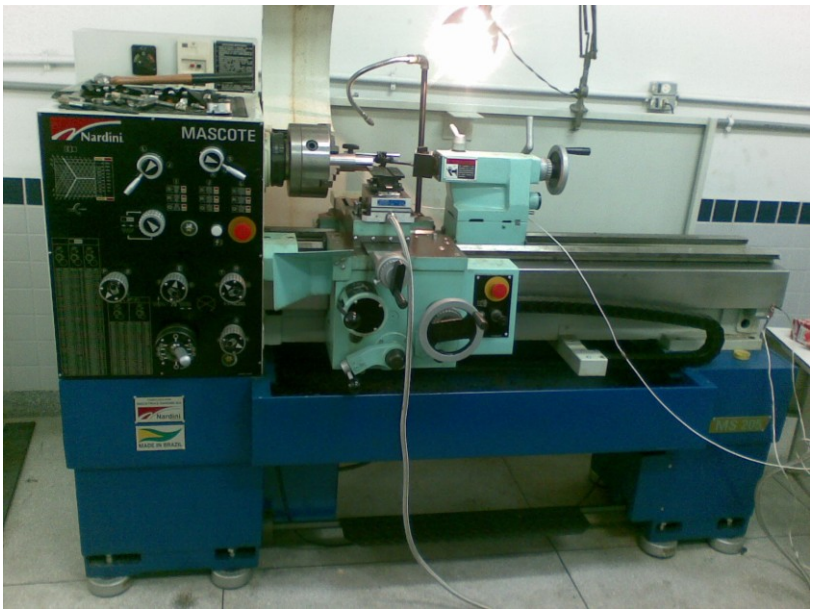


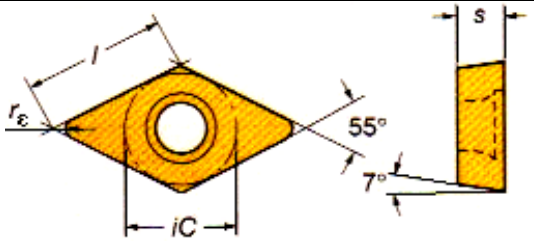
Figura IV.4 - Torno Nardini Mascote instalado no LABUS - CEFET/RJ

Tabela IV.2 - Características do torno mecânico utilizado para o experimento

Fabricante: Nardini
Modelo: Mascote MS 205 x 1000
Diâmetro admissível sobre o barramento: 410mm
Distância entre pontas: 1000mm
Curso do carro transversal: 225mm
Diâmetro do furo da árvore: 46mm
Gama de rotações: (18) 31,5 - 2500rpm
Número de roscas: 192
Potência do motor principal: 6,75 CV
AVANÇOS
- Avanços longitudinais (mm/rot): 0,042 - 1,013 (Total 48)
- Avanços transversais (mm/rot): 0,021 - 0,5 (Total 48)
Eficiência (estimada): 80%



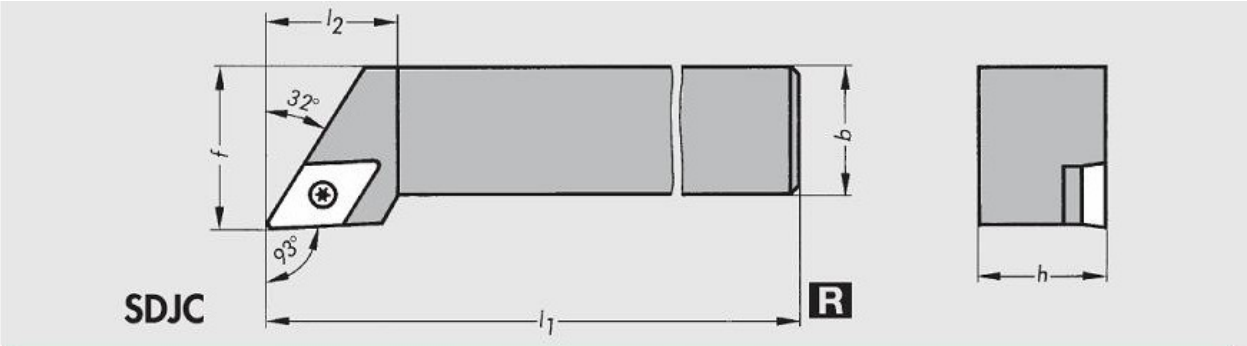
DCMT-UR



l	11,6 mm
s	3,97 mm
r_ε	0,4 mm
iC	9,52 mm

Figura IV.5 - Dados da pastilha de corte selecionada (SANDVIK, 2008)

A haste porta-pastilha utilizada (Figura IV.6) segue a especificação padrão compatível com a pastilha de corte selecionada. O código da haste é SDJC R/L 2525M11 (WIDIA, 2005).



SDJC $\chi = 93°$

	Designação	Código R	Código L	Inserto	h	b	f	l_1	l_2
07	SDJC R/L 1010E07	1 215 72 702 00	...703 00	DC...0702...	10	10	12	70	14
	...1212F07	1 205 56 112 00	...212 00		12	12	16	80	14
	...1616H07	...115 00	...215 00		16	16	20	100	14
	...2020K07	...119 00	...219 00		20	20	25	125	14
11	...1212F11[1]	1 215 72 704 00	...705 00	DC... 11T3...	12	12	16	80	21
	...1616H11	1 205 56 116 86[*]	...216 86[*]		16	16	20	100	21
	...1616H11N[1]	1 215 72 706 00	...707 00		16	16	20	100	21
	...2020K11	1 205 56 120 86	...220 86		20	20	25	125	21
	...2020K11N[1]	1 215 72 768 00[*]	...769 00[*]		20	20	25	125	21
	...2525M11	**1 205 56 124 86**	**...224 86**		**25**	**25**	**32**	**150**	**21**
15	...2020K15	...121 86	...221 86		20	20	25	125	26
	...2525M15	...125 86	...225 86	DC...1504...	25	25	32	150	26
	...3225P15	...332 86	...432 86		32	25	32	170	26

Figura IV.6 - Dados da haste porta-pastilha selecionada (WIDIA, 2005)

IV.1.3 - Seleção dos parâmetros de usinagem

Na etapa de geração dos parâmetros para usinagem das amostras, foi utilizado o módulo de manufatura do SGF (OLIVEIRA, J., 2009). Inicialmente, foi necessário inserir as informações de potência e rendimento do torno (Tabela IV.2), da fórmula de Kienzle, geometria da ferramenta de corte, etc, conforme Figura IV.7, que apresenta uma das telas de inserção de dados deste módulo.

No projeto do experimento (Figura IV.8 e Tabela IV.3) foi necessário definir as profundidades de corte a serem utilizadas e a rugosidade da superfície do produto final, de acordo com a operação a ser realizada, de desbaste (Tabela IV.4). Os valores determinados no projeto do experimento foram inseridos na etapa de otimização do módulo de manufatura (Figura III.5), para que fosse determinada a gama de avanços f possíveis, para seleção daquele que fornecesse o menor custo de geração da dimensão, aliado à velocidade de corte e profundidade de corte.

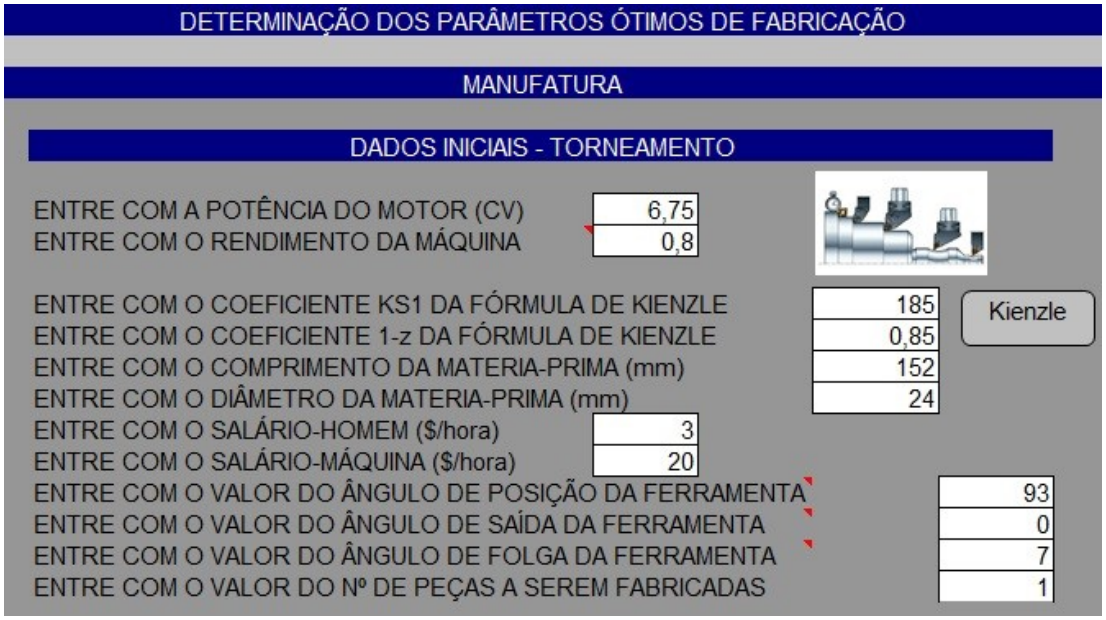


Figura IV.7 - Dados iniciais para torneamento no SGF (OLIVEIRA, J., 2009)

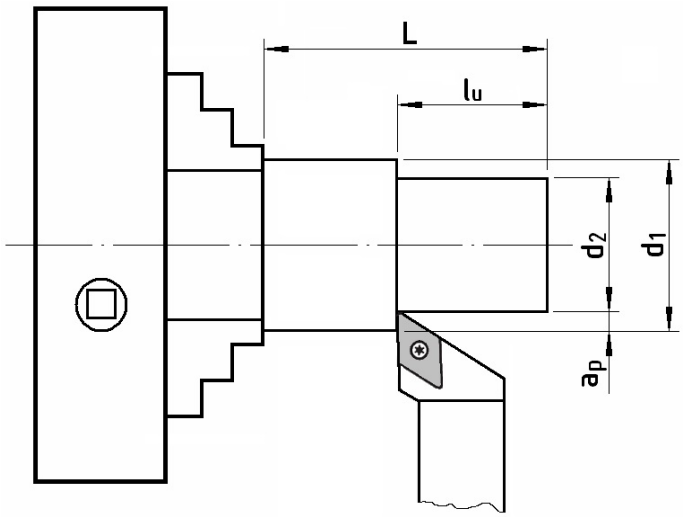


Figura IV.8 - Esquema da montagem da amostra no torno

Tabela IV.3 - Dados do projeto do experimento

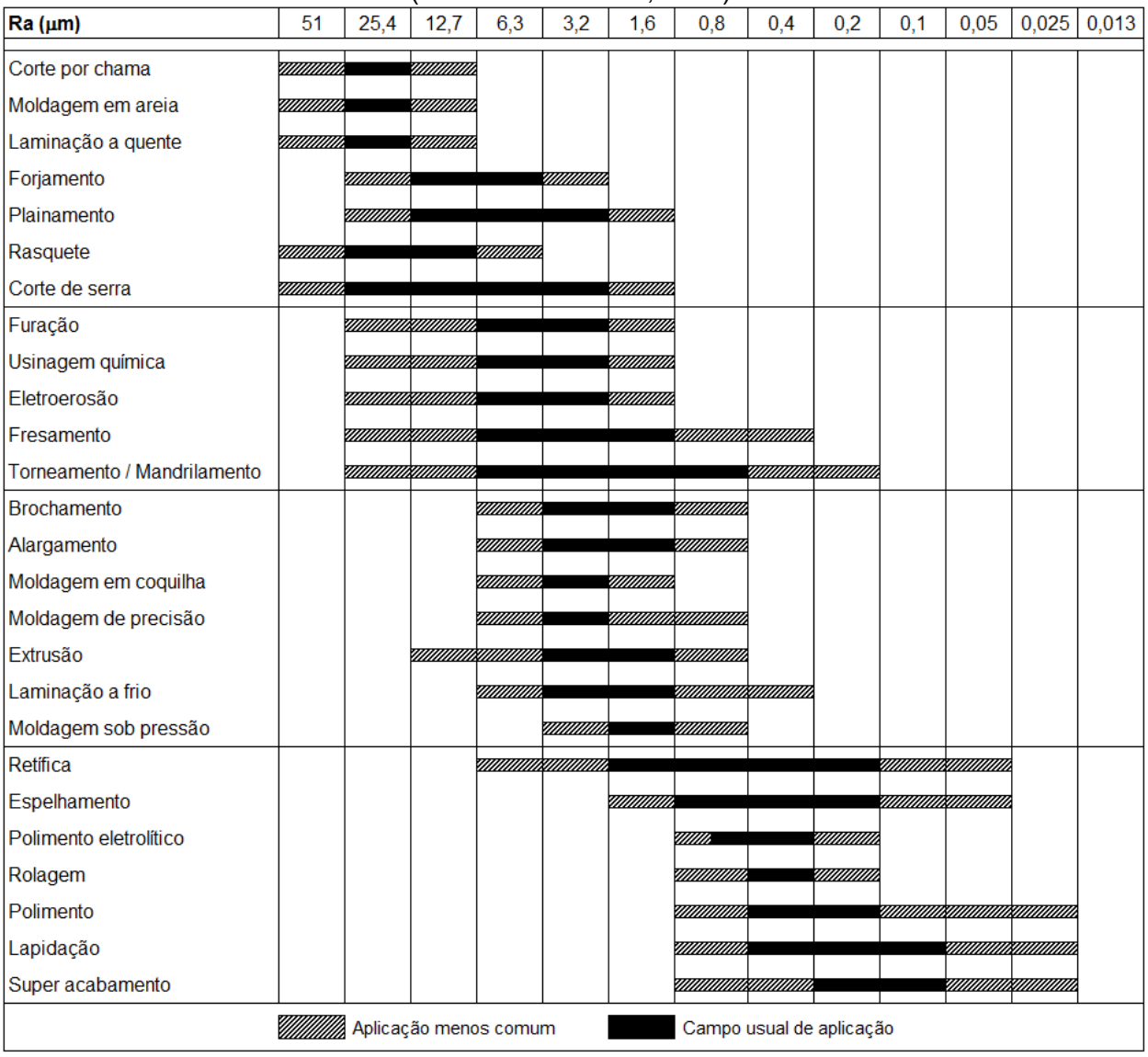
Dados do Projeto	
Diâmetro inicial (d_1)	24 mm
Diâmetro final (d_2)	Vide texto
Profundidade de corte (a_p)	
Comprimento usinado da amostra (l_u)	40 mm
Comprimento livre da amostra (L)	72 mm
Acabamento Superficial (R_a)	3,2 μm

Para que fosse possível avaliar o comportamento do conjunto máquina-ferramenta-peça, foi tomada como variável nesta etapa de otimização apenas o diâmetro final d_2, que consequentemente tornou variável o valor da profundidade de corte a_p, em função de d_2. Os

diâmetros d_2 escolhidos foram 23 mm, 22 mm, 21 mm e 20 mm, com tolerância dimensional estimada em ±0,05mm, gerando profundidades de corte a_p de, respectivamente, 0,5 mm, 1 mm, 1,5 mm, e 2 mm, para 7 corpos de prova, sendo utilizados na seguinte proporção: 1 (um) corpo de prova para profundidade a_p = 0,5 mm e 2 (dois) para cada uma das demais profundidades de corte. Tais profundidades foram selecionadas respeitando-se o limite máximo de 3,5 mm recomendados pelo fabricante da pastilha para a sua utilização.

O valor da rugosidade superfície R_a de 3,2 μm foi escolhido com base na indicação para uma operação usual de torneamento (AGOSTINHO *et al.*, 1977), que abrange uma faixa estimada de rugosidade de superfície R_a entre 0,8 e 6,3 μm (Tabela IV.4).

Tabela IV.4 - Indicações de rugosidade de superfície em processos de fabricação (AGOSTINHO *et al.*, 1977).



Os dados de tempo de fabricação, custo de matéria-prima, custo de ferramenta e raio da ponta da ferramenta (r_ε) também foram inseridos no SGF. Em seguida, foram inseridos os

parâmetros da fórmula expandida de Taylor, obtidos através do banco de dados anexo ao SGF, conforme Figura IV.9. Para tal, foram inseridos o tipo de ferramenta (TTS), o material do corpo de prova (aço ABNT 1020) e a condição de usinagem (desbaste). Uma vez obtidos tais dados, os mesmos são inseridos no SGF através da tela da Figura IV.10.

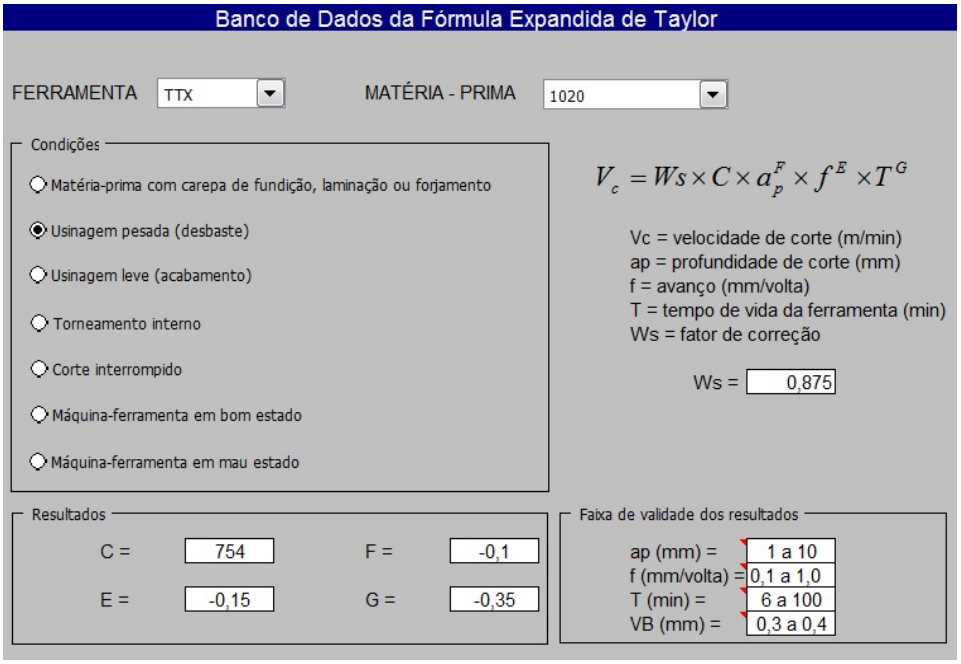


Figura IV.9 - Banco de dados da fórmula expandida de Taylor (OLIVEIRA, J., 2009)

O *banco de dados da fórmula expandida de Taylor* forneceu os fatores *C*, *E*, *F* e *G* da fórmula expandida de Taylor, além do fator de correção *Ws*. Esses dados foram então digitados no módulo de Fabricação (Figura IV.11), observando a multiplicação do fator *C* pelo fator *Ws* (0,875), para fornecer os dados corrigidos à otimização, resultando em um valor de C corrigido igual a 659,75.

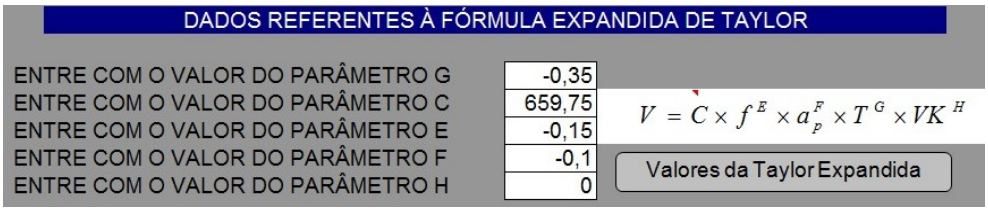


Figura IV.10 – Parâmetros da fórmula expandida de Taylor inseridos no Módulo de Manufatura do SGF (OLIVEIRA, J., 2009)

Com os dados de tolerância dimensional da usinagem, o tipo de usinagem e o material da pastilha de corte, obtém-se uma indicação de um valor máximo de desgaste de flanco, em função da tolerância dimensional do diâmetro da peça e do ângulo de folga da pastilha de corte (Figura IV.11).



Figura IV.11 - Seleção do desgaste de flanco da ferramenta (OLIVEIRA, J., 2009)

Na fase final de inserção de dados para otimização no módulo de fabricação, o SGF calculou o avanço máximo permissível para a máquina, de modo que a rugosidade pré-estabelecida não fosse ultrapassada. Selecionou-se então a geometria da ferramenta entre os formatos disponíveis, a posição do ângulo de saída e digitou-se o comprimento de aresta da pastilha de corte (Figura IV.12). Em seguida, inseriu-se o valor de superfície R_a esperado para a operação, de 3,2 μm. O avanço máximo permitido foi então calculado pelo SGF, obtendo-se o valor de 0,1992 mm/rot (Figura IV.12). Portanto, a gama de avanços longitudinais possíveis no torno foi de 0,042 a 0,199 mm/rot, totalizando 20 avanços longitudinais dos 48 disponíveis no torno.

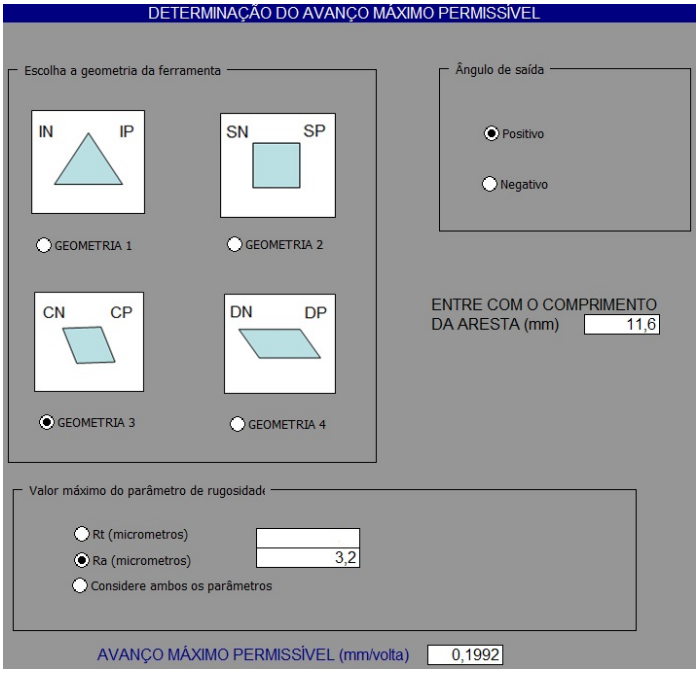


Figura IV.12 - Determinação do avanço máximo permissível (OLIVEIRA, J., 2009)

O passo seguinte foi a otimização dos parâmetros de corte pela condição de mínimo custo. Os dados utilizados em um dos experimentos conduzidos por NERY *et al*. (2012) estão na Figura IV.13 e na Tabela IV.5, para exemplificar como são inseridos os dados na caixa de diálogo de otimização da usinagem pelo menor custo.

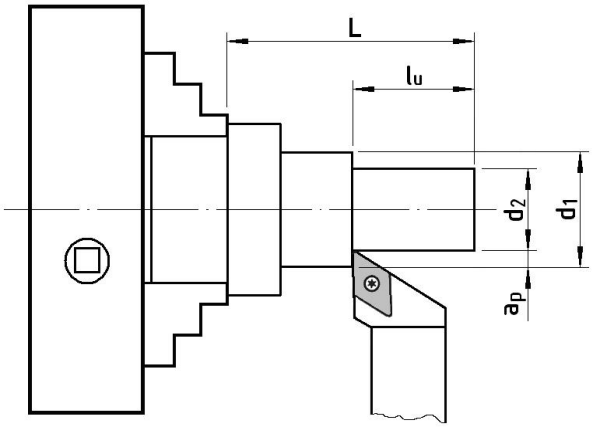


Figura IV.13 - Esquema da montagem da amostra no torno (NERY *et al*., 2012)

Tabela IV.5 - Dados para projeto do experimento de desbaste* (NERY *et al*., 2012)

Quantidade de escalonamentos	1 unidade
Profundidade de corte para acabamento	0 mm
Diâmetro inicial (d_1)	30 mm
Diâmetro final (d_2)	26 mm
Comprimento usinado da amostra (l_u)	40 mm
Avanço de número 1 (f_1)	0,042 mm/rot
(Inserção de mais 14 avanços - do f_2 ao f_{15})	0,053-0,150 mm/rot
Avanço de número 16 (f_{16})	0,151 mm/rot

*Valores utilizados nos experimentos do artigo para o CONEM 2012

Após a inserção das dimensões da usinagem, conforme a sequência mostrada na Tabela IV.6, na caixa de diálogo de otimização, o SGF fornece as seguintes informações:

- Menor custo por peça ($C_{pmín}$), em R$;
- Tempo para geração da dimensão d_2 (T_p), em min;
- Avanço a ser utilizado (f), em mm/rotação;
- Velocidade de corte (V_c), em m/min;
- Profundidade de corte (a_p), em mm;
- Número de passes necessários para a operação;
- Custo total para o desbaste da peça, incluindo os custos indiretos (C_t), em R$;
- Tempo total para o desbaste da peça, incluindo os tempos improdutivos (T_t), em min.

Os dados da otimização, conforme listados acima, para cada simulação feita, foram colhidos manualmente e digitados em planilha a parte (Apêndice I) para que fossem avaliadas, quantitativamente, as operações de desbaste otimizadas.

Após as simulações, foi observado que o avanço da ferramenta de corte (f), para todas as rotações, foi o maior possível (0,199 mm/rot). O menor custo direto para a referida usinagem foi obtido para a rotação de 1600 rpm do torno, no valor de R$ 0,062 por peça, para todas as 4 profundidades de corte. É importante salientar que este custo não considera os custos indiretos, como por exemplo o custo da matéria-prima que é um custo fixo, independente da velocidade de corte. Logo, o custo obtido se refere única e exclusivamente à geração da superfície para uma única peça. Daí o seu valor ser tão baixo. A Figura IV.14 apresenta a curva de variação do custo com a rotação, destacando a que gerou menor custo. A velocidade de corte calculada em todas as simulações foi de 120,64 m/min.

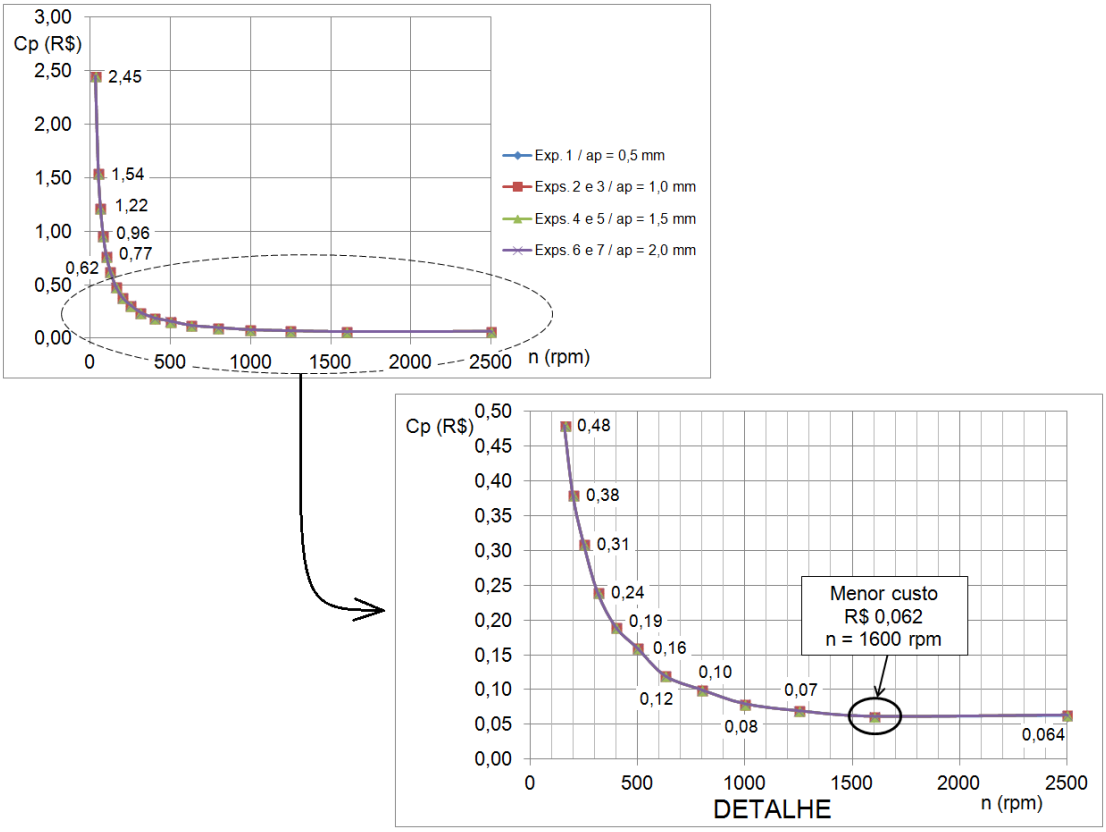


Figura IV.14 - Relação entre o número de rotações do torno (n) e o custo de fabricação por peça (C_p)

Durante as simulações, foram inseridas apenas as velocidades de avanço que estão disponíveis no torno, visto que a máquina não é dotada de dispositivo de variação contínua de velocidade. Por isso, foi necessário fazer a correção do valor do parâmetro de rugosidade média de superfície R_a, para adequação deste valor teórico ao estudo. Aproveitou-se também para aplicar o valor de f determinado para determinação do valor teórico da rugosidade total de superfície R_t. Aplicando-se o valor do avanço de 0,199 mm/volta na Equação III.2, obtém-se um R_a teórico de 3,1936 µm. Aplicando-se o mesmo avanço na Equação III.3, obtém-se um R_t teórico de 12,3753 µm. Esses valores serão utilizados para comparação com as medições de rugosidade média e total e suas respectivas análises.

A seguir, o monitoramento do processo de usinagem, com descrição dos equipamentos utilizados no monitoramento das forças de usinagem e do posicionamento dos corpos de prova durante os experimentos realizados.

IV.2 - Monitoramento do processo de usinagem

O corpo de prova foi pré-usinado no LABUS e posteriormente montado no torno selecionado, junto com a ferramenta de corte selecionada para o experimento.

Os experimentos foram projetados para usinagem com líquido lubrirrefrigerante (fluido de corte, líquido refrigerante, óleo de corte, etc.) em abundância, pois o SGF não contempla a influência da presença ou ausência do fluido de corte e, como pretendia-se minimizar ao máximo o desgaste da ferramenta, optou-se pelo uso do fluido de corte, pois seu uso é benéfico para a vida da ferramenta (OLIVEIRA, A., 2003). Por outro lado, a tecnologia de usinagem a seco está em ascensão na indústria de corte de metais, adotando-se ferramentas desenvolvidas para resistir a altas temperaturas na região de corte, sem perder a dureza e a resistência ao desgaste (SOUZA e SCHROETER, 2007). A usinagem a seco, portanto, torna possível o aumento de produtividade e redução de custos, visto que não haverá gastos com o meio lubrirrefrigerante, além da diminuição do custo de manutenção da máquina-ferramenta. Complementando os aspectos tecnológicos e econômicos citados anteriormente, há o destaque para o aspecto ecológico, pois os fluidos de corte são nocivos ao homem e agridem o meio ambiente (KÖNIG e KLOCKE, 1997).

A montagem dos experimentos (Figuras IV.15 e IV.16) consistiu na instalação de periféricos ao torno, para o monitoramento em tempo real das componentes de força de usinagem, além do posicionamento do corpo de prova em uma posição predeterminada.

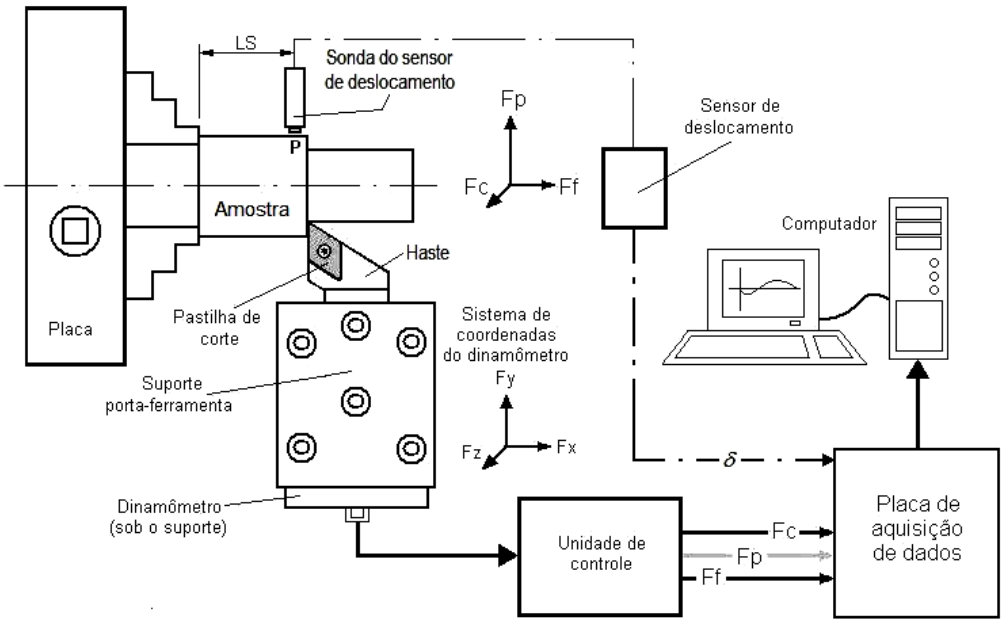


Figura IV.15 - Esquema de aquisição de dados

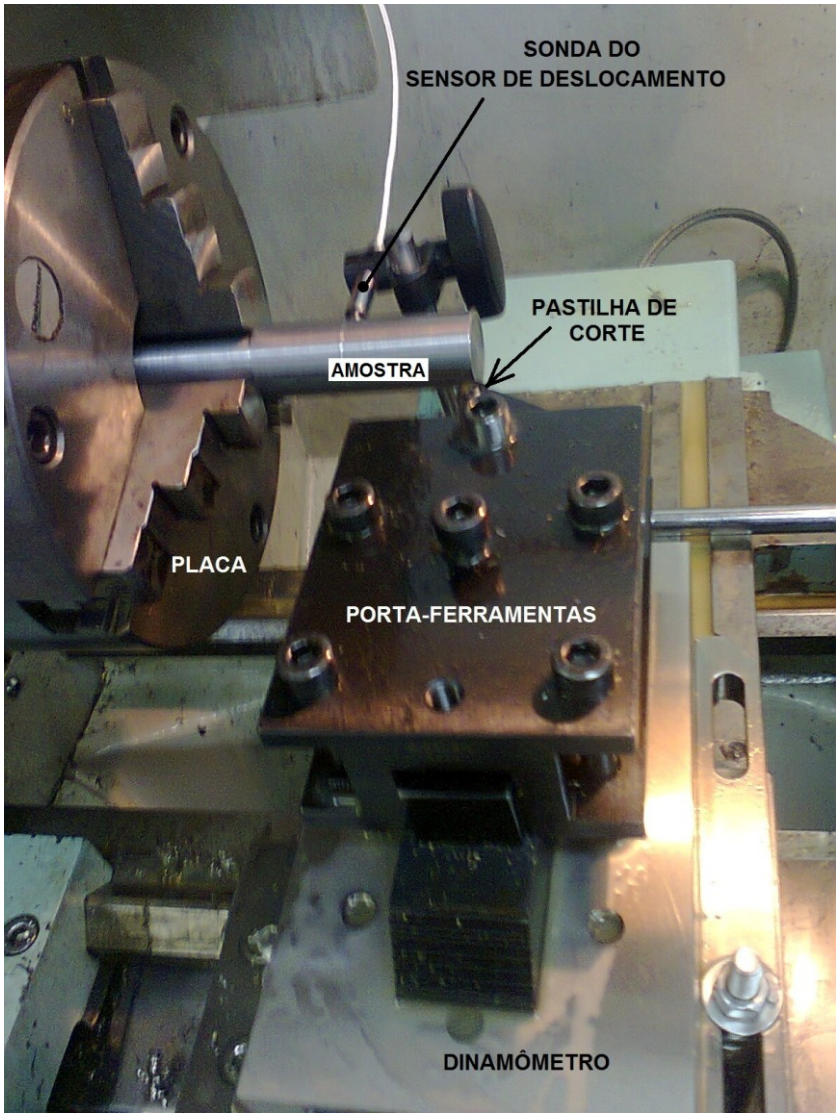


Figura IV.16 - Montagem do dinamômetro e do sensor de deslocamento no torno

A seguir, a descrição dos periféricos utilizados nos experimentos.

IV.2.1 - Forças de corte

A ferramenta de corte foi montada sobre um dinamômetro com cristais piezoelétricos, da marca Kistler, modelo 9257BA (Figura IV.17), capaz de medir, simultaneamente, as forças nos eixos *x*, *y* e *z*, com sensibilidade para os dois primeiros eixos de 10,0 mV/N e para o eixo z de 5,0 mV/N, que foi montado no torno no lugar do cabeçote de espera (Figura IV.16). Com este dispositivo foi possível fazer a medição da força de avanço F_f na direção *x*, da força passiva F_p na direção *y* e da força de corte F_c na direção *z* (Figura IV.15).

Durante a usinagem dos experimentos, as forças aplicadas à ferramenta de corte foram transferidas para o dinamômetro, que enviou os sinais para o condicionador de sinais Kistler, modelo 5233A1, de 3 canais, com sinal de saída de ±5 V e filtro embutido com frequência de corte de 200 Hz (Figura IV.18). Este, por sua vez, envia os dados para uma placa de aquisição

de dados (digitalizador A/D), da National Instruments, modelo USB6221 BNC (Figura IV.18), com 8 canais de entrada analógicos, resolução de 16 bits, taxa de amostragem de 250 kS/s, faixa máxima de tensão de ±10 V e faixa mínima de tensão de ±200 mV. Este digitalizador A/D enviou os dados ao computador através do programa LabVIEW SignalExpress, com frequência de aquisição de 2000 Hz.



Figura IV.17 - Visão geral da montagem do dinamômetro no torno

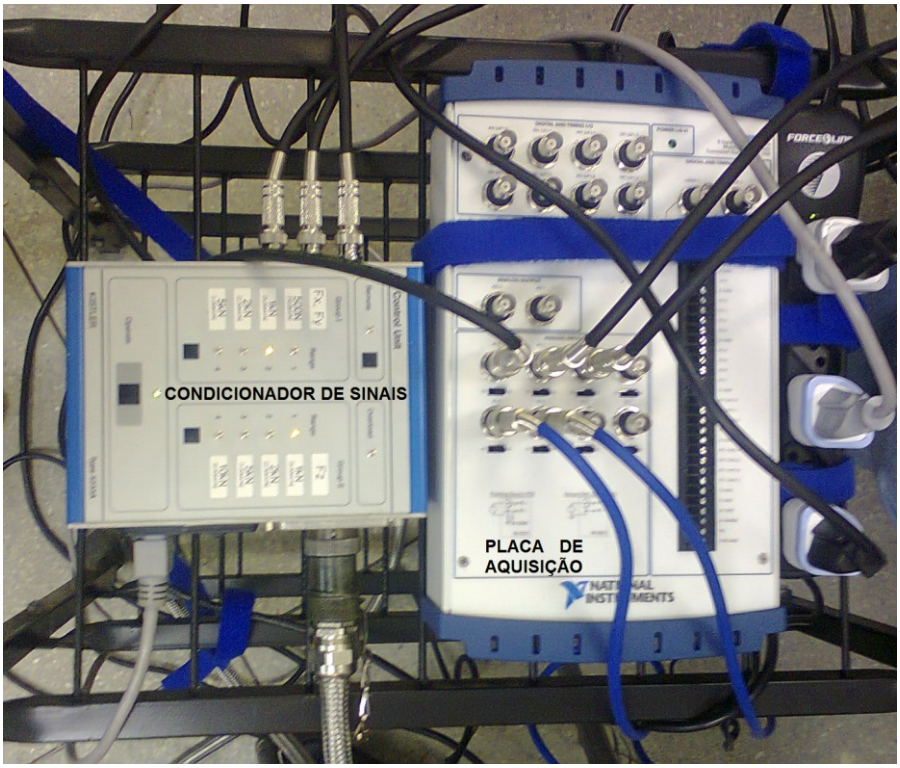


Figura IV.18 - Condicionador de sinais e placa de aquisição de dados

IV.2.2 - Posicionamento transversal da amostra

Durante os procedimentos experimentais, além das aquisições dos dados de força de corte, força de avanço e força passiva, o posicionamento transversal da amostra foi monitorado com um sensor de deslocamento capacitivo, localizado a 28 mm da castanha (LS - Figura IV.15). O sensor de deslocamento (Figura IV.19) é da marca Lion Precision, modelo CPL190, com largura de banda de 15 kHz, resolução de 0,003% (RMS) e sinal de saída de ±10 V, montado em uma caixa dupla modelo EN192 com dois módulos CPL190, o que permite o monitoramento do deslocamento em duas direções distintas (duas sondas). A sonda utilizada (Figura IV.20) é cilíndrica, com diâmetro de 8 mm por 40 mm de comprimento e diâmetro da área de contato de 3,2 mm.



Figura IV.19 - Caixa EN192 com dois módulos sensores de deslocamento CPL190

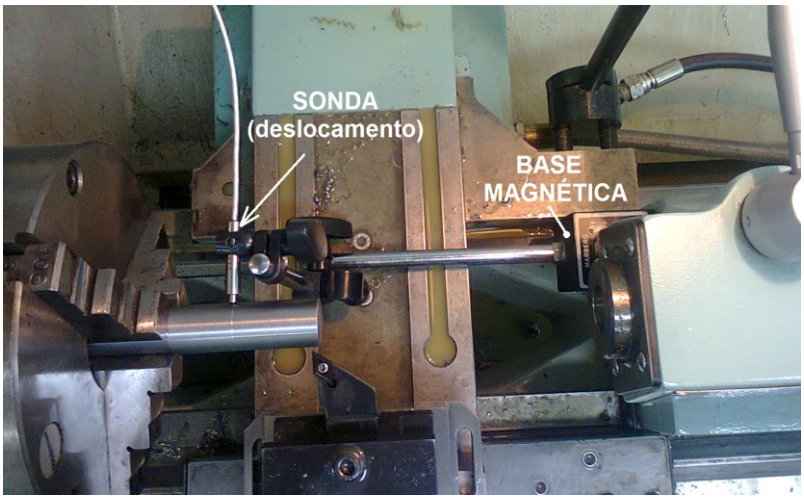


Figura IV.20 - Montagem da sonda do sensor de deslocamento

O sensor de deslocamento foi utilizado em dois momentos distintos do procedimento experimental: Primeiro, com a peça fixa e centralizada, posicionou-se a sonda na extremidade livre da mesma, com o objetivo de fazer o teste dinâmico (Figuras IV.21 e IV.22), para verificar a amplitude de posicionamento transversal da peça antes da usinagem.

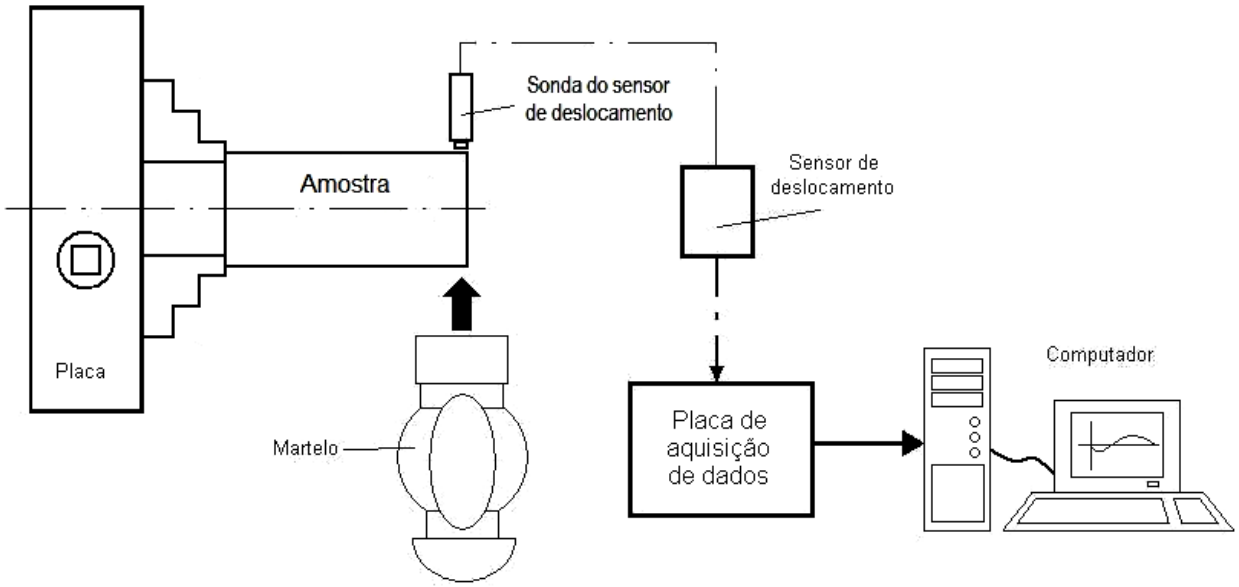


Figura IV.21 - Esquema de montagem para teste dinâmico



Figura IV.22 - Sonda do sensor de deslocamento posicionada para teste dinâmico

Após o teste dinâmico, a sonda foi posicionada conforme mostrado na Figura IV.16. O posicionamento da sonda para verificação da amplitude de posicionamento transversal durante a usinagem foi feito de tal forma que o sensor não fosse deslocado longitudinalmente

com o avanço da ferramenta e próximo do final do comprimento usinado; porém, sem que a ferramenta ultrapassasse seu posicionamento, o que provocaria a ausência de leitura do sensor no final do passe de usinagem (Figura IV.16). Para tal, foi preciso fixar um suporte com base magnética ao cabeçote móvel do torno (Figura IV.20), que possibilitou fazer o posicionamento do sensor da maneira desejada e deslocá-lo longitudinalmente no torno sempre que necessário.

IV.3 - Execução dos experimentos

Após o projeto do experimento, com a seleção do material, pré-usinagem das amostras, escolha da máquina-ferramenta e definição da arquitetura do monitoramento, foi feito um roteiro para execução dos experimentos.

O primeiro passo foi a fixação do dinamômetro ao carro do torno, em substituição ao cabeçote de espera, utilizando-se 4 parafusos com porca e arruela. Com a fixação feita e as conexões para aquisição de dados estabelecidas, foi feito o teste de funcionamento do dinamômetro, dando-se pequenos golpes no equipamento nas três direções principais (*x*, *y* e *z*). Com o dinamômetro posicionado, foi feita a verificação da aquisição de força. Neste procedimento, foi executada a aquisição da força na direção vertical do dinamômetro, colocando sobre o mesmo uma massa de 500 g, o qual ocasionou uma aquisição de força de aproximadamente 4,9 N, concluindo-se então que o dinamômetro estava apto para a execução dos experimentos.

O passo seguinte foi a fixação da ferramenta de corte sobre o dinamômetro, com o auxílio de um suporte (porta-ferramentas - Figura IV.16), que foi fixado ao dinamômetro por meio de parafusos. O porta-ferramentas foi alinhado com a direção transversal do torno (eixo *x* - Figura II.2) com o auxílio de um relógio comparador (Figura IV.23), para que o ângulo de posição da ferramenta (χ) fosse mantido a 93º.

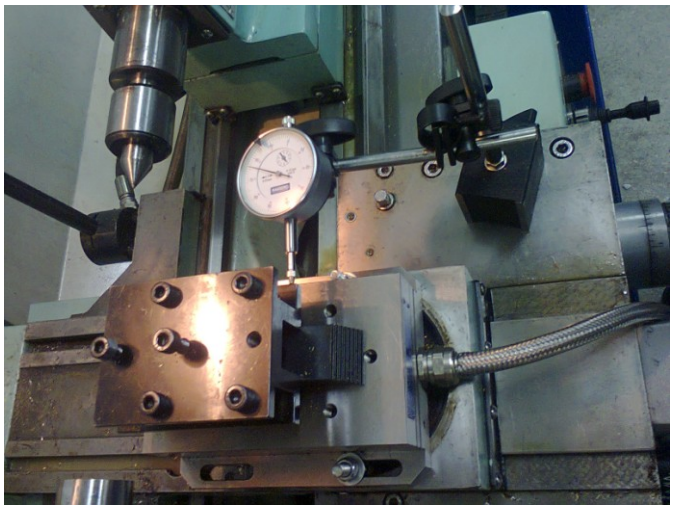


Figura IV.23 - Alinhamento do porta-ferramentas

Após o posicionamento da ferramenta de corte no torno, iniciou-se o processo de usinagem das amostras. Cada experimento (usinagem) seguiu as dez etapas descritas a seguir:

1) Fixação da peça na placa universal do torno, verificando sua cilindricidade por meio de um relógio apalpador.

2) Posicionamento do sensor de deslocamento na extremidade livre da peça, para execução do teste dinâmico (Figura IV.22).

3) Execução do teste de impacto, com aquisição de dados feita através do programa LabVIEW SignalExpress, com frequência de aquisição de 3200 Hz. Após o início da aquisição de dados, foi dado um golpe de martelo no lado do corpo de prova oposto ao sensor, e as informações do impacto foram aquisitadas (Figura IV.21).

4) A sonda de deslocamento é posicionada para verificação do posicionamento transversal das amostras durante a usinagem (Figura IV.15). O posicionamento do sensor é medido pela distância entre a face das castanhas da placa universal e o centro do sensor.

5) Posicionamento do final de curso do avanço longitudinal do torno (parafuso de acionamento do relé do carro), para que fosse feita a usinagem na medida estabelecida no projeto, de 40 mm (Tabela IV.3).

6) Verificação dos parâmetros do torno (rotação e avanço), antes da usinagem.

7) Com a sonda de deslocamento na posição para a usinagem, foi feito o teste de rotação do torno, com frequência de aquisição de 2000 Hz, para verificação do curso do sensor de deslocamento (Figura IV.24). O gráfico não poderia apresentar cortes na parte superior ou inferior, o que demostraria que o sensor teria atingido o início ou o final do curso antes do fim do posicionamento transversal efetivo do corpo de prova.

8) Com o torno ligado, foi feita a aproximação e tangenciamento da ferramenta à peça. Em seguida, aplicou-se a profundidade de corte (a_p) no colar do carro transversal do torno.

9) Com a ferramenta posicionada a aproximadamente 30 mm da peça, deu-se início à aquisição dos dados de força e posicionamento transversal e, em seguida, foi ligado o avanço automático do carro logitudinal, para execução da usinagem.

10) Quando do carro do torno chegou ao fim do curso programado, acionou o relé, o avanço do torno foi interrompido e o torno foi desligado.

Foram feitos 7 experimentos, com os corpos de prova escolhidos aleatoriamente entre os 10 disponíveis.

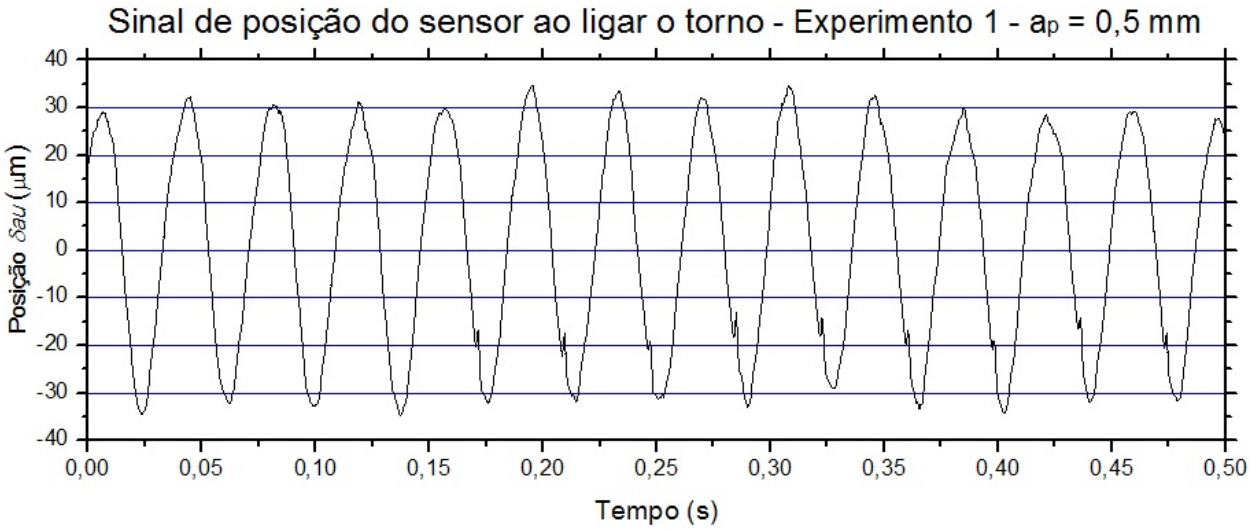


Figura IV.24 - Teste de posição do sensor de deslocamento durante a rotação da amostra

IV.4 - Medição da Rugosidade

O rugosímetro utilizado para medição dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t da superfície foi da marca Taylor Hobson (Figura IV.25), modelo Form Talysurf, referência LMD 087, com menor divisão de 0,0001 μm, pertencente ao Laboratório de Metrologia Dimensional (LMD) da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (PUC-Rio), sendo todas as medições de rugosidade feitas por um laboratorista desta instituição de ensino. O LMD é acreditado pelo INMETRO sob o Nº 11, de 25/04/1988. O certificado de calibração do rugosímetro possui registro Nº 0186/07 de 05/07/2007, emitido pelo Instituto Tecnológico PUC-Rio (ITUC) e possui uma incerteza expandida de medição (U) de ±0,0220 μm, para um fator de abrangência k = 2.

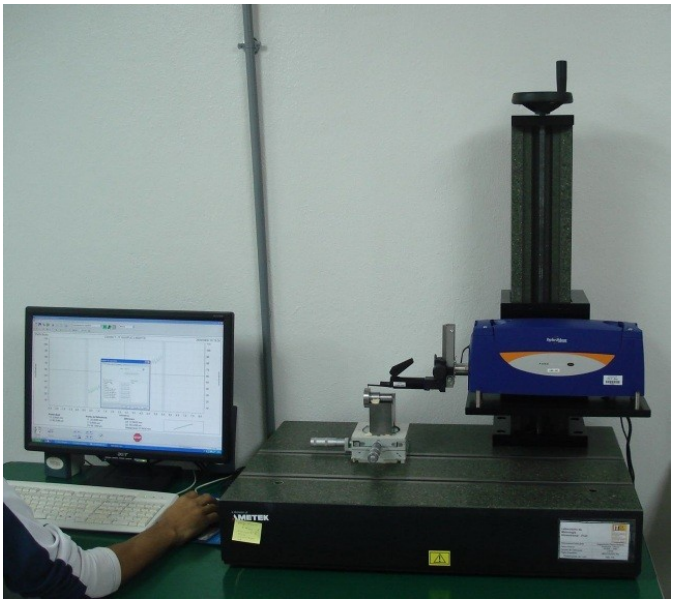


Figura IV.25 - Rugosímetro Taylor Hobson do LMD da PUC-Rio (OLIVEIRA, J., 2009)

Após a fixação da peça usinada, foram feitas medições de rugosidade em 3 posições diferentes na superfície do diâmetro final do experimento, fazendo a rotação do mesmo a cada medição, utilizando *cutoff* de 0,25 mm. Na Figura IV.26 verifica-se a medição de rugosidade para o experimento 1, com profundidade a_p = 0,5 mm, onde verifica-se a periodicidade do perfil medido, típica do processo de torneamento, em função do avanço e do raio de arredondamento da ponta da ferramenta. As medições dos parâmetros de rugosidade R_a, R_t e R_z foram realizadas simultaneamente em cada percurso de medição do rugosímetro, sendo que foram considerados para este estudo apenas os parâmetros R_a e R_t, que são os utilizados pelo SGF.

Após a coleta das medições, os dados obtidos foram inseridos no módulo de medição do programa SGF, cuja tela é apresentada na Figura IV.27, com o objetivo de se obter o valor médio das rugosidades e sua incerteza expandida de medição *U*, com base no modelo do ISO GUM (ISO GUM, 2003).

A incerteza expandida relatada foi obtida através de uma incerteza padronizada combinada, multiplicada por um fator de abrangência *k*, fornecendo assim, um nível de confiança de aproximadamente 95%.

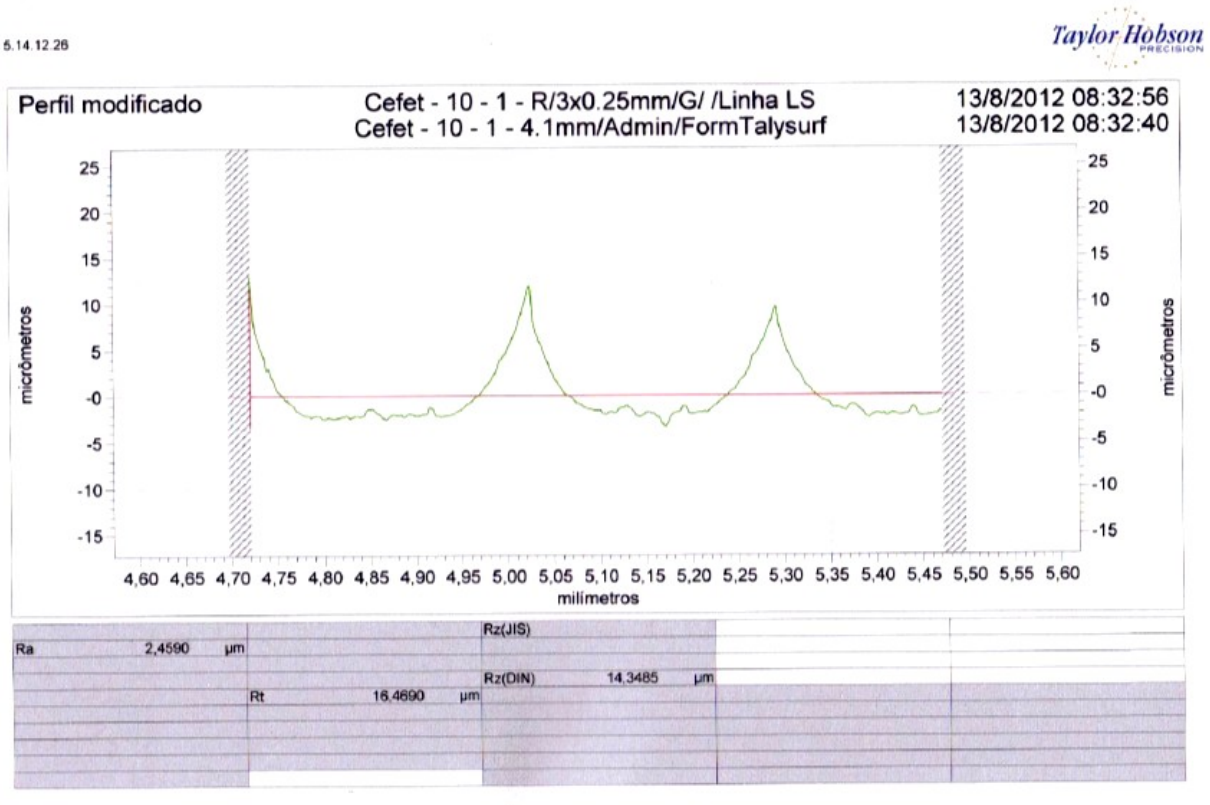


Figura IV.26 - Medição de rugosidade do experimento 1, a_p = 0,5mm

A representação gráfica de todos os perfis de medição de rugosidade dos 7 experimentos válidos estão no Anexo I.

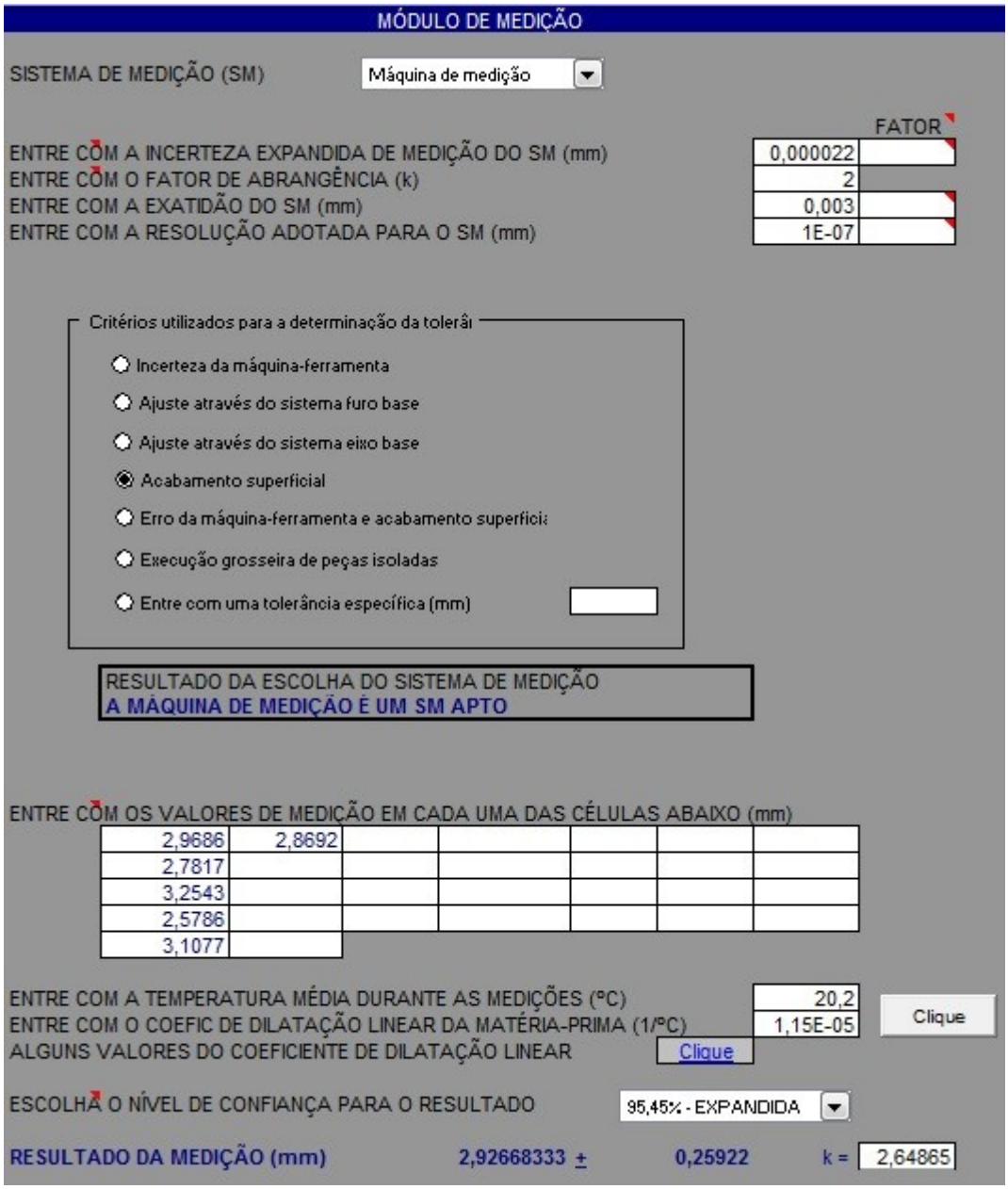


Figura IV.27 - Módulo de Medição do programa SGF (OLIVEIRA, J., 2009)

Os valores de rugosidade R_a e R_t medidos estão tabelados no próximo capítulo, onde são mostrados os resultados dos experimentos realizados.

Capítulo V - Resultados Experimentais

Neste capítulo serão apresentados os resultados experimentais das atividades expostas no capitulo IV, dentre os quais estão as variações da força de avanço F_f na direção *x* do dinamômetro, da força passiva F_p na direção *y* e força de corte F_c na direção *z* (Figura IV.17), além do deslocamento δ do corpo de prova durante a usinagem (Figura IV.17), detectado pelo sensor de deslocamento. O objetivo da análise destes resultados é relacionar os esforços e o comportamento mecânico do sistema com os resultados de rugosidade de superfície.

Conforme descrito no capítulo IV, foram usinadas 7 amostras, escolhidas aleatoriamente entre as 10 preparadas para usinagem, com formato definido após estudo prévio de monitoramento (NERY *et al.*, 2012), na qual foram usinadas 5 amostras. As usinagens foram executadas em ordem aleatória de profundidade de corte, utilizando um gume de corte da pastilha selecionada e os experimentos foram organizados em ordem crescente de profundidade de corte (Tabela V.1):

Tabela V.1 – Profundidades a_p utilizadas em cada experimento

EXPERIM. Nº	USINAGEM Nº	DIÂMETRO INICIAL d_1 (mm)	DIÂMETRO FINAL d_2 (mm)	PROFUND. DE CORTE a_p (mm)	ARESTA UTILIZADA
1	7	24	23	0,5	2
2	1		22	1	1
3	6				2
4	3		21	1,5	2
5	5				2
6	2		20	2	1
7	4				2

Como se pode perceber, os diâmetros iniciais foram os mesmos para todos os experimentos. Esta escolha foi feita por possibilitar a verificação de semelhança nos parâmetros a serem obtidos durante a otimização no programa SGF, como o número de rotações (1600 rpm), avanço (0,199 mm/rot) e velocidade de corte (120,64 m/min), tendo então como variável única a profundidade de corte.

O número de rotações e o avanço foram definidos através da otimização realizada pelo módulo de manufatura do programa SGF, considerando o mínimo custo de fabricação.

V.1 - Componentes da força de usinagem

A seguir serão vistos os resultados gráficos do monitoramento das forças, realizado durante os experimentos, nas Figuras V.1 a V.7. Os sinais elétricos gerados durante a usinagem dos corpos de prova foram transferidos pela placa de aquisição e decodificados pelo programa LabVIEW SignalExpress, com os fatores de amplificação 10 mV/N para os canais *x* e *y*, 5 mV/N para o canal da forças *z* e 5 mV/mm para o sinal de descolamento.

As componentes de força de usinagem (*F*) - F_f, F_p *e* F_c - foram adquiridas simultaneamente. Para relacionar o comportamento dinâmico do conjunto peça-ferramenta, os resultados de aquisição das forças para cada experimento foram plotados em um mesmo gráfico. Cada usinagem durou 7,54 segundos a uma frequência de aquisição de 2000 Hz, o que representa a aquisição de 75 pontos a cada rotação do torno. Foi selecionado, em cada experimento, um período de 3,75 segundos para análise, o que corresponde a 100 rotações de cada usinagem a 1600 rpm, totalizando 7500 pontos por usinagem, que corresponde a um percurso de 19,90 mm. A partir deste monitoramento, foi possível calcular a força de usinagem *F* para cada profundidade de corte utilizada, através da equação a seguir:

$$\vec{F} = \sqrt{\vec{F_f}^2 + \vec{F_p}^2 + \vec{F_c}^2} \qquad [N] \qquad (V.1)$$

Os gráficos de monitoramento dos 7 experimentos realizados estão na ordem mostrada na Tabela V.1.

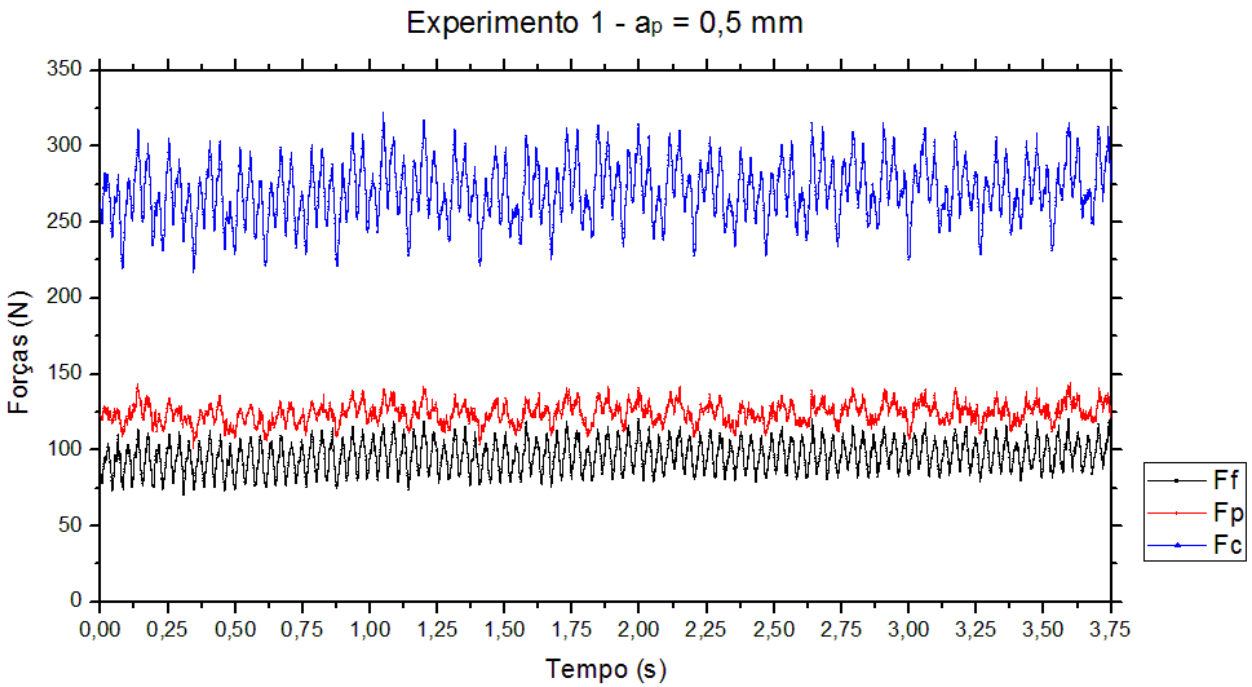


Figura V.1 - Monitoramento de forças do experimento 1

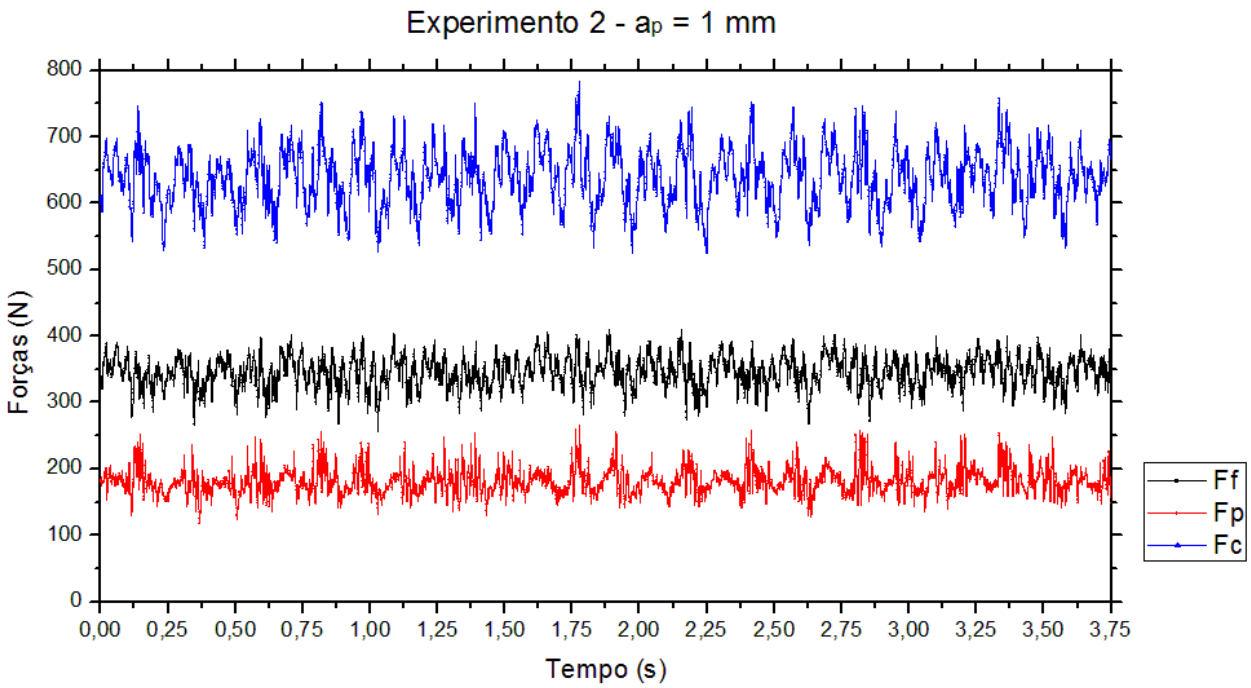


Figura V.2 - Monitoramento de forças do experimento 2

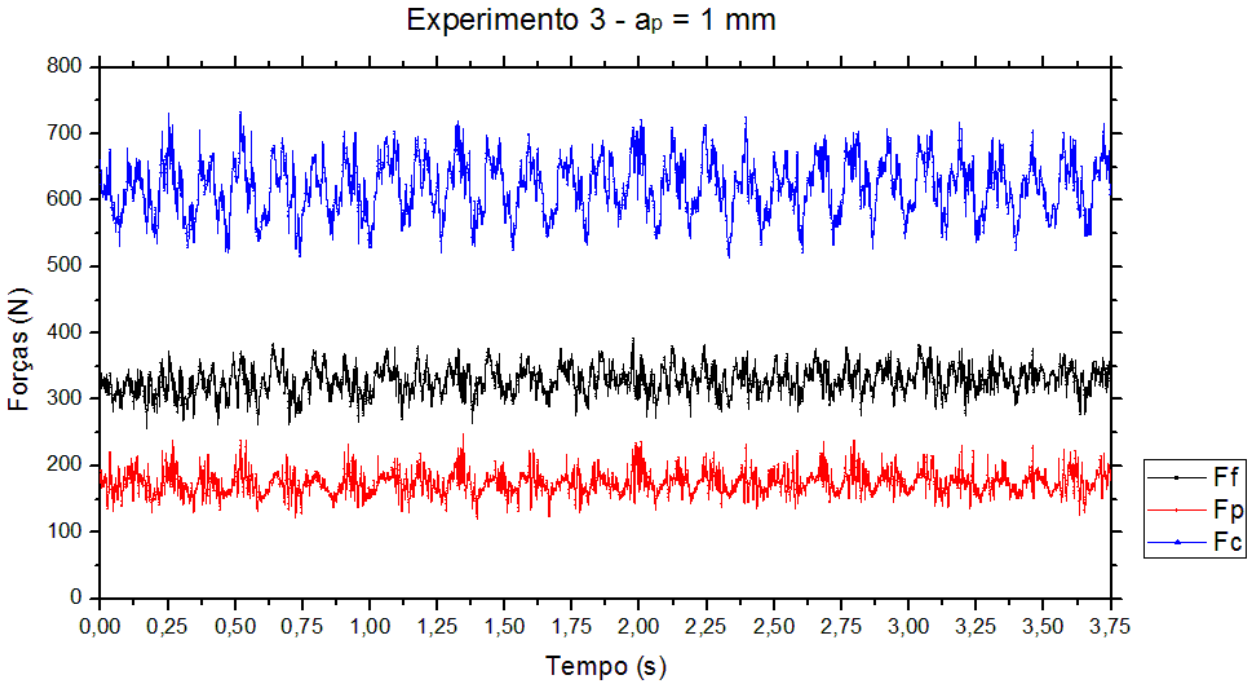


Figura V.3 - Monitoramento de forças do experimento 3

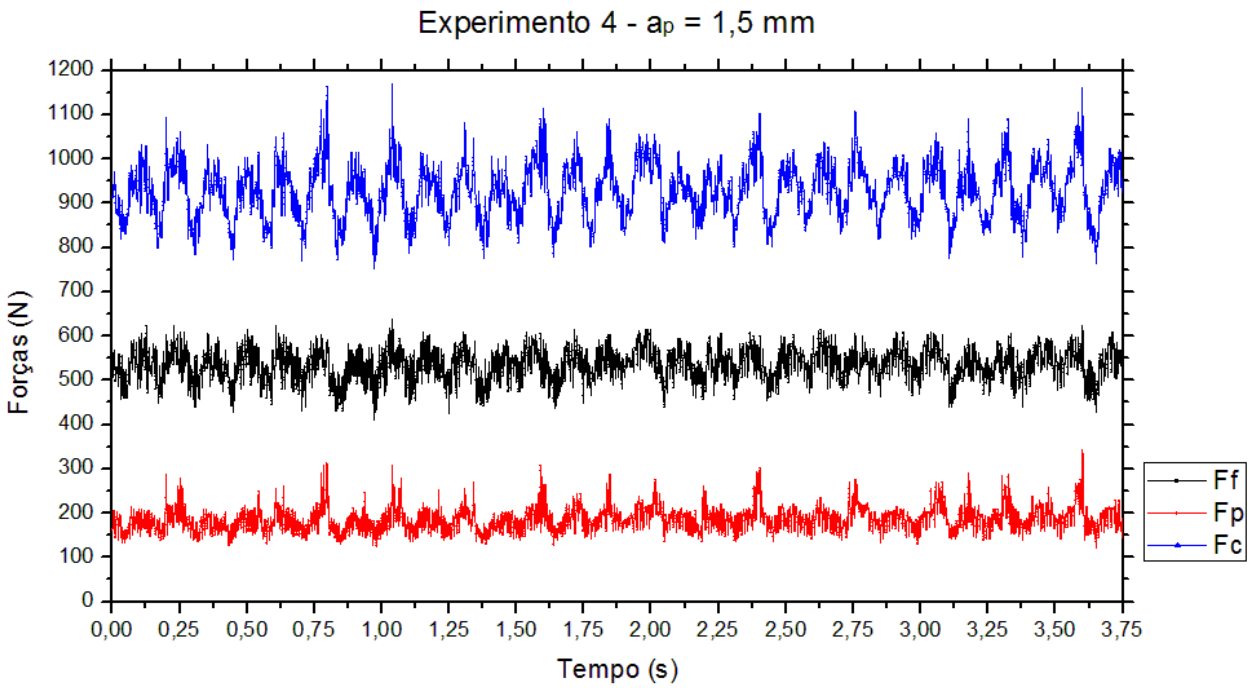


Figura V.4 - Monitoramento de forças do experimento 4

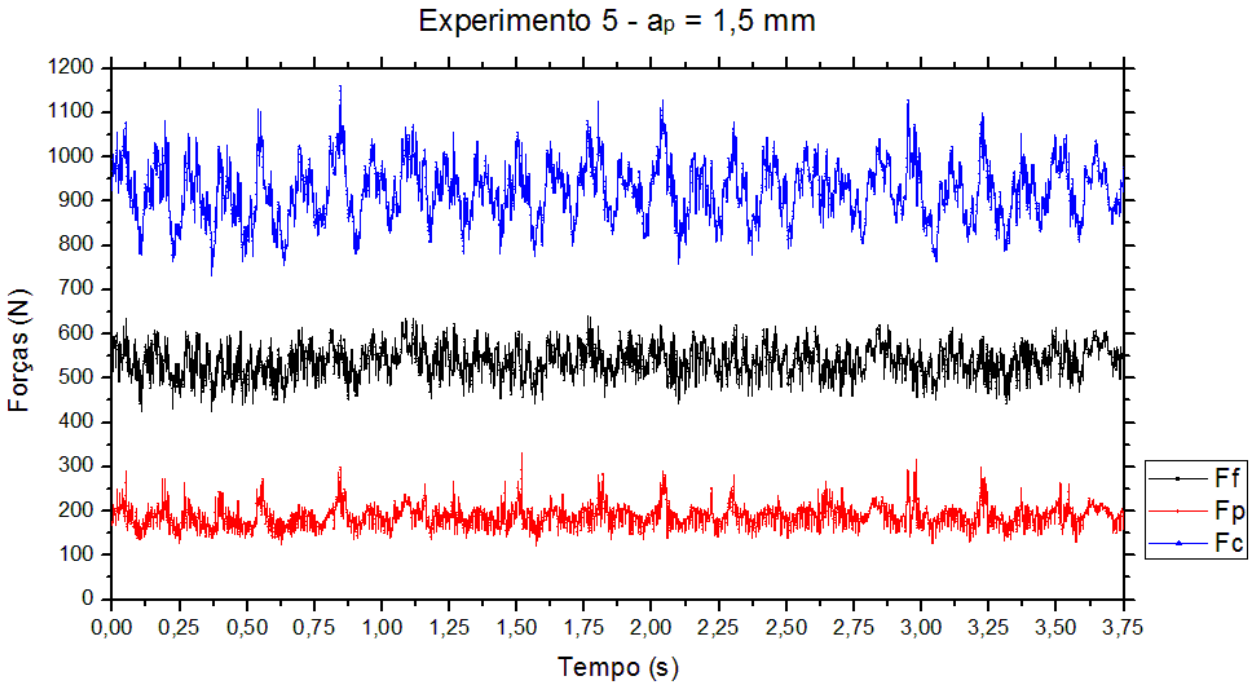


Figura V.5 - Monitoramento de forças do experimento 5

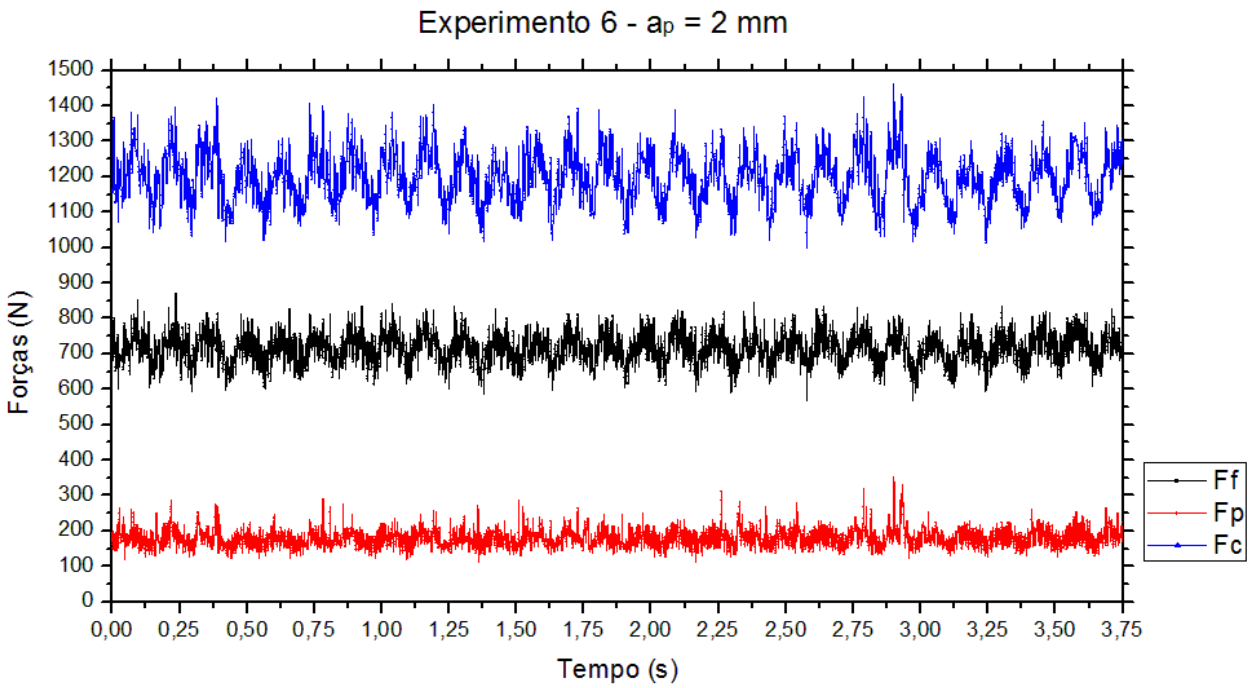


Figura V.6 - Monitoramento de forças do experimento 6

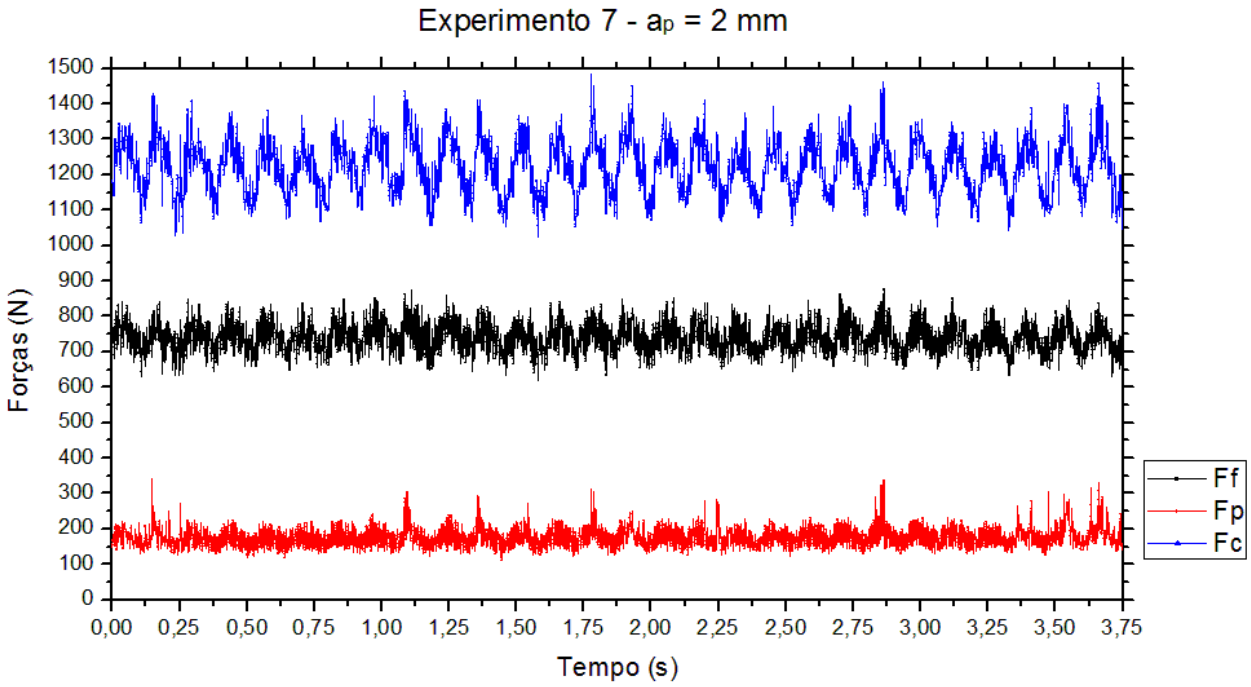


Figura V.7 - Monitoramento de forças do experimento 7

No experimento 1, onde usinou-se com 0,5 mm de profundidade (Figura V.1), observou-se que a força de avanço F_f foi inferior à força passiva F_p, sendo então o único experimento onde foi observada essa hierarquia de forças. A força passiva no experimento 1 foi 30% inferior às forças passivas medidas nos demais experimentos, que mantiveram-se num mesmo patamar de valores. Nos experimentos 2 a 7 (Figuras V.2 a V.7), observa-se o aumento da força de corte em cada experimento, com profundidade de corte de, respectivamente, 1 mm, 1.5 mm e 2 mm. O aumento da profundidade de corte e, consequentemente, da área da seção o cavaco (A_D), provocou o aumento médio da força de avanço F_f a 36% de F_c para a_p = 0,5 mm, 54% para a_p = 1 mm, 58% para a_p = 1,5 mm e 60% para a_p = 2 mm.

A partir dos resultados obtidos nos experimentos pode-se calcular os valores médios da força de usinagem *F* (Equação V.1), resultante das forças monitoradas nos experimentos, para cada profundidade de corte. Um resumo destes valores pode ser observado na Tabela V.2, considerando a força de avanço, a força passiva e a força de corte durante a usinagem.

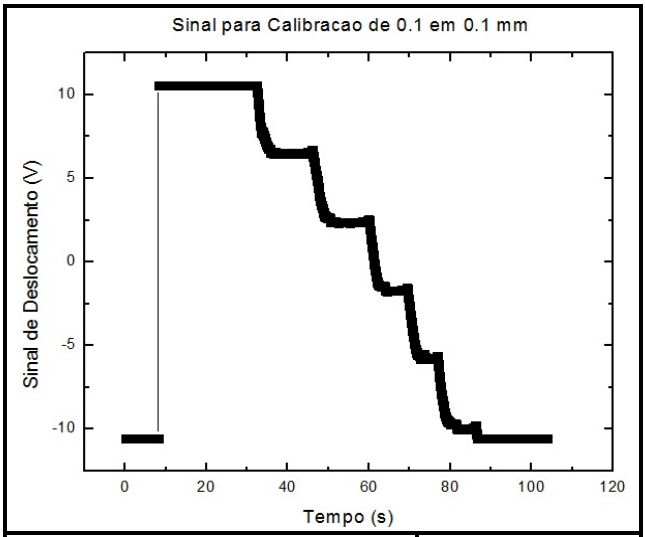
Tabela V.2 – Valores médios de F_f, F_p, F_c e F

a_p (mm)	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)	F (N)
0,5	96,1 ± 10,0	124,4 ± 6,6	270,5 ± 19,0	312,9 ± 21,5
1,0	337,1 ± 23,9	177,8 ± 18,6	628,8 ± 43,2	735,6 ± 48,5
1,5	536,9 ± 35,3	187,4 ± 26,3	925,3 ± 63,8	1086,5 ± 71,4
2,0	727,3 ± 43,7	179,0 ± 27,2	1207,9 ± 74,3	1421,7 ± 83,6

V.2 - Deflexão das amostras

Os sinais de posição do ponto P (Figura IV.15), posição da sonda do sensor de deslocamento na direção radial do corpo de prova durante a usinagem, com o eixo da sonda localizada a uma distância (LS) das castanhas da placa universal do torno com valor fixo de 28 mm para todos os experimentos, foram aquisitados simultaneamente às componentes de força de usinagem em cada experimento. Os pontos de checagem da posição foram aquisitados em Volt (V) e com uso de uma tabela de conversão (Tabela V.3), elaborada por CASTILHO *et al.* (2011), os valores foram convertidos para milímetros (mm) e, posteriormente, para micrometros (μm). Tais monitoramentos permitem analisar experimentalmente seus efeitos na formação da força passiva na usinagem, devido à influência da deflexão δ da peça (Equação II.13), além de verificar a possibilidade do surgimento de vibração autoexcitada (*chatter*) durante cada experimento.

Tabela V.3 – Conversão dos sinais de posição, em volts (V), para milímetros (mm) (CASTILHO *et al.*, 2011)



Posição até o sensor (mm)	Sinais (V)
0	10,55
0,1	6,51
0,2	2,375
0,3	-1,715
0,4	-5,78
0,5	-9,98

Porém, devido a instabilidades na fixação da sonda do sensor de deslocamento, foi verificado que o mesmo era retirado do lugar durante cada usinagem, por causa da proximidade entre a haste da base magnética e o carro do torno (Figura IV.24), causando leitura incorreta dos sinais de posição a partir de uma certa posição de avanço da ferramenta não identificada nos experimentos (Figura V.8).

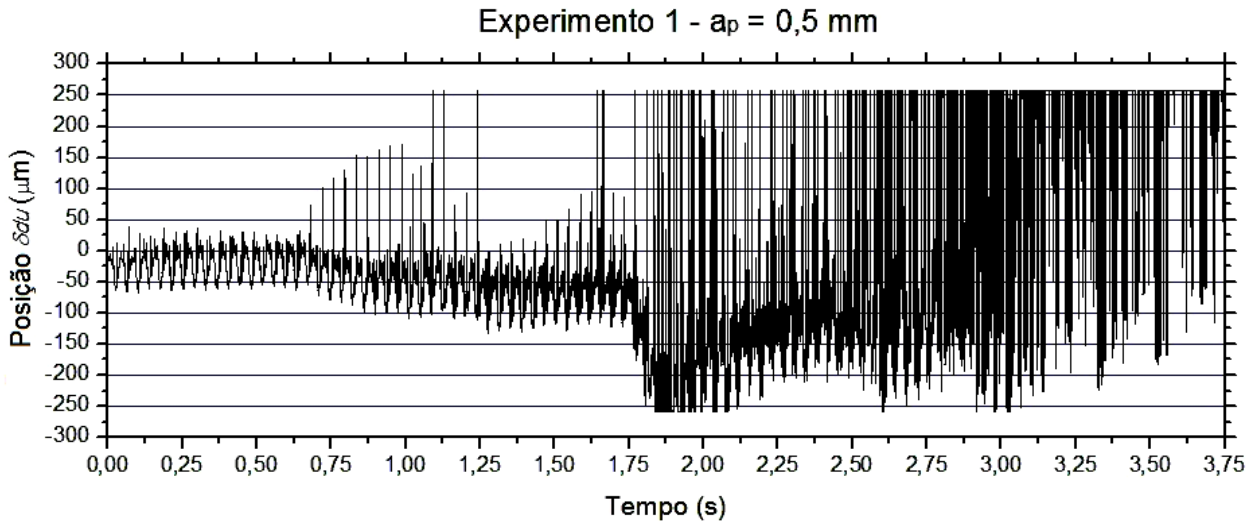


Figura V.8 - Falha detectada no monitoramento de posição no experimento 1

Portanto, para a visualização gráfica dos sinais de posição das amostras durante a usinagem (δ_{du} - Figuras V.9 a V.15), foram selecionados 1000 pontos de posição, que correspondem ao tempo de 0,5 segundos de usinagem e ao percurso de 2,653 mm da ferramenta de corte, dentro do mesmo intervalo de tempo (3,75 segundos) e no mesmo trecho (19,90 mm) selecionado para os gráficos de monitoramento das forças, onde cada experimento manteve-se com a sonda na posição mais estável, caracterizado nos gráficos pelo perfil de posição com variações periódicas, conforme visto a seguir.

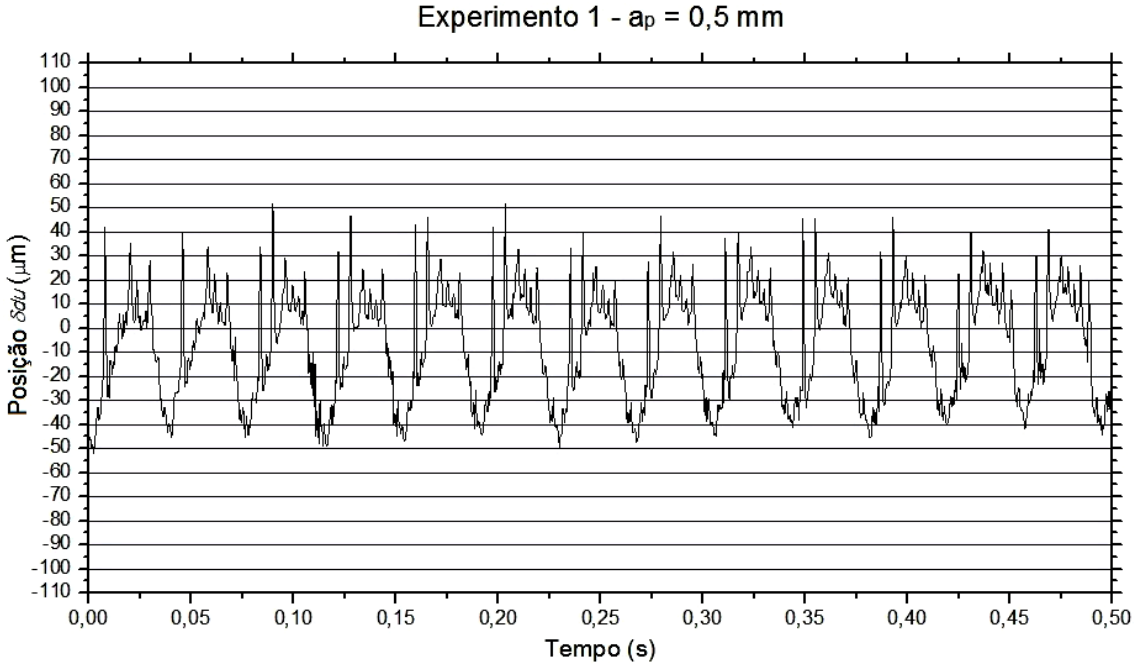


Figura V.9 - Monitoramento de posição transversal no experimento 1

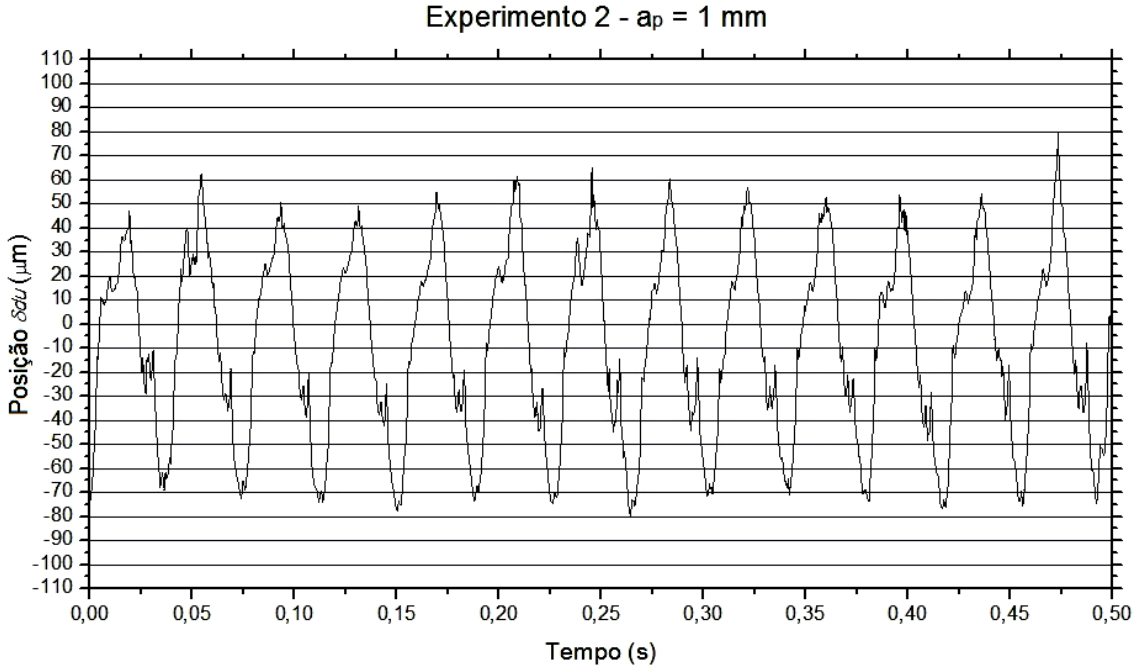


Figura V.10 - Monitoramento de posição transversal no experimento 2

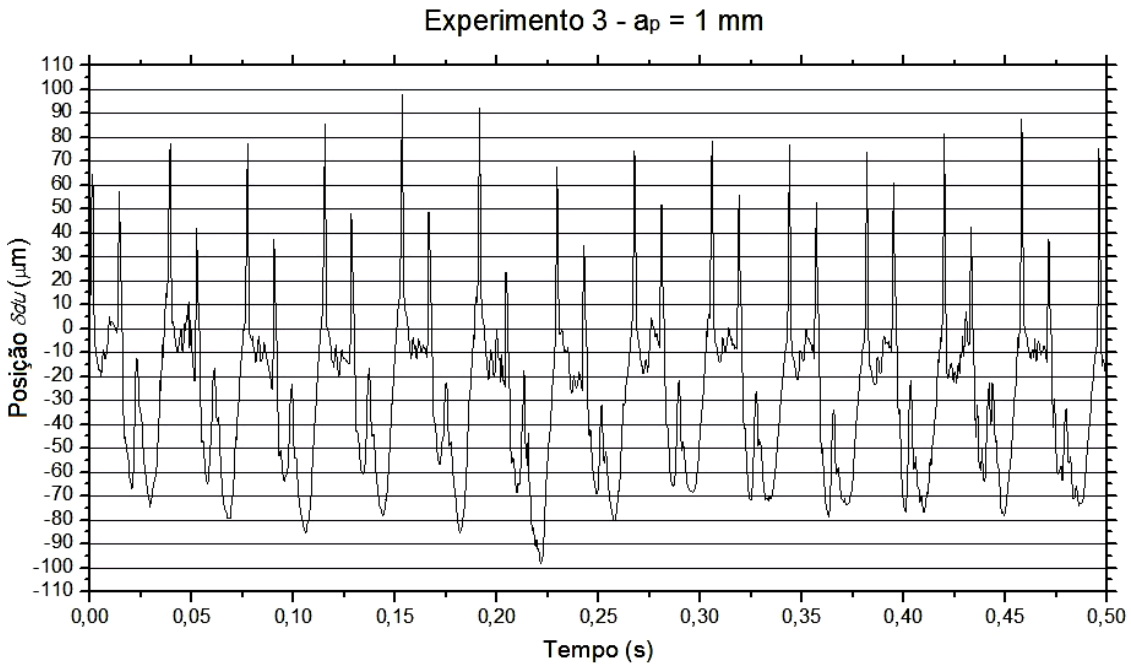


Figura V.11 - Monitoramento de posição transversal no experimento 3

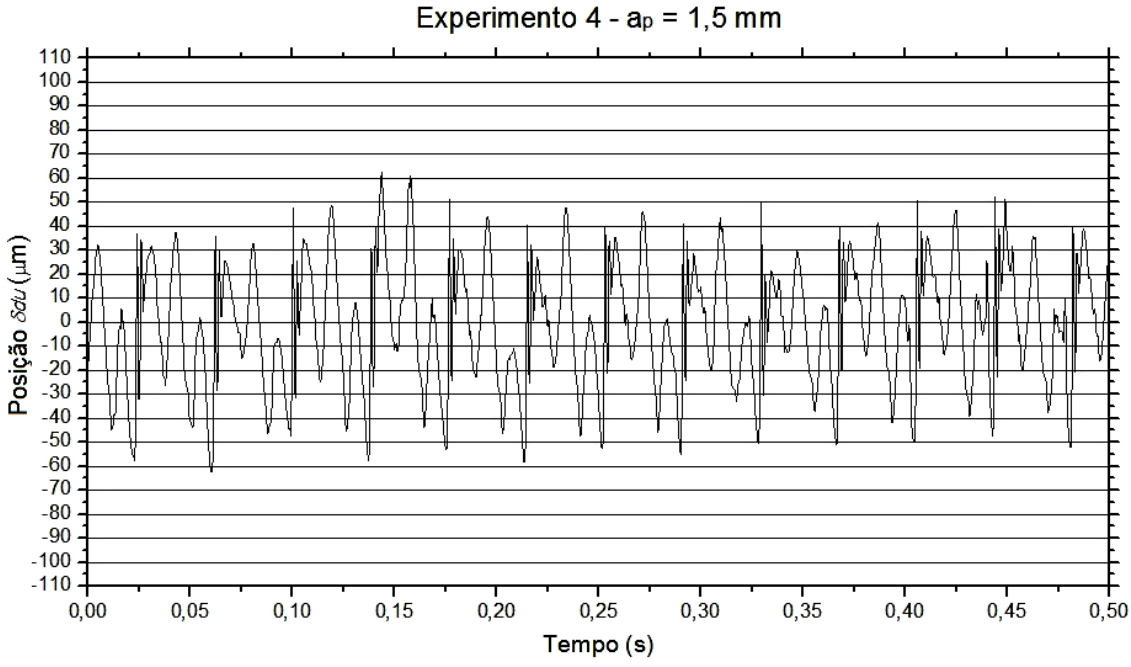


Figura V.12 - Monitoramento de posição transversal no experimento 4

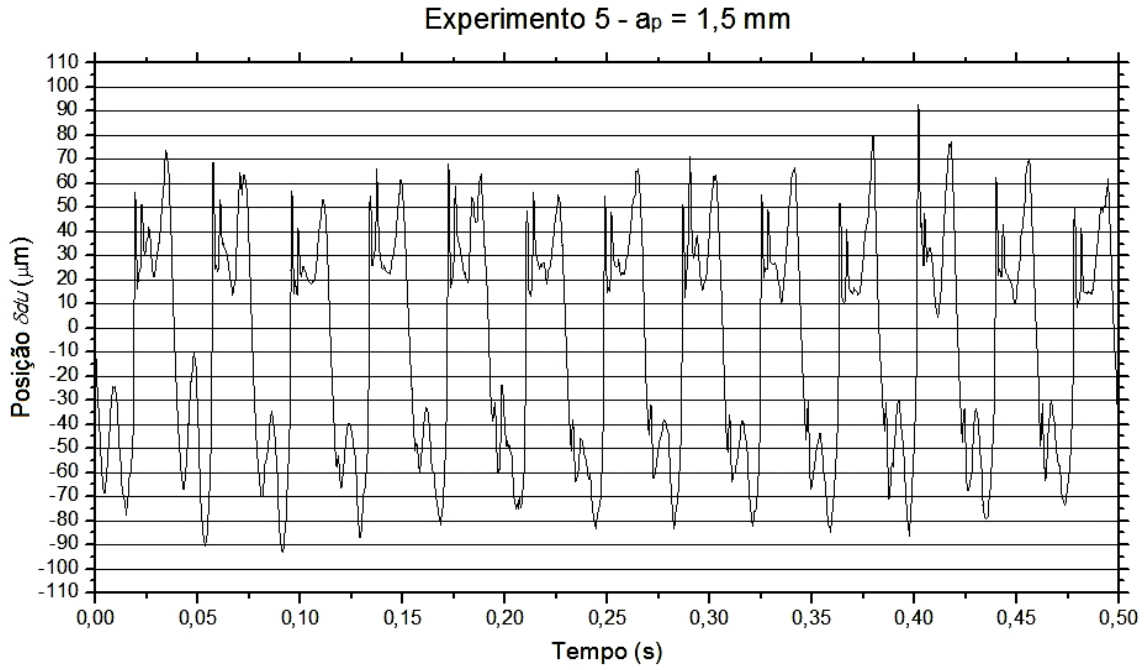


Figura V.13 - Monitoramento de posição transversal no experimento 5

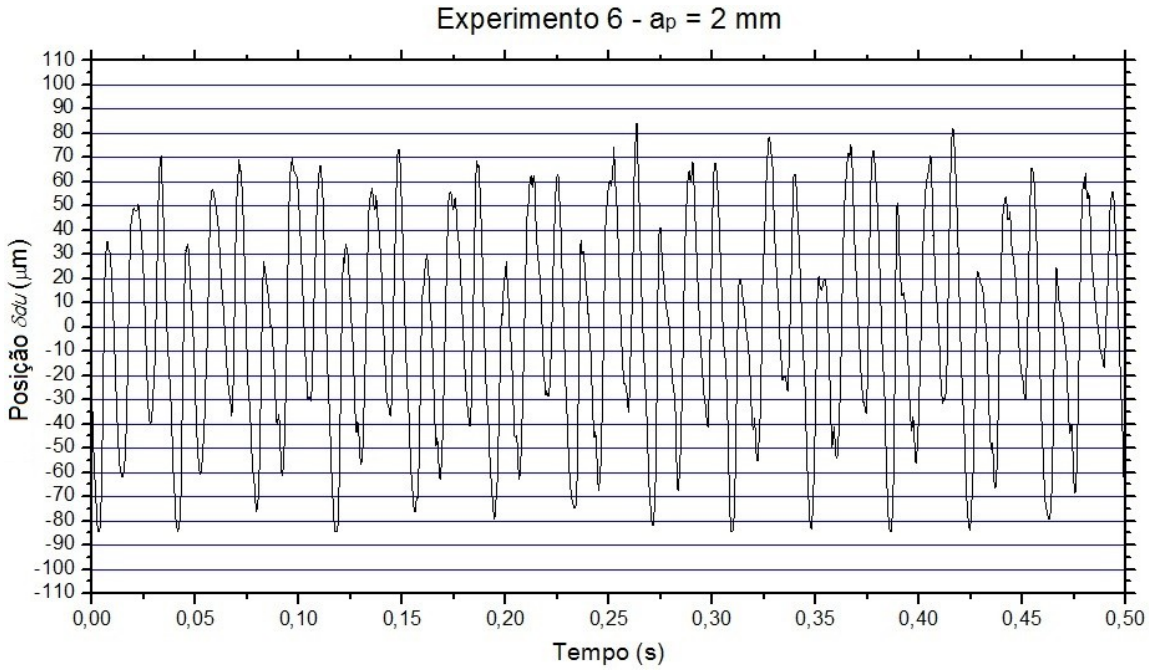


Figura V.14 - Monitoramento de posição transversal no experimento 6

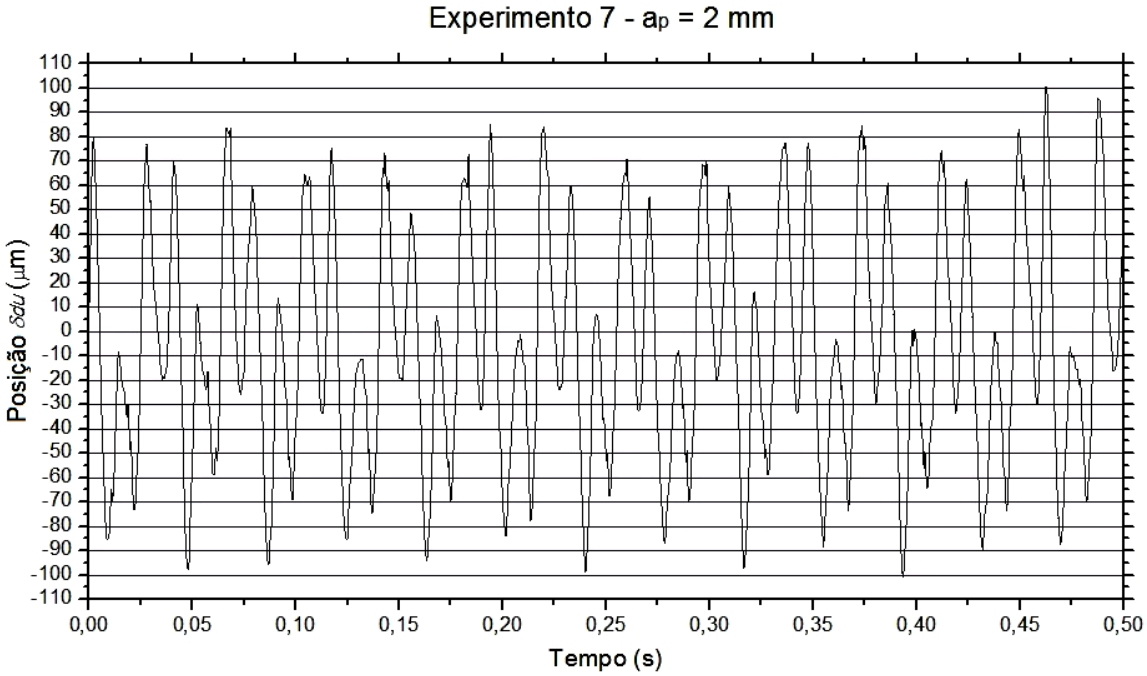


Figura V.15 - Monitoramento de posição transversal no experimento 7

Os valores médios de posição transversal obtidos nos experimentos são mostrados na Tabela V.4, organizados em ordem crescente de profundidade de corte a_p, totalizando o valor médio dentre 1000 pontos selecionados para a profundidade de corte de 0,5 mm e 2000 pontos para as demais profundidades de corte.

Tabela V.4 - Valores do sinal de posição $\Delta\delta$ nas amostras para cada a_p

a_p (mm)	**Sinal medido antes da usinagem δ_{au} (μm)**	**Sinal medido durante a usinagem δ_{du} (μm)**	**Amplitude de posicionamento real $\Delta\delta = \delta_{du} - \delta_{au}$ (μm)**
0,5	69,6 ± 22,2	104,0 ± 22,7	34,4 ± 1,0
1,0	82,1 ± 23,7	196,4 ± 37,7	114,3 ± 1,0
1,5	88,9 ± 21,9	186,3 ± 37,8	97,4 ± 1,0
2,0	72,1 ± 21,0	201,8 ± 45,5	129,7 ± 1,1

É importante ressaltar que a localização do sensor em relação ao engaste do corpo de prova foi definida como constante em todos os experimentos e que o valor de deslocamento considerado é uma grandeza que inclui tanto excentricidade na rotação quanto deslocamento do corpo de prova na direção transversal. Por isso, foram medidos sinais de posição antes da entrada da ferramenta (δ_{au} - Figura IV.25) e depois da entrada da ferramenta (δ_{du}), ambos com a rotação da peça. Desta forma, elimina-se a excentricidade provocada por um possível mal

posionamento da peça. Cabe ressaltar que, em todos os casos, foi utilizado um relógio comparador para reduzir esta excentricidade.

V.3 - Rugosidade de superfície

Após a usinagem, os corpos de prova foram levados ao Laboratório de Metrologia Dimensional da PUC-Rio para medição dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t. Foram feitas 3 medições em cada corpo de prova e os valores encontrados (Tabelas V.5 e V.6) foram previamente analisados com auxílio do programa computacional ANALYSIS 1.0, desenvolvido por OLIVEIRA, J. *et al*., em 2012, objetivando a verificação da presença de *outliers*. Os pontos foram checados, simultaneamente, pelos critérios de Chauvenet, Dixon e Grubbs, com nível de confiança de 95%. Todos os valores medidos foram aproveitados pela análise nos três critérios, exceto a medida R_a de 1,9756 μm, do experimento 6. A incerteza de medição *U* e o fator de abrangência *k* foram calculados no módulo de medição do SGF. A incerteza de medição *U* representa um conjunto limite de valores que podem ser atribuídos a uma medição e o fator *k* é o fator de abrangência da incerteza *U*.

Tabela V.5 - Resultados relacionados à rugosidade média de superfície R_a

Prof. de corte a_p (mm)	Experim.	Rug. Média R_a (μm)	R_a Médio (μm)	Desvio Padrão (μm)	Incerteza *U* (μm)	Fator *k*
0,5	1	2,4590	2,6596	0,2652	0,6948	4,5266
		2,5595				
		2,9602				
1,0	2	2,9686	2,9267	0,2397	0,2592	2,6487
		2,7817				
		3,2543				
	3	2,5786				
		3,1077				
		2,8692				
1,5	4	3,2485	3,2215	0,2904	0,3140	2,6487
		3,2299				
		2,8368				
	5	3,5046				
		3,5633				
		2,9459				
2,0	6	2,9387	3,4550	0,5469	0,7017	2,8693
		3,1046				
	7	3,2936				
		4,3242				
		3,6141				

Tabela V.6 - Resultados relacionados à rugosidade total de superfície R_t

Prof. de corte a_p (mm)	Experim.	Rug. Total R_t (μm)	R_t Médio (μm)	Desvio Padrão (μm)	Incerteza U (μm)	Fator k
0,5	1	16,4690	15,5503	1,0543	2,7559	4,5266
		14,3991				
		15,7827				
1,0	2	15,7477	16,0273	2,0786	2,2476	2,6487
		17,9199				
		18,0357				
	3	12,6049				
		16,9709				
		14,8845				
1,5	4	18,2621	18,3812	1,9039	2,0587	2,6487
		16,0684				
		20,0856				
	5	20,8335				
		18,6039				
		16,4339				
2,0	6	14,1412	19,0753	4,2558	4,6018	2,6487
		13,7018				
		21,2645				
	7	19,6757				
		24,2350				
		21,4337				

Para verificar se o desgaste da ferramenta de corte foi significativo ao final dos experimentos realizados, a pastilha de corte teve a integridade das suas arestas verificadas, pois tal desgaste pode influenciar o acabamento superficial, na medição das forças e, consequentemente, na medição dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t (PEREIRA *et al.*, 2004).

V.4 - Desgaste da pastilha de corte

Para a execução dos experimentos, foram utilizadas as duas arestas disponíveis na pastilha de corte, sendo a primeira aresta utilizada nas etapas de teste e nos 2 primeiros experimentos e a outra aresta de corte nos 5 últimos experimentos. Após a execução de todos os experimentos, as pastilhas de corte foram levadas ao Laboratório de Metrologia Dimensional - LAMDI, do CEFET/RJ, para medição do desgaste de flanco. A medição foi feita em um projetor de perfil da marca Arotec, modelo PA300 A-B, utilizando-se emissão episcópica e lente de aumento de 20x. Não foi detectado desgaste de flanco em nenhuma das arestas para a visualização com a lente utilizada.

No Capítulo VI são vistas as análises dos resultados obtidos, verificando-se a influência da força de usinagem, de suas componentes de força e da deflexão da peça durante a usinagem nos parâmetros R_a e R_t.

Capítulo VI - Análise dos resultados

Ao analisar os resultados obtidos nos experimentos, foi verificado que os valores nominais da rugosidade média da superfície ficaram abaixo do valor teórico de 3,19 μm para a_p = 0,5 mm e 1 mm e para a_p = 1,5 mm e 2 mm praticamente coincidiram, porém, considerando-se a incerteza de medição, todos os valores de R_a contemplam o valor teórico. Os valores de rugosidade total de superfície R_t ficaram acima do valor teórico de 12,38 μm, em todos os experimentos, ficando também fora da faixa de incerteza de medição calculada.

Os dados da Tabela VI.1 correspondem aos valores médios de força e rugosidade de superfície encontrados e colocados em ordem crescente de profundidade de corte.

Tabela VI.1 - Valores médios de rugosidades de superfícies e de forças

a_p (mm)	R_a Médio (μm)	R_t Médio (μm)	F_f (N)	F_p (N)	F_c (N)	F (N)
0,5	2,6596 ± 0,6948	15,5503 ± 2,7559	96,1 ± 10,0	124,4 ± 6,6	270,5 ± 19,0	312,9 ± 21,5
1,0	2,9267 ± 0,2592	16,0273 ± 2,2476	337,1 ± 23,9	177,8 ± 18,6	628,8 ± 43,2	735,6 ± 48,5
1,5	3,2215 ± 0,3140	18,3812 ± 2,0587	536,9 ± 35,3	187,4 ± 26,3	925,3 ± 63,8	1086,5 ± 71,4
2,0	3,4550 ± 0,7017	19,0753 ± 4,6018	727,3 ± 43,7	179,0 ± 27,2	1207,9 ± 74,3	1421,7 ± 83,6

Observando a Figura VI.1, percebe-se que a força passiva não varia de forma significativa com o aumento da profundidade de corte, pois esta influencia na deflexão da peça e não na pressão específica de corte, conforme descrito no Capítulo II. Nota-se também que a força de avanço teve um aumento total de 657%, em relação ao valor encontrado para a profundidade de corte de 0,5 mm e que, neste mesmo intervalo, a força de corte aumentou 347%. O estudo feito por SOUZA *et al.* (2007) corrobora as observações acima.

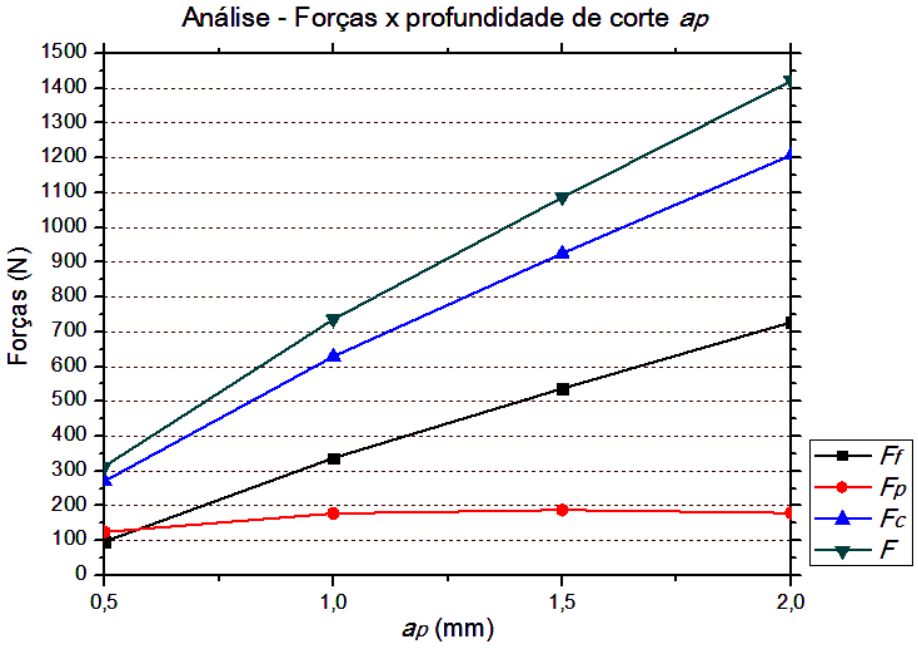


Figura VI.1 - Gráfico de análise entre as forças F_f, F_p, F_c e F e a profundidade de corte a_p

Com o objetivo de quantificar a relação entre a rugosidade de superfície e a força de usinagem, foram calculadas, a partir de regressões lineares, as funções apresentadas a seguir. Com estas funções, é possível calcular quais os valores das forças de usinagem *F* que proporcionam uma rugosidade média da superfície R_a = 3,19 μm e rugosidade total da superfície R_t = 12,38 μm, além de fazer-se uma correlação das rugosidades de superfície com as componentes de *F* monitoradas.

VI.1 - Relação entre a rugosidade média de superfície R_a e a força de usinagem

O aumento progressivo do parâmetro R_a correspondeu a um aumento progressivo na força de usinagem *F* (Figura VI.2), também correspondente ao aumento da profundidade de corte a_p (Figura VI.3).

A equação que relaciona a força *F* (N) em função da rugosidade R_a (μm), de acordo com os experimentos apresentados, é:

$$R_a(F) = 0{,}00076F + 2{,}37973 \qquad \text{(VI.1)}$$

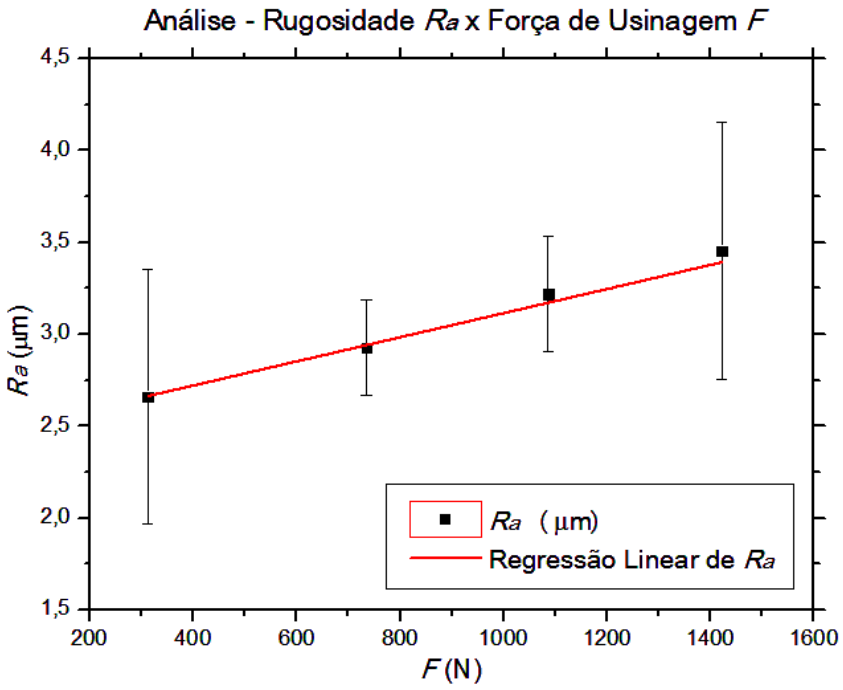


Figura VI.2 - Rugosidade R_a *versus* força de usinagem *F*

Observa-se na Figura VI.2 que um progressivo aumento da força de usinagem correspondente a um aumento progressivo de R_a. A diferença de 29,9% na rugosidade média da superfície, entre a_p = 0,5 mm e a_p = 2 mm, corresponde a uma diferença de aproximadamente 346,5% na força de usinagem como pode ser visto na Equação VI.1. Aplicando-se esta equação, verifica-se que um valor de rugosidade R_a = 3,19 μm

corresponderia a uma força de usinagem F de 1062,9 N. A rugosidade R_a apresenta uma piora à medida em que a profundidade de corte a_p é alterada em 0,5mm, porém, de a_p = 1,5 mm para a_p = 2 mm acontece uma melhora do valor nominal da rugosidade, porém, com incerteza de medição 2,2 vezes maior (Tabela VI.1 e Figura VI.2).

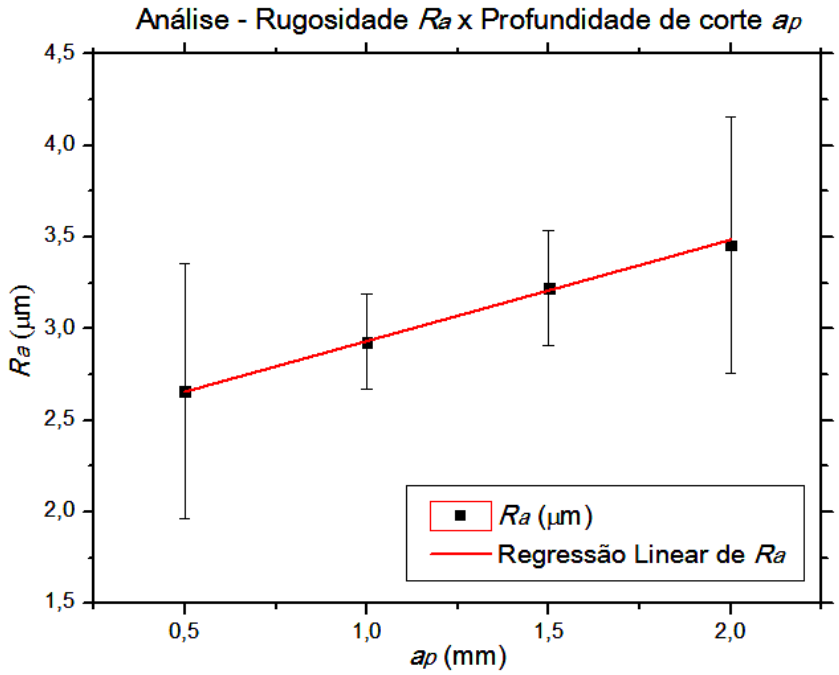


Figura VI.3 - Rugosidade R_a *versus* profundidade de corte a_p

A profundidade de corte a_p teórica na qual R_a = 3,19 µm seria alcançado é dado pela Equação VI.2, oriunda da regressão linear de R_a em função de a_p:

$$a_p = \frac{R_a(a_p) - 2{,}37882}{0{,}55317} \qquad \text{(VI.2)}$$

Em relação às componentes F_f, F_p e F_c, o aumento progressivo encontrado na medição de R_a também está associado ao aumento encontrado nas forças monitoradas a cada aumento de profundidade de corte. A variação de 29,9% na rugosidade R_a, entre a_p = 0,5 mm e a_p = 2 mm, representou um aumento de 656,82% da F_f (Figura VI.4), de 43,89% da F_p (Figura VI.5) e de 346,54% da F_c (Figura VI.6) monitoradas nos experimentos. Foi observado na análise da força passiva F_p que, entre a profundidade de 0,5 mm e de 1 mm houve um aumento desta força em 42,93%, sendo que entre 1 mm e 2 mm de profundidade a variação de F_p máxima foi de 5,4%.

As regressões lineares de R_a em função de F_f, F_p e F_c são apresentadas nas Equações VI.3, VI.4 e VI.5:

$$R_a(F_f) = 0{,}00134\,F_f + 2{,}4892 \quad \text{(VI.3)}$$

$$R_a(F_p) = 0{,}00889\,F_p + 1{,}4692 \quad \text{(VI.4)}$$

$$R_a(F_c) = 0{,}0009\,F_c + 2{,}37361 \quad \text{(VI.5)}$$

Extrapolando-se os valores das três componentes de força para R_a = 3,19 μm, tem-se, respectivamente, os seguintes resultados: F_f = 523,0 N, F_p = 193,6 N e F_c = 905,3 N.

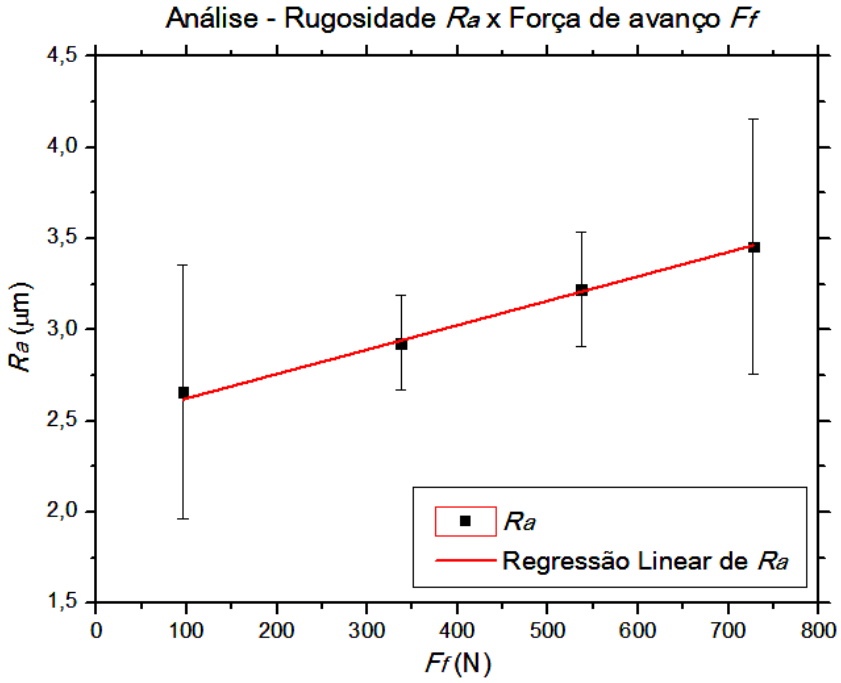


Figura VI.4 - Rugosidade R_a *versus* força de avanço F_f

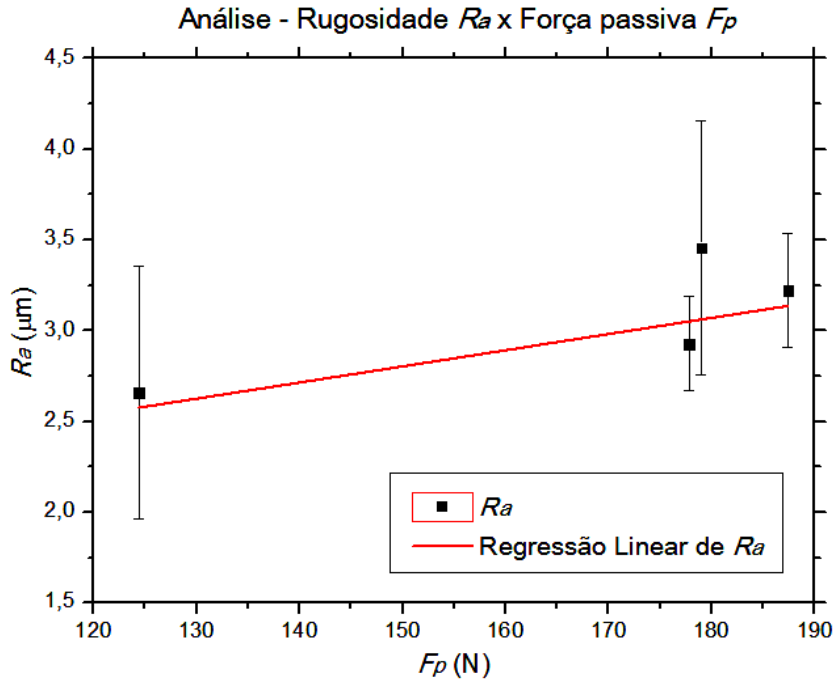


Figura VI.5 - Rugosidade R_a *versus* força passiva F_p

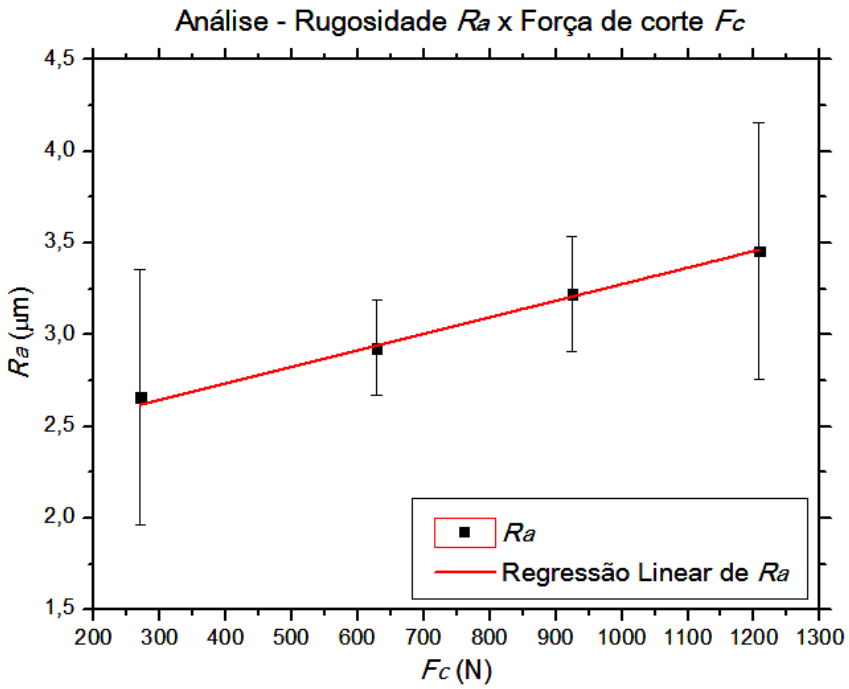


Figura VI.6 - Rugosidade R_a *versus* força de corte F_c

Por extrapolação, o R_a teórico seria alcançado usinando-se um corpo de prova com a profundidade de corte a_p = 1,47 mm.

A medição de rugosidade média de superfície apresentou valores coerentes com o valor esperado no planejamento dos experimentos, satisfazendo assim o propósito do programa SGF em relação a este parâmetro de medição de rugosidade de superfície, sendo que na média das medições em todas as profundidades de corte o resultado final é uma rugosidade R_a melhor que a esperada.

A seguir a mesma análise é apresentada, porém, utilizando-se o parâmetro R_t.

VI.2 - Relação entre a rugosidade total de superfície R_t e a força de usinagem

Analisando a função referente à rugosidade total da superfície, o aumento de 22,7% de R_t, entre a_p = 0,5 mm e a_p = 2 mm, corresponde a um aumento aproximado de 346,5% da força de usinagem, como visto na Figura VI.7. A Equação VI.6 relaciona a força de usinagem com este parâmetro.

$$R_t\,(F) = 0{,}00374F + 13{,}94909 \qquad \text{(VI.6)}$$

Não foi possível fazer a extrapolação do valor de F para R_t = 12,38 µm, pois resultaria em uma força F negativa.

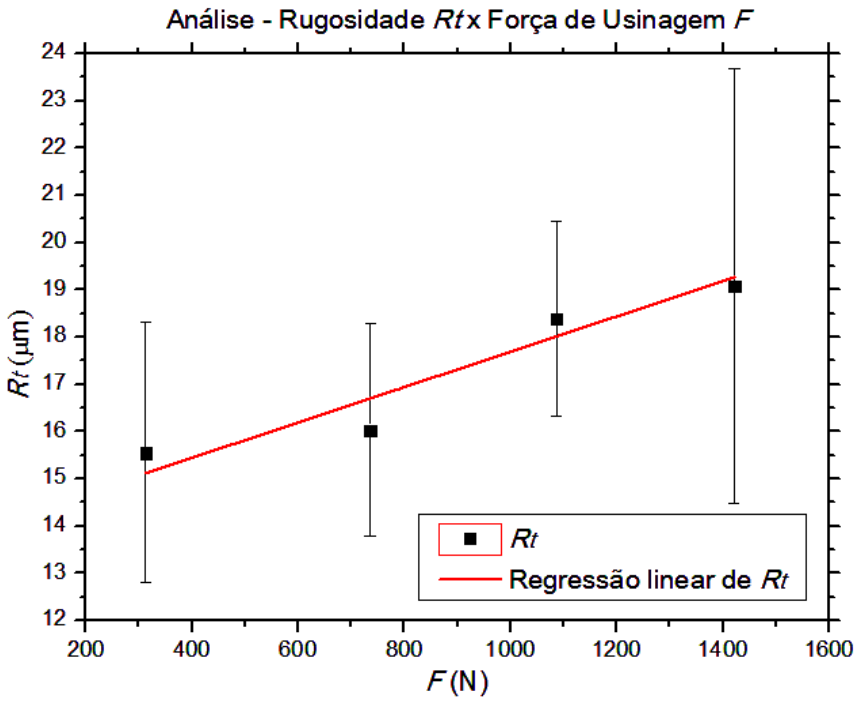


Figura VI.7 - Rugosidade R_t *versus* força de usinagem *F*

A rugosidade R_t apresentou piora a cada aumento de profundidade a_p (Figura VI.8), corroborando com a análise feita em relação à força *F*, apresentando uma influência que não é considerada no SGF.

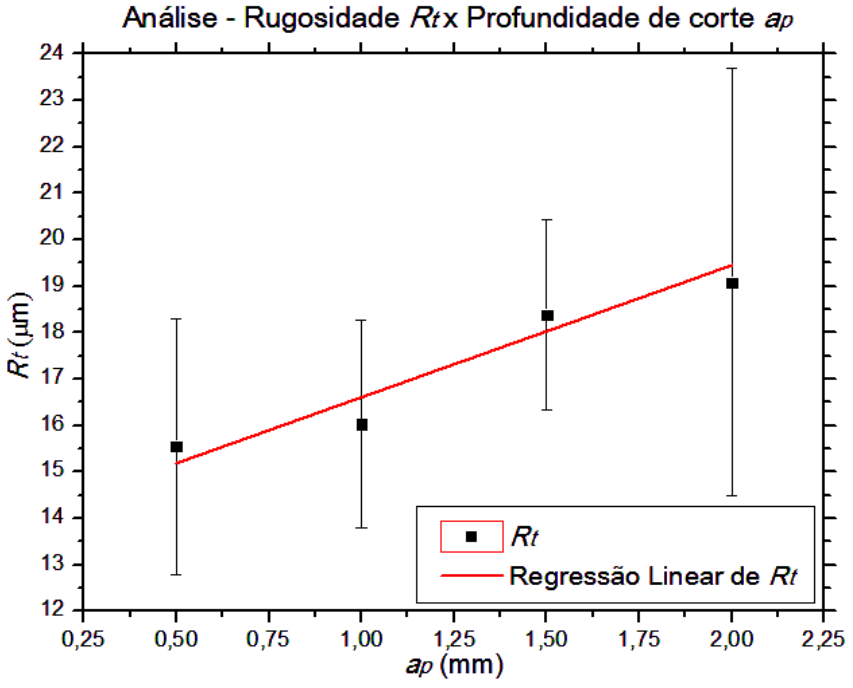


Figura VI.8 - Rugosidade R_t *versus* profundidade de corte a_p

A profundidade a_p teórica na qual R_t = 12,38 µm seria alcançado é dado pela Equação VI.7, fazendo-se a regressão linear de R_t em função de a_p:

$$a_p = \frac{R_t(a_p) - 13{,}76116}{2{,}24376} \qquad \text{(VI.7)}$$

O aumento progressivo encontrado na medição de R_t também está associado ao aumento encontrado nas forças F_f, F_p e F_c, monitoradas a cada aumento de profundidade de corte. A variação de 22,7% na rugosidade R_t, entre a_p = 0,5 mm e a_p = 2 mm, representou um aumento de 656,82% da F_f (Figura VI.9), de 43,89% da F_p (Figura VI.10) e de 346,54% da F_c (Figura VI.11) monitoradas nos experimentos.

As regressões lineares de R_t em função de F_f, F_p e F_c deram origem às Equações VI.8, VI.9 e VI.10.

$$R_t(F_f) = 0{,}00657\ F_f + 14{,}48795 \qquad \text{(VI.8)}$$

$$R_t(F_p) = 0{,}03808\ F_p + 10{,}588 \qquad \text{(VI.9)}$$

$$R_t(F_c) = 0{,}00442\ F_c + 13{,}92238 \qquad \text{(VI.10)}$$

Não foi possível extrapolar os valores das forças F_f e F_c para R_t = 12,38 μm, pois estes resultariam em força negativa, sendo possível extrapolar somente o valor de F_p, que para o referido valor teórico de R_t seria de 47,1 N.

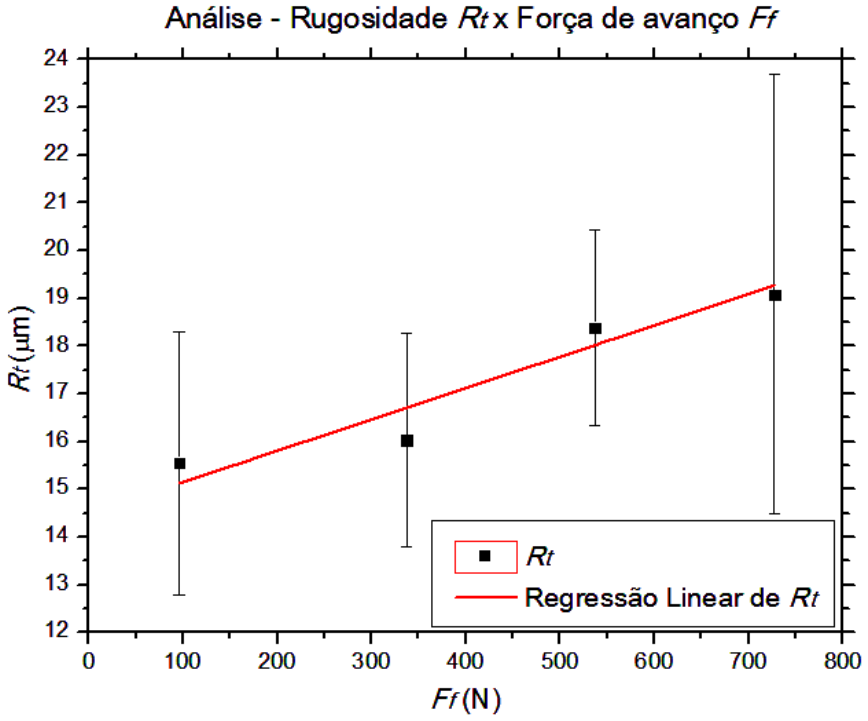


Figura VI.9 - Rugosidade R_t *versus* força de avanço F_f

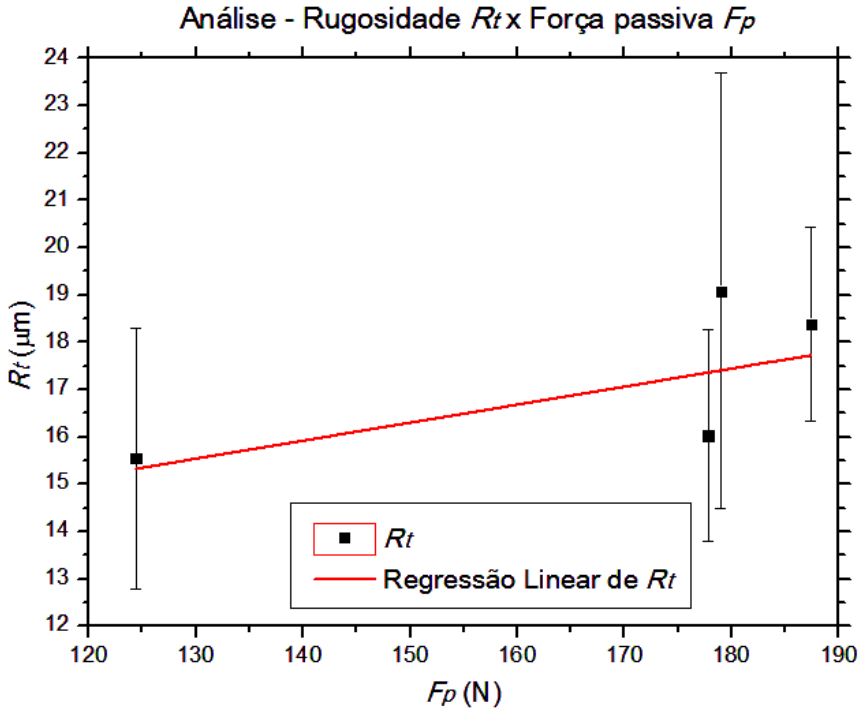


Figura VI.10 - Rugosidade R_t *versus* força passiva F_p

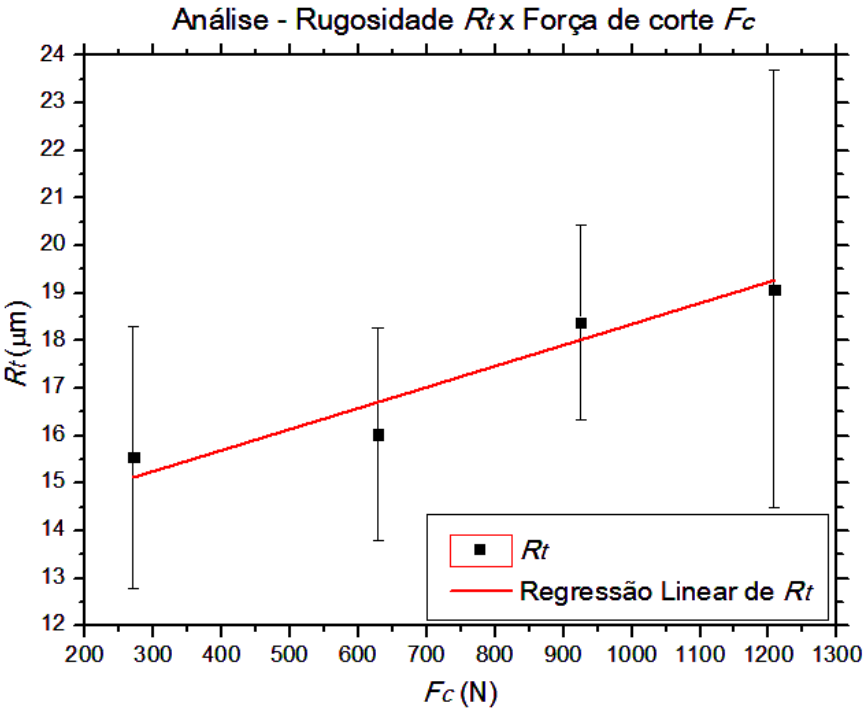


Figura VI.11 - Rugosidade R_t *versus* força de corte F_c

Com base neste estudo, nas condições de realização dos experimentos, pode-se concluir que o R_t teórico, baseado na equação acima, não seria alcançado usinando-se um corpo de prova com os parâmetros utilizados na otimização feita pelo SGF.

A rugosidade total de superfície medida nos corpos de prova apresentou valores superiores ao teórico em todas as profundidades de corte, sendo 25,6% maior que 12,38 µm

para a_p = 0,5 mm, 29,5% maior para a_p = 1,0 mm, 48,5% maior para a_p = 1,5 mm e 54,1% maior para a_p = 2,0 mm.

A análise da influência da deflexão dos corpos de prova na formação da rugosidade de superfície é feita a seguir.

VI.3 - Relação entre a deflexão calculada e os sinais de posição medidos

O conhecimento da força passiva é necessário para se saber o valor esperado para a deflexão da peça na usinagem. Após as medições das forças passivas, foi possível comparar a deflexão calculada segundo a Equação II.12 (Capítulo II) e os sinais de posição transversal medidos durante os experimentos (Tabela VI.2).

$$\delta = \frac{F_p . l^3}{3.E.I_y} \qquad \text{(II.12)}$$

Inicialmente, foi necessário calcular o momento de inércia na direção *y*, utilizando-se a Equação II.13 (Capítulo II):

$I_y = \frac{\pi . r_1^4}{4}$, sendo r_1 = Raio maior do corpo de prova = 0,012 m (12 mm);

I_y = 1,62x10^{-8} m^4

Sabendo-se o valor do momento de inércia, calcula-se a deflexão das amostras em função das forças passivas, medidas para cada profundidade de corte, utilizando, além do momento de inércia, o valor do módulo de elasticidade *E,* que para o aço ABNT 1020 é igual a 210 GPa e o valor de comprimento *l* máximo, de 72 mm (Tabela VI.2).

Tabela VI.2 - Comparação entre a deflexão calculada e o deslocamento medido

a_p (mm)	δ calculado (μm)	$\Delta\delta$ medido (μm)
0,5	4,5	34,4
1,0	6,5	114,3
1,5	6,8	97,4
2,0	6,5	129,7

Percebe-se que os valores de posição $\Delta\delta$ monitorados durante os experimentos não correspondem aos valores de deflexão δ teóricos esperados. Tais diferenças são corroboradas pelas oscilações vistas nos gráficos de monitoramento das forças (Figuras V.1 a V.7 - Capítulo

V), na qual verifica-se a existência de uma amplitude de forças, provocada pela inexatidão da centralização dos corpos de prova na placa de fixação do torno, que foi anulado pelo monitoramento do deslocamento antes da usinagem (δ_{au}), os afastamentos de medida reais de cada corpo de prova em relação à medida nominal de d_1 (A_{DN}), as variações geométricas de circularidade de cada superfície a ser usinada (V_{GC}) e da vibração existente na máquina-ferramenta quando ligada (V_{MF}). Portanto, a amplitude de posição $\Delta\delta$ do corpo de prova durante a usinagem representa, na prática, a deflexão da peça acrescida de outros fatores intrínsecos à operação (DAVIM, 2001), expressos na Equação VI.11.

$$\Delta\delta = \delta_{du} - \delta_{au} + A_{DN} + V_{GC} + V_{MF} \qquad \text{(VI.11)}$$

Essas oscilações se repetem ao longo da usinagem de forma periódica, afetando, assim, a medição do parâmetro R_t, porém, não sendo detectadas na medição de R_a.

Os estudos feitos por DAVIM (2001) fizeram uma correlação entre velocidade de corte, avanço e profundidade de corte com os parâmetros de rugosidade R_a e R_t em uma operação de torneamento. Dentre os 27 experimentos realizados por Davim, foram destacados para comparação os experimentos com parâmetros mais próximos, ou seja, as amostras usinadas com velocidade de corte de 141 m/min, avanço de 0,16 mm/rot e profundidades de corte de 0,5 e 1 mm, os únicos valores coincidentes em ambos os trabalhos. Davim realizou 3 medições de rugosidade por superfície e o valor médio de R_a encontrado para a_p = 0,5 mm foi de 2,737 μm e o de R_t foi de 20,680 μm. No estudo aqui apresentado, o R_a encontrado foi de 2,6596 μm e o R_t foi 15,5503 μm. Para a_p = 1 mm, os valores médios de R_a do estudo de Davim e deste trabalho, respectivamente, foram 1,967 μm e 2,9267 μm e de R_t 13,133 μm e 16,0273 μm. Davim concluiu, após regressões lineares múltiplas, que a velocidade de corte exerceu grande influência na formação da rugosidade, seguida pelo avanço, corroborados por este trabalho, onde a otimização encontrou o melhor interação velocidade de corte/avanço para atingir a rugosidade esperada. Davim também concluiu que a profundidade de corte exerceu pouca influência na rugosidade, onde os valores apresentaram variação para as profundidades utilizadas. Neste trabalho verificou-se uma piora da rugosidade a cada aumento de profundidade de corte nos dois parâmetros de rugosidade avaliados, tendo variação mais acentuada no parâmetro R_t. Para ambos os estudos, foi constatado que fatores intrínsecos à operação de torneamento, demonstrados na Equação VI.11, influenciam no erro dos dados gerados.

Capítulo VII - Conclusões

Neste trabalho foi realizado um procedimento experimental para comparar os parâmetros de rugosidade R_a e R_t teóricos com os produzidos pela operação de torneamento cilíndrico externo, cujos parâmetros foram definidos pelo programa SGF. O estudo mostra que:

- A força de usinagem, avaliada através de seus componentes, influencia diretamente na rugosidade R_t, mas não influencia de forma significativa na rugosidade R_a. A piora da rugosidade de superfície ficou evidenciada quando se utilizou o parâmetro R_t como referência, sendo que a força passiva foi a que menos exerceu influência na composição da força de usinagem, na ordem de 4,19%; a força de corte influenciou em 33,09% e a força de avanço contribuiu com 62,72%. Os valores apresentados indicam que a diminuição da força de usinagem aplicada durante o processo resulta em melhora da rugosidade total da superfície, o que não é considerado pelo SGF.
- A medida nominal da rugosidade R_t foi no mínimo 25,6% acima do valor teórico calculado no programa SGF. O aumento da profundidade de corte influenciou o aumento das forças de corte e avanço, conforme o esperado, mas tal fenômeno não ocorreu de forma totalmente linear, onde os parâmetros de corte se mantiveram constantes e apenas a profundidade de corte variou.
- A amplitude de deslocamento real para a profundidade de corte de 0,5 mm foi 31,2% menor que a tolerância dimensional do diâmetro da peça (±0,05 mm). Para a profundidade de 1,0 mm, a amplitude foi 128,6% maior que a tolerância dimensional. Para a profundidade de 1,5 mm, este aumento em relação à tolerância dimensional foi de 94,8%, enquanto que para a profundidade de 2,0 mm, o aumento verificado foi de 159,4%.

Considerando-se a influência da força de usinagem e do deslocamento dos corpos de prova durante a usinagem na formação da rugosidade de superfície, considera-se uma combinação de agentes que exercem influência na variação do mesmo, como por exemplo: pequenas variações na profundidade de corte na hora de se repetir o experimento, pequenas variações do corpo de prova ao se repetir o experimento, variações na circularidade de cada corpo de prova, variações de posicionamento e centralização da peça ao se trocar de corpo de prova, a vibração da máquina-ferramenta e a geometria da ferramenta de corte selecionada. Havendo então a necessidade de se obter valores finos de rugosidade total de superfície, deve-se levar em conta a melhoria da exatidão nos fatores citados acima, o que poderia levar a um aumento do custo da usinagem.

Capítulo VIII - Sugestões para futuras pesquisas

Foram propostas relações empíricas entre as forças aplicadas na usinagem e os parâmetros de rugosidade R_a e R_t, que podem contribuir para a determinação, no programa SGF, da força de usinagem máxima a ser aplicada na peça para uma operação de desbaste com o menor custo e a melhor rugosidade superficial. Espera-se que, como continuação a este trabalho, possa ser acrescido ao programa as influências da força de usinagem, a sua influência no parâmetro R_t de rugosidade e de fenômenos dinâmicos associados a ela.

Os experimentos realizados neste trabalho podem suscitar questionamentos além do que foi feito aqui, como exemplo, pode-se realizar estudos de influência dos desvios geométricos no acabamento superficial. Pode-se também estudar a influência da força de usinagem e suas componentes nos desvios geométricos gerados na peça usinada. Além disso, podem-se fazer ensaios mecânicos nos corpos de prova usinados, para verificação da possibilidade de alterações de características em relação ao corpo de prova antes da usinagem. Além disto, este estudo pode ser realizado com outras variáveis, como, por exemplo:

- Alteração do inserto da ferramenta de corte (tipos, dimensões, etc.);
- Realizando usinagens sem fluido refrigerante e
- Utilizando um aço diferente (p. ex., ABNT 1045).

Tais sugestões podem ser aproveitadas em orientação de iniciação científica, projeto final de Graduação ou em novas pesquisas de Mestrado e Doutorado.

Referências Bibliográficas

ABNT NBR ISO 4287: “Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros de rugosidade”, Associação Brasileira de Normas Técnicas: Rio de Janeiro, 2002.

ABOUELATTA, O. B.; MÁDL, J.; “Surface roughness prediction based on parameters and tool vibrations in turning operations”, *Journal of Materials Processing Technology*, n. 118, pp. 269-277, 2001.

AGOSTINHO, O. L.; RODRIGUES, A. C. S.; LIRANI, J.; *Tolerâncias, ajustes, desvios e análise de dimensões*. São Paulo: Editora Blucher, 1977.

ALMEIDA, D. O.; *Investigação de desvios geométricos no alargamento de ferro fundido com ferramentas revestidas*. Dissertação de M.Sc, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, Brasil, 2008.

ALTINTAS, Y.; *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design*. Cambridge University Press, Cambridge, UK, 2000.

ARAUJO, A. C. M.; *Estudo das forças de usinagem no fresamento de topo*, Dissertação de M.Sc, COPPE / Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 1999.

CAMPOS, L. A.; *Otimização do Processo de Torneamento de Peças Endurecidas por meio da Definição do Intervalo de Máxima Eficiência da Velocidade de Corte*, Dissertação de M.Sc., Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica / Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG, Brasil, 2004.

CASSIER, Z.; “Critérios de optimización de parâmetros de corte en el torneado de piezas utilizando sistemas CAD-CAM”, Departamento de Mecânica – Universidad Simón Bolivar, Caracas, Venezuela, 1986.

CASTILHO, F. V. *et al.*; “Experimental and numerical analysis of end milling tools dynamic parameters”. In: *proceedings of the 21st Brazilian Congress of Mechanical Engineering CONEM 2011*; v. CDROM; Natal-RN; Oct. 2011.

COPPINI, N. L.; FERREIRA, J. R.; MIRANDA, G. W. A.; “Procedimento para Otimização das Condições de Usinagem para Aplicação em chão de Fábrica”. In: *proceedings of the 3rd International Congress of Industrial Engineering and XVII Encontro Nacinal de Engenharia de Produção ENEGEP 1997*; CD - 3rd International Congress of Industrial Engineering and XVII Encontro Nacinal de Engenharia de Produção ENEGEP 1997; Gramado-RS; 1997.

DAVIM, J. P.; “A note on the determination of optimal cutting conditions for surface finish obtained in turning using design of experiments”, *Journal of Materials Processing Technology*, n. 116, pp. 305-308, 2001.

FERRARESI, D.; *Fundamentos da usinagem dos metais*. Vol. 1, São Paulo: Editora Edgard Blücher, 1977.

ISO 841: “Industrial automation systems and integration — Numerical control of machines — Coordinate system and motion nomenclature”, 2nd ed. International Organization for Standardization: Geneva, 2001.

ISO 3002/1: “Basic quantities in cutting and grinding - Part 1: Geometry of the active part of cutting tools - General terms, references systems, tool and working angles, chip breakers”. 2nd ed. International Organization for Standardization: Geneva, 1982.

ISO 3002/3: “Basic quantities in cutting and grinding - Part 3: Geometric and kinematic quantities in cutting”. 1st ed. International Organization for Standardization: Geneva, 1984.

ISO 3002/4: “Basic quantities in cutting and grinding - Part 4: Forces, energy, power”.1st ed. International Organization for Standardization: Geneva, 1984.

ISO 3685: “Specification for tool-life testing with single point turning tools". 2nd ed. International Organization for Standardization: Geneva, 1993.

ISO GUM: “Guia para a expressão da incerteza de medição". 3ª edição brasileira em língua portuguesa: Rio de Janeiro: ABNT, INMETRO, 2003.

JUN, M. B. *et al*.; “Evaluation of a spindle-based force sensor for monitoring and fault diagnosis of machining operations”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 42, Issue 6, pp. 741-751, 2002.

JUNIOR, R. S. U. R.; *Determinação das condições otimizadas de usinagem com aplicação em torneamento*, Dissertação de M.Sc., Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, Brasil, 1995.

KANG, M. C. *et al*.; “A monitoring technique using a multi-sensor in high speed machining”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 113, Issues 1-3, pp. 331-336, 2001.

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. *Fertigungsverfahren 1. drehen, fräsen, bohren.* 5. ed., Berlin: Springer-Verlag GmbH, 417 p., 1997.

KOPAC, J.; BAHOR, M.; “Interaction of the technological history of a workpiece material and the machining parameters on the desired quality of the surface roughness of a product”, *Journal of Materials Processing Technology*, n. 92-93, pp. 381-387, 1999.

KOPAC, J.; BAHOR, M.; SOKOVIC, M.; “Optimal machining parameters for achieving the desired surface roughness in fine turning of cold pre-formed steel workpieces”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, n. 42, pp. 707-716, 2002.

LIMA, V. T.; LACERDA, H. B.; “Modelling and Stability Analysis of Chatter Vibration in Metal Cutting”. In: *proceedings of X Diname*, Ubatuba., v. 1, 2003.

LINDSTRÖM, B. Cutting data field analysis and predictions – par 1: straight Taylor slopes. *Cirp annals*, vol. 38, pp. 103-106, 1989.

MACHADO *et al.*; *Teoria da Usinagem dos Materiais*. São Paulo: Editora Blucher, 2009.

MANNA, A.; BHATTACHARYYA, B.; “Investigation for optimal parametric combination for achieving better surface finish during turning of Al/SiC-MMC”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, n. 23, pp. 658-665, 2004.

MENDES, R. R. A. ; PAIVA, A. P. ; FERREIRA, J. R.; “Estudo da minimização do custo de usinagem por torneamento do aço ABNT 52100 utilizando-se a metodologia de superfície de resposta”. In: *anais do 4º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação COBEF 2007*; v. 1; p. 1-10, Águas de São Pedro-SP.; 2007.

MESQUITA, N. G. M.; *Determinação dos Parâmetros da Fórmula Expandida de Taylor*. Dissertação de M.Sc, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, Brasil, 1980.

MESQUITA, N. G. M.; *Avaliação e escolha de uma superfície segundo sua função e fabricação*. Tese de D.Sc, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, Brasil, 1992.

NERY, W. S.; OLIVEIRA, J. E. F.; ARAUJO, A. C.; "Avaliação experimental de um torneamento cilíndrico externo parametrizado por otimização computacional". In: *anais do VII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica CONEM 2012*; v.1; pp 1-10; São Luís - MA; Ago. 2012.

OLIVEIRA, A. J.; *Otimização das condições de usinagem visando o torneamento a seco do aço ABNT 1045 em operação de desbaste*, Dissertação de M.Sc., Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP, Campinas, SP, Brasil, 2003.

OLIVEIRA, J. E. F.; *Desenvolvimento de um programa computacional para a integração de dados de projeto, fabricação e medição de peças torneadas com ênfase na síntese de tolerâncias dimensionais determinísticas*, Tese de D.Sc., Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica / Universidade Federal de Pernambuco, Recife, PE, Brasil, 2009.

PEREIRA, J. E. A. *et al*.; "Influência do Desgaste da Ferramenta na Rugosidade da Peça e nos Sinais de Vibração no Processo de Torneamento". In: *anais do XI Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica*; v. CDROM; Nova Friburgo-RJ; 2004.

PRASAD, A.; "Optimal selection of process for turning operation in CAPP system. Taylor and Francis Ltd., *International Journal of Product Research*, vol. 3, Issue 6, pp. 1495-1522, London, 1997.

ROSA, L. C.; "Acabamento de Superfícies - Rugosidade Superficial". In.: *anais do congresso Oficina Mecânica para Automação OMA*; UNESP; Sorocaba-SP; 2004.

SAE J 403: "Chemical Compositions of SAE Carbon Steels", USA, 2001.

SANDVIK, C.; *Modern metal cutting: a practical handbook*. Suécia: Sandvik Coromant, Technical Editorial Dept., 1994.

SANDVIK; Corokey '08. Sandvik do Brasil S. A. Indústria e Comércio, Jurubatuba, SP, 2008.

SHINNO, H. et al.; "Sensor-less Monitoring of Cutting Force during Ultraprecision Machining", Proceedings of CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 52, Issue 1, pp. 303-306, 2003.

SOUZA, A. J.; SCHROETER, R. B.; "Análise da influência dos parâmetros de corte nos sinais monitorados de força e vibração, e na variação da rugosidade da superfície torneada". In: *anais do IV Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação COBEF 2007*; v. CDROM; Águas de São Pedro-SP; 2007.

TANG, Y. et al.; "Hierarchical optimal force–position–contour control of machining processes", Control Engineering Practice, Vol. 14, Issue 8, pp. 909-922, 2006.

WANG, J. X. et al; *Decision Rules for Workpieces based on Total Uncertainty*, Springer Verlag London Limited, London, 2005.

WIDIA; Master Products Catalog - Cutting Tools. Krupp Widia GMBH Werkzeugtechnik, Essen, 2005.

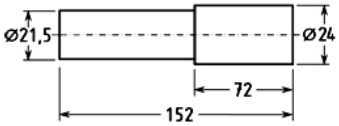
Apêndice I

Planilha de otimização dos experimentos (SGF)

Programa computacional utilizado - Sistema de Gerenciamento da Fabricação (SGF)

EXPERIMENTO Nº	1	2 e 3	4 e 5	6 e 7
Nº de experimentos	1	2	2	2
Diâmetro inicial (d1) mm	24	24	24	24
Diâmetro final (d2 ± 0,05) mm	23	22	21	20
Profundidade de corte (ap) mm	0,5	1	1,5	2

Amostra



Dados do programa SGF	
Comprimento de usinagem (l)	40 mm
Acabamento Superficial (Ra)	3,2 µm
Quantidade de escalonamentos	1
Prof. de corte para o acabamento	0 mm
Nº de avanços da máquina	20
Velocidade de avanço máximo permitido*	0,199 mm/rot
Velocidades de avanços utilizados	0,042 - 0,199

* Calculado pelo SGF

LEGENDA
N (rpm) - Velocidade de rotação
Kp (R$) - Custo por peça
T (s) - Tempo de usinagem (somente corte)
f (mm/rot) - Velocidade de avanço
Vc (m/min) - Velocidade de corte
ap (mm) - profundidade de corte
Nº passes (un.) - Número de passes necessários
Kt (R$) - Custo total da usinagem
Tt (s) - Tempo total da usinagem

Avanços longitudinais disponíveis (mm/rot)			
0,042	*0,125*	0,254	0,435
0,053	*0,14*	0,271	0,449
0,057	*0,15*	0,282	0,486
0,063	*0,151*	0,293	0,49
0,073	*0,16*	0,297	0,531
0,074	*0,176*	0,31	0,554
0,079	*0,19*	0,32	0,575
0,091	*0,199*	0,348	0,62
0,094	0,221	0,354	0,675
0,109	0,223	0,374	0,731
0,116	0,235	0,385	0,796
0,117	0,251	0,394	1,013

Em *itálico* - Avanços utilizados nas otimizações (SGF)

EXPERIMENTO 1 (Em destaque, otimização que gerou o menor custo de usinagem)

OTIMIZAÇÃO	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
N (rpm)	31,5	50	63	80	100	125	160	200	250	315	400	500	630	800	1000	1250	1600	2500
Kp (R$)	2,45	1,54	1,22	0,96	0,77	0,62	0,48	0,38	0,31	0,24	0,19	0,16	0,12	0,10	0,08	0,07	**0,062**	0,063
T (s)	6,38	4,02	3,19	2,51	2,01	1,61	1,26	1,00	0,80	0,64	0,50	0,40	0,32	0,25	0,20	0,16	0,13	0,08
f (mm/rot)	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199
Vc (m/min)	2,38	3,77	4,75	6,03	7,54	9,42	12,06	15,08	18,85	23,75	30,16	37,70	47,50	60,32	75,40	94,25	120,64	188,50
ap (mm)	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50
Nº passes (un.)	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
Kt (R$)	17,27	16,37	16,05	15,79	15,60	15,44	15,31	15,21	15,13	15,07	15,02	14,98	14,95	14,92	14,91	14,90	14,89	14,89
Tt (s)	27,38	25,02	24,19	23,51	23,01	22,61	22,26	22,00	21,80	21,64	21,50	21,40	21,32	21,25	21,20	21,16	21,12	21,08

EXPERIMENTOS 2 E 3 (Em destaque, otimização que gerou o menor custo de usinagem)

OTIMIZAÇÃO	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
N (rpm)	31,5	50	63	80	100	125	160	200	250	315	400	500	630	800	1000	1250	1600	2500
Kp (R$)	2,45	1,54	1,22	0,96	0,77	0,62	0,48	0,38	0,31	0,24	0,19	0,16	0,12	0,10	0,08	0,07	**0,062**	0,064
T (s)	6,38	4,02	3,19	2,51	2,01	1,61	1,26	1,00	0,80	0,64	0,50	0,40	0,32	0,25	0,20	0,16	0,13	0,08
f (mm/rot)	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199
Vc (m/min)	2,38	3,77	4,75	6,03	7,54	9,42	12,06	15,08	18,85	23,75	30,16	37,70	47,50	60,32	75,40	94,25	120,64	188,50
ap (mm)	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
Nº passes (un.)	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
Kt (R$)	17,27	16,37	16,05	15,79	15,60	15,44	15,31	15,21	15,13	15,07	15,02	14,98	14,95	14,92	14,91	14,90	14,89	14,89
Tt (s)	27,38	25,02	24,19	23,51	23,01	22,61	22,26	22,00	21,80	21,64	21,50	21,40	21,32	21,25	21,20	21,16	21,12	21,08

EXPERIMENTOS 4 E 5 (Em destaque, otimização que gerou o menor custo de usinagem)

OTIMIZAÇÃO	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
N (rpm)	31,5	50	63	80	100	125	160	200	250	315	400	500	630	800	1000	1250	1600	2500
Kp (R$)	2,45	1,54	1,22	0,96	0,77	0,62	0,48	0,38	0,31	0,24	0,19	0,16	0,12	0,10	0,08	0,07	**0,062**	0,064
T (s)	6,38	4,02	3,19	2,51	2,01	1,61	1,26	1,00	0,80	0,64	0,50	0,40	0,32	0,25	0,20	0,16	0,13	0,08
f (mm/rot)	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199
Vc (m/min)	2,38	3,77	4,75	6,03	7,54	9,42	12,06	15,08	18,85	23,75	30,16	37,70	47,50	60,32	75,40	94,25	120,64	188,50
ap (mm)	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50	1,50
Nº passes (un.)	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
Kt (R$)	17,27	16,37	16,05	15,79	15,60	15,44	15,31	15,21	15,13	15,07	15,02	14,98	14,95	14,92	14,91	14,90	14,89	14,89
Tt (s)	27,38	25,02	24,19	23,51	23,01	22,61	22,26	22,00	21,80	21,64	21,50	21,40	21,32	21,25	21,20	21,16	21,12	21,08

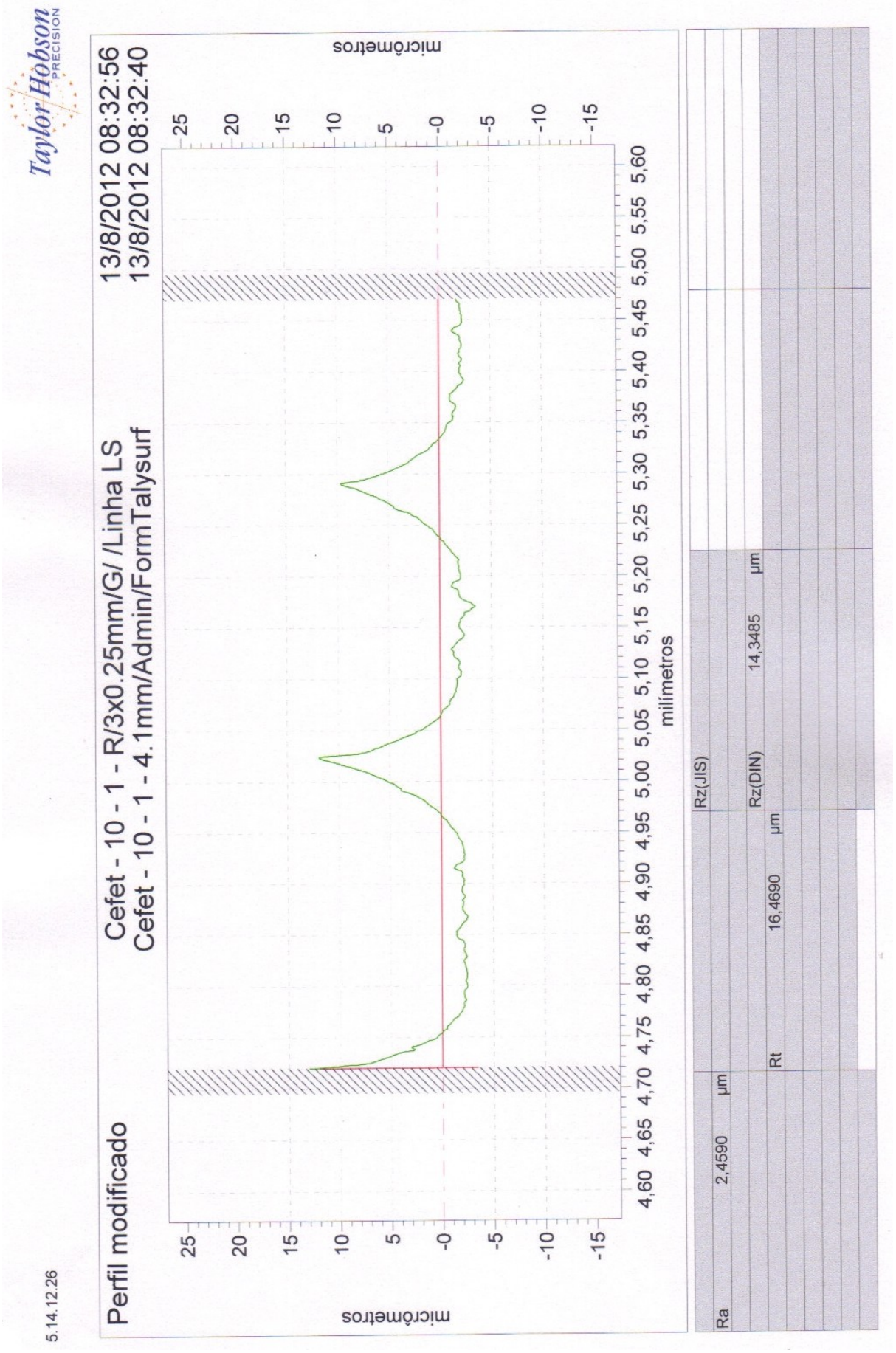
EXPERIMENTOS 6 E 7 (Em destaque, otimização que gerou o menor custo de usinagem)

OTIMIZAÇÃO	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
N (rpm)	31,5	50	63	80	100	125	160	200	250	315	400	500	630	800	1000	1250	1600	2500
Kp (R$)	2,45	1,54	1,22	0,96	0,77	0,62	0,48	0,38	0,31	0,24	0,19	0,16	0,12	0,10	0,08	0,07	**0,062**	0,064
T (s)	6,38	4,02	3,19	2,51	2,01	1,61	1,26	1,00	0,80	0,64	0,50	0,40	0,32	0,25	0,20	0,16	0,13	0,08
f (mm/rot)	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199	0,199
Vc (m/min)	2,38	3,77	4,75	6,03	7,54	9,42	12,06	15,08	18,85	23,75	30,16	37,70	47,50	60,32	75,40	94,25	120,64	188,50
ap (mm)	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00	2,00
Nº passes (un.)	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
Kt (R$)	17,27	16,37	16,05	15,79	15,60	15,44	15,31	15,21	15,13	15,07	15,02	14,98	14,95	14,92	14,91	14,90	14,89	14,89
Tt (s)	27,38	25,02	24,19	23,51	23,01	22,61	22,26	22,00	21,80	21,64	21,50	21,40	21,32	21,25	21,20	21,16	21,12	21,08

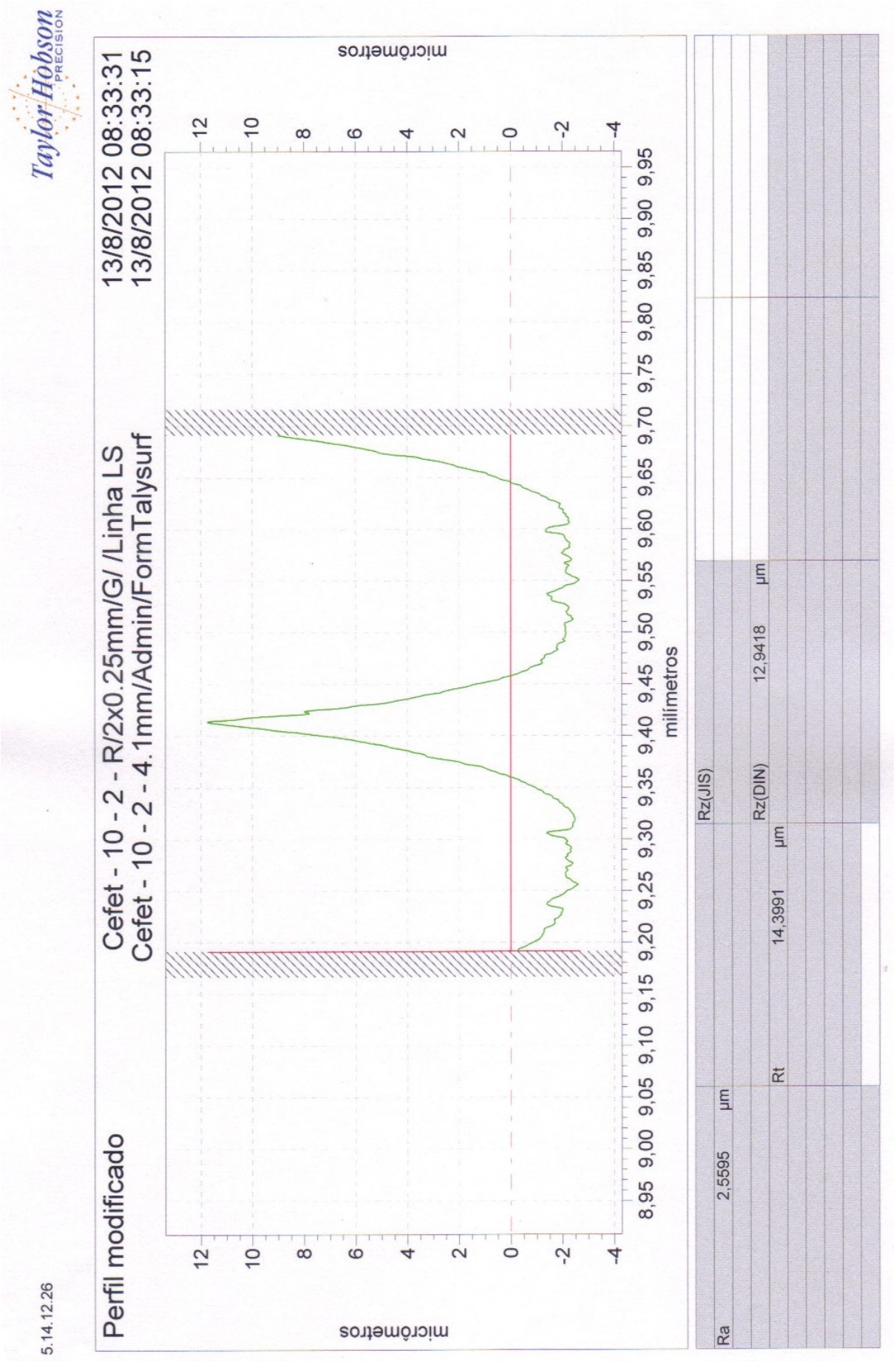
Anexo I

Medições de rugosidade de superfície

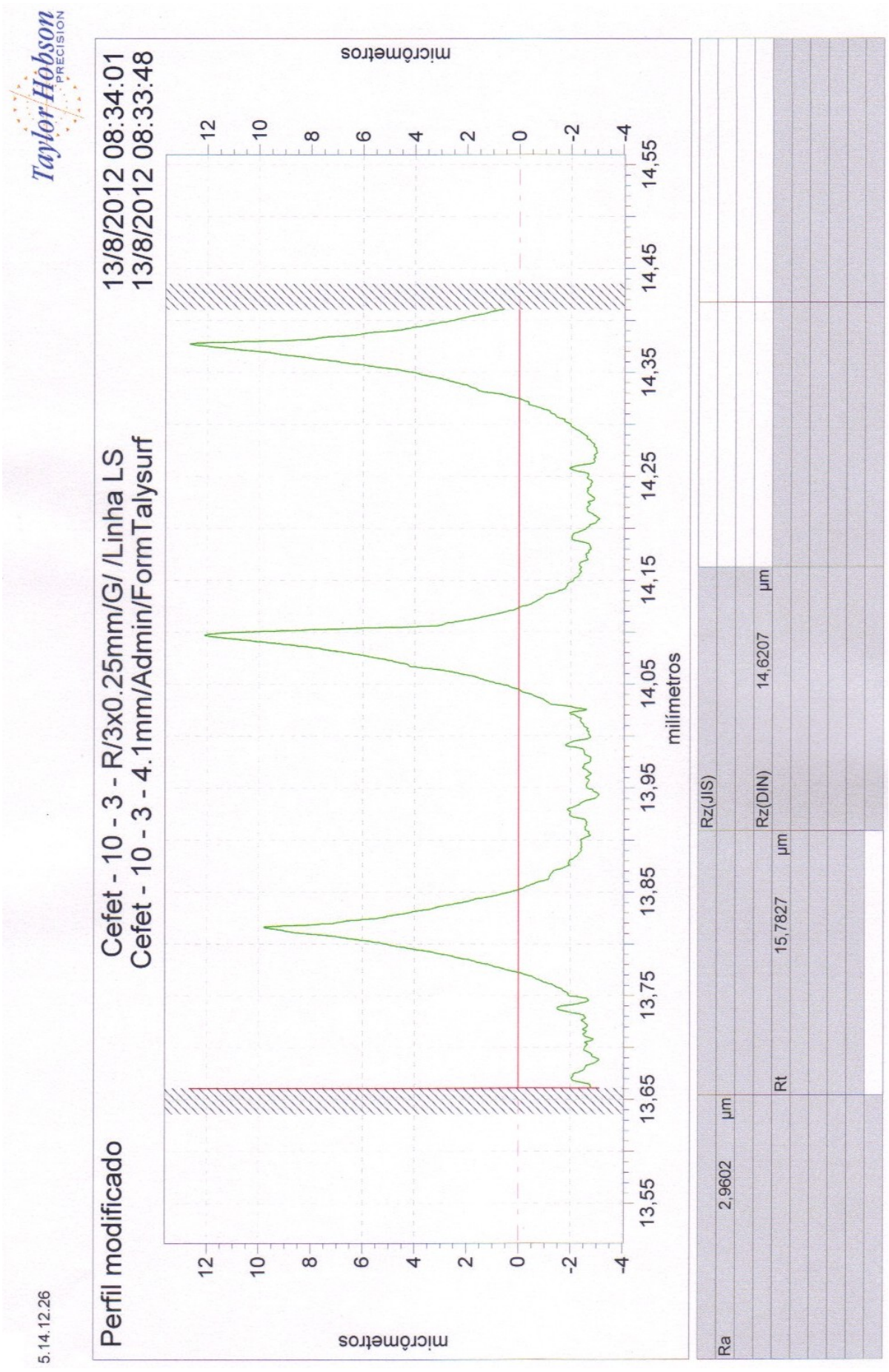
Experimento 1 - a_p = 0,5 mm - Medição de rugosidade 1



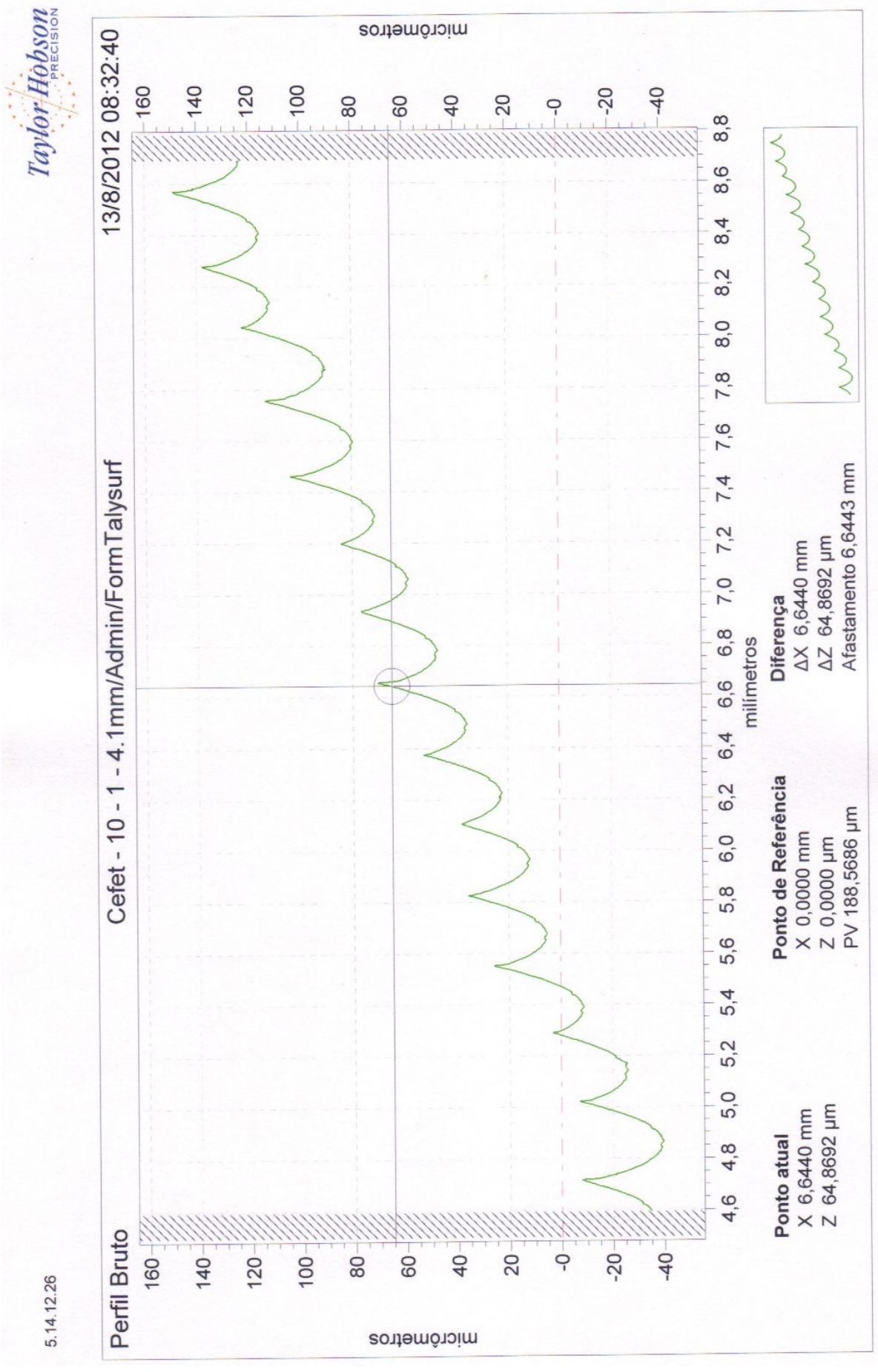
Experimento 1 - a_p = 0,5 mm - Medição de rugosidade 2



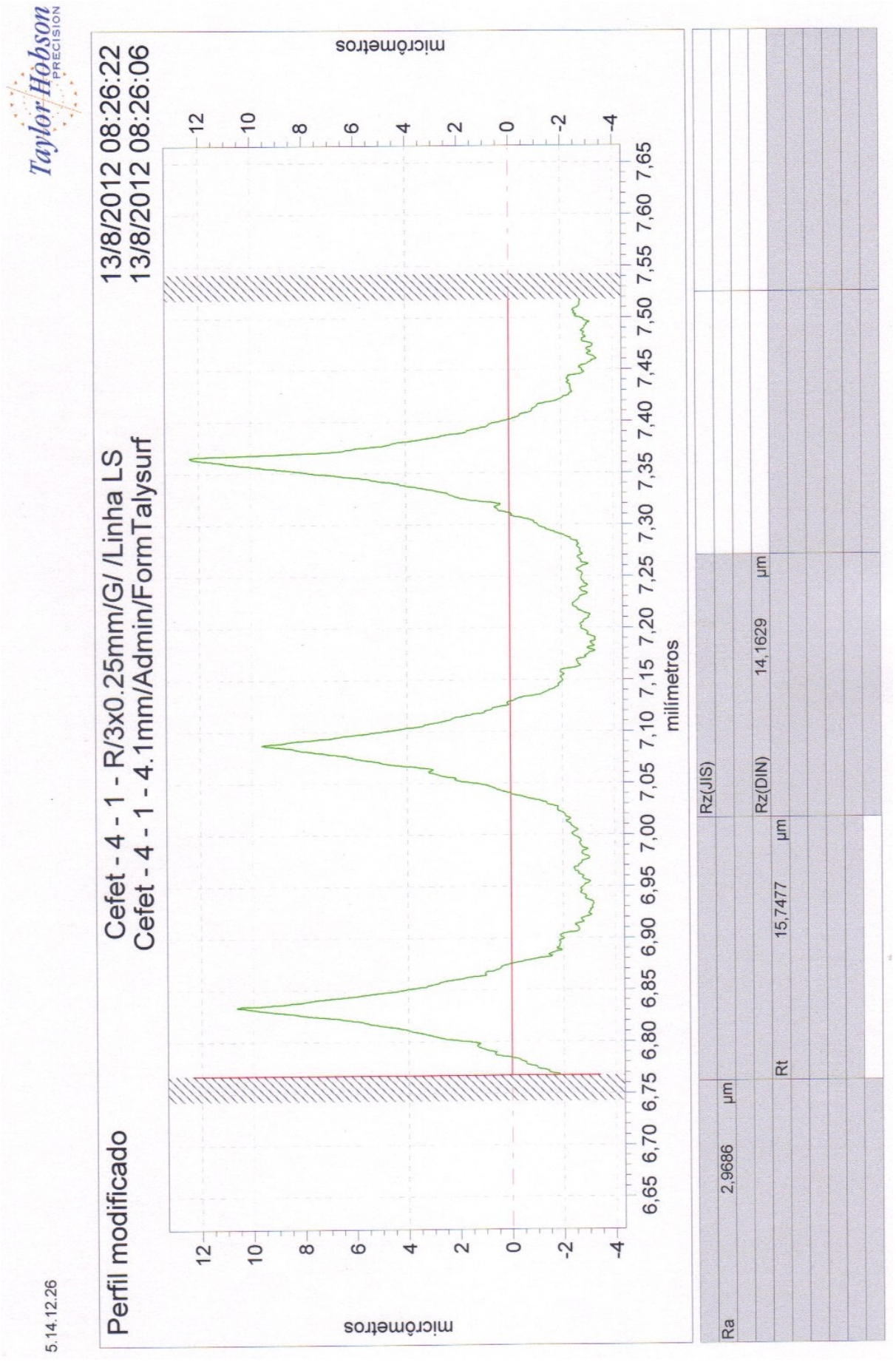
Experimento 1 - a_p = 0,5 mm - Medição de rugosidade 3



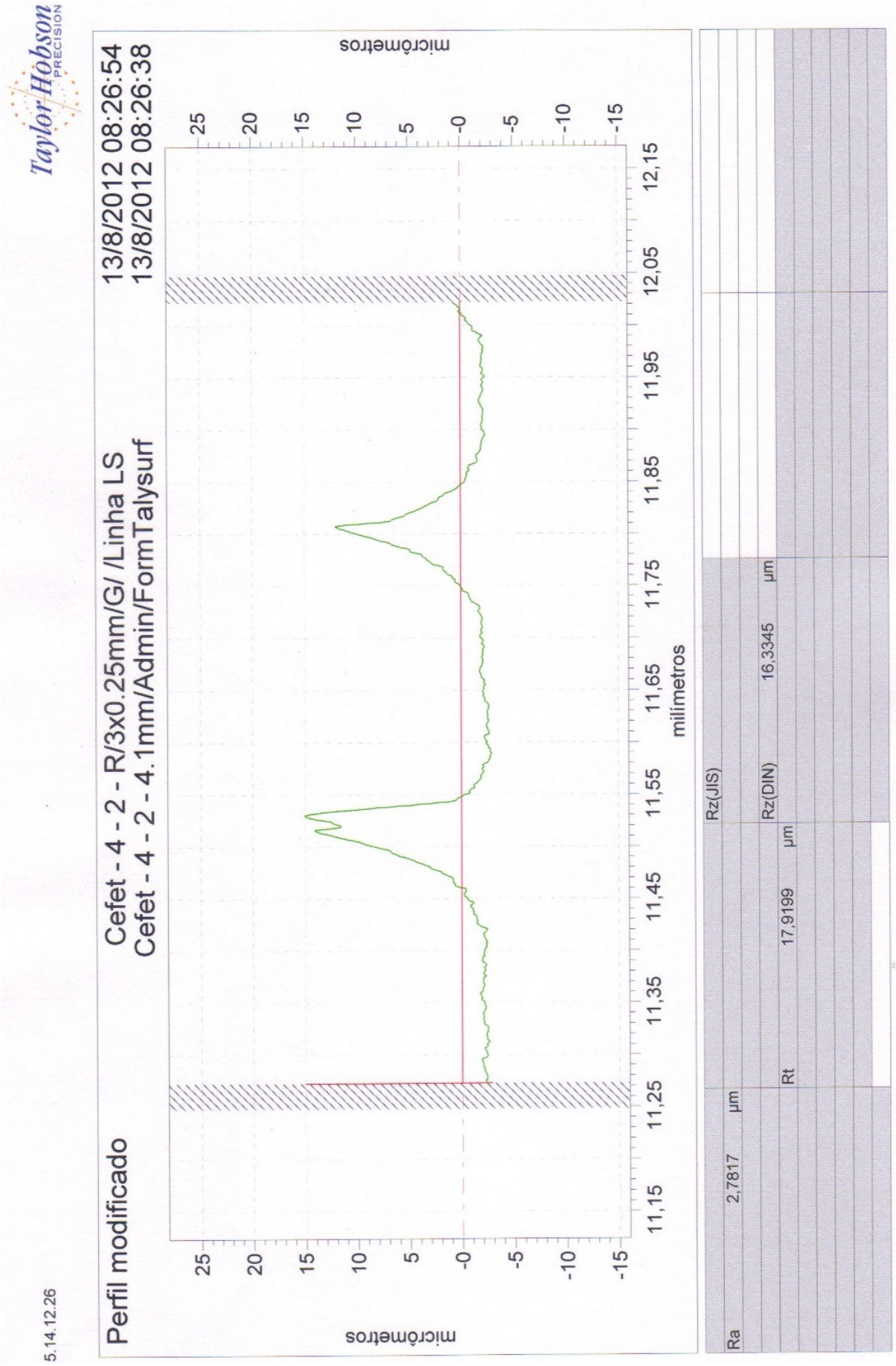
Experimento 1 - a_p = 0,5 mm - Perfil bruto



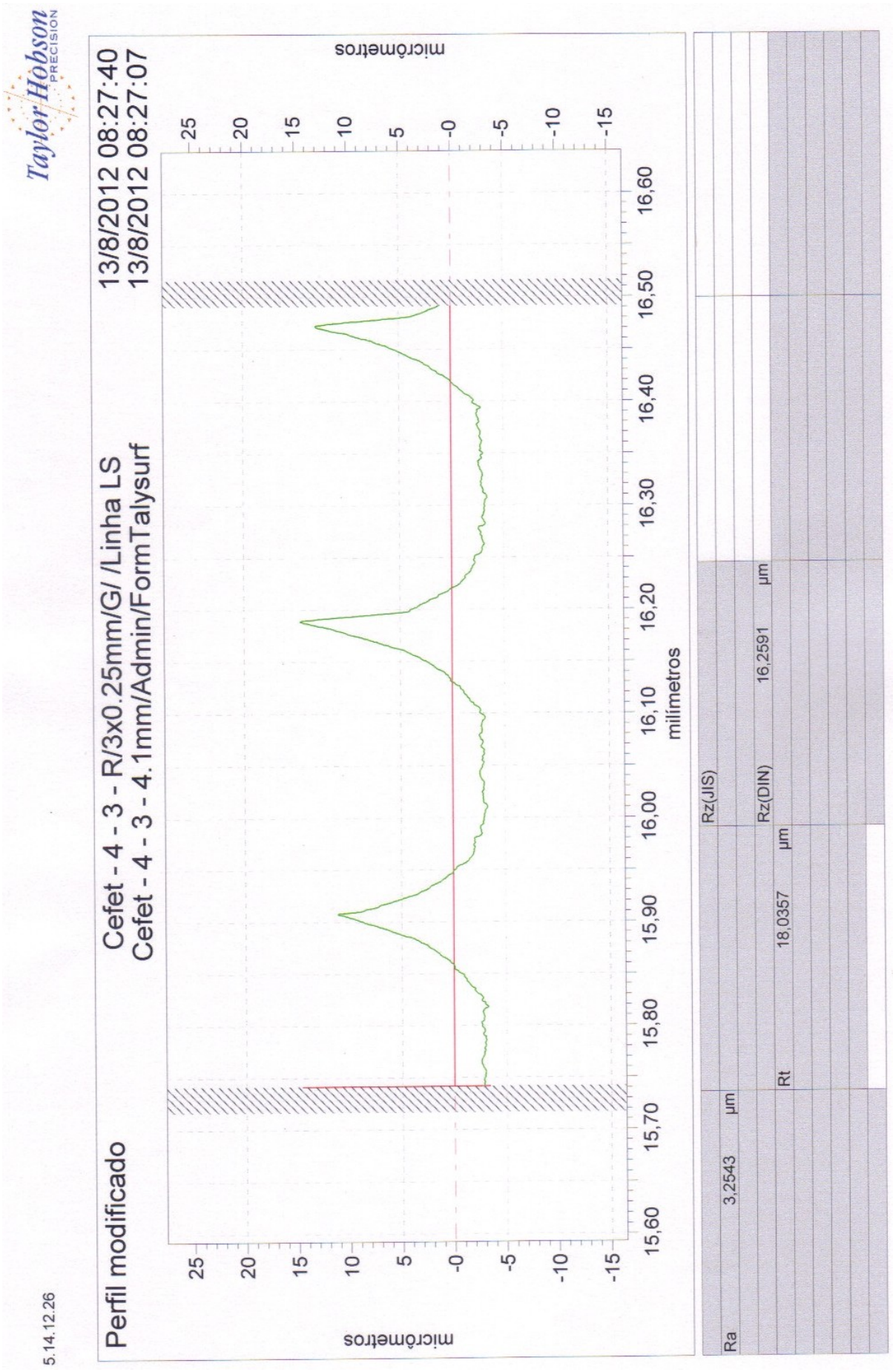
Experimento 2 - a_p = 1 mm - Medição de rugosidade 1



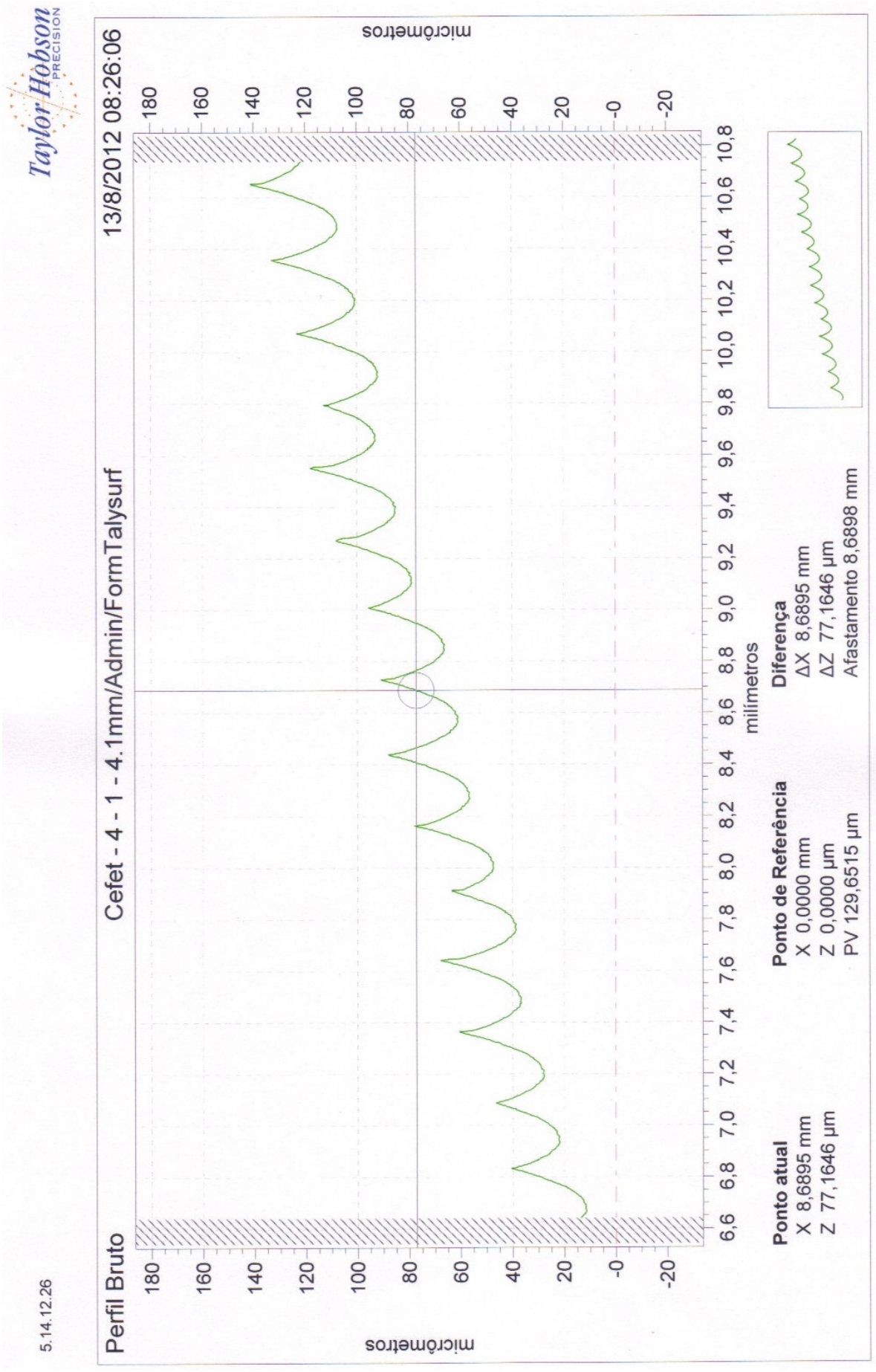
Experimento 2 - a_p = 1 mm - Medição de rugosidade 2



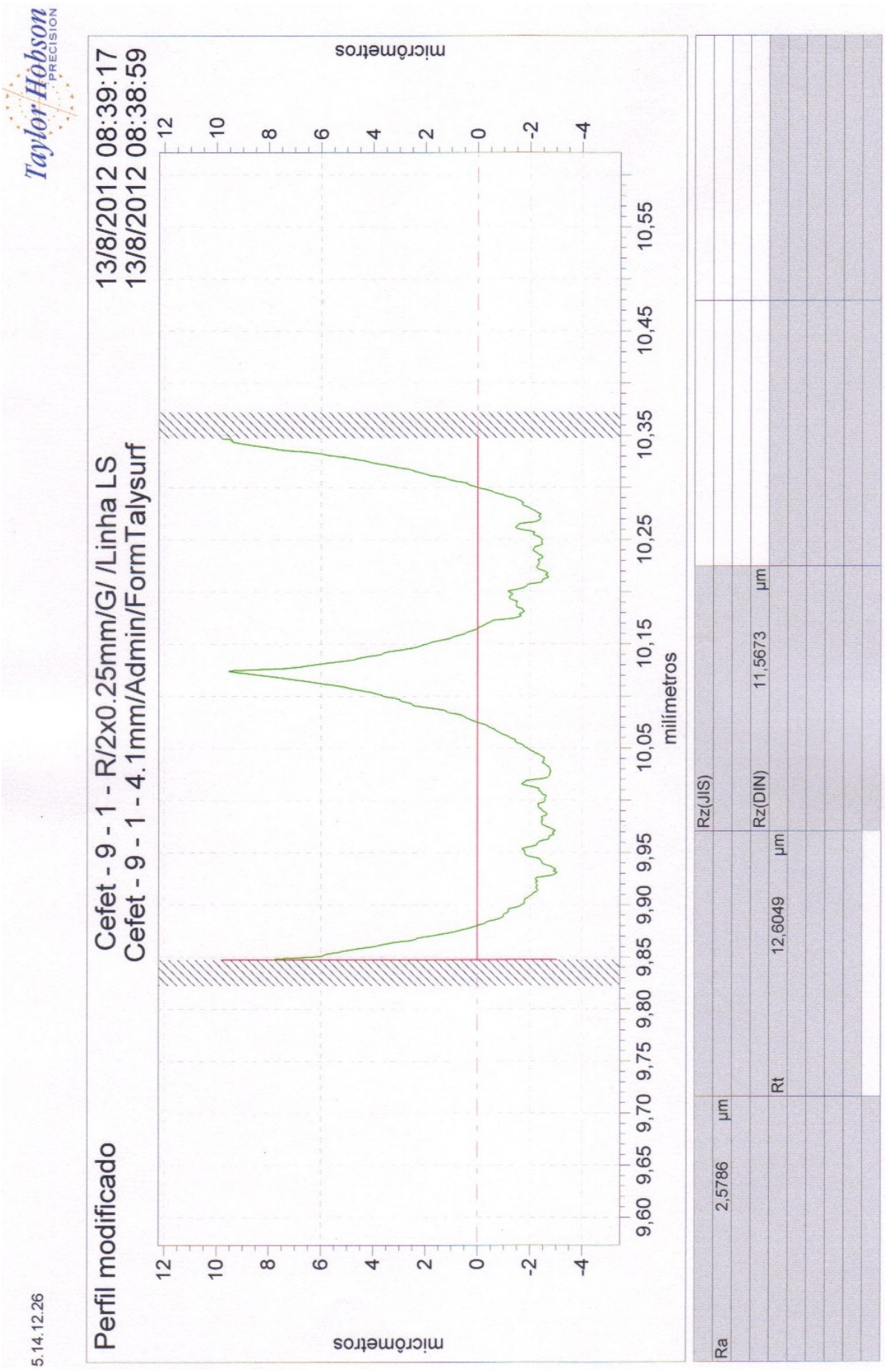
Experimento 2 - a_p = 1 mm - Medição de rugosidade 3



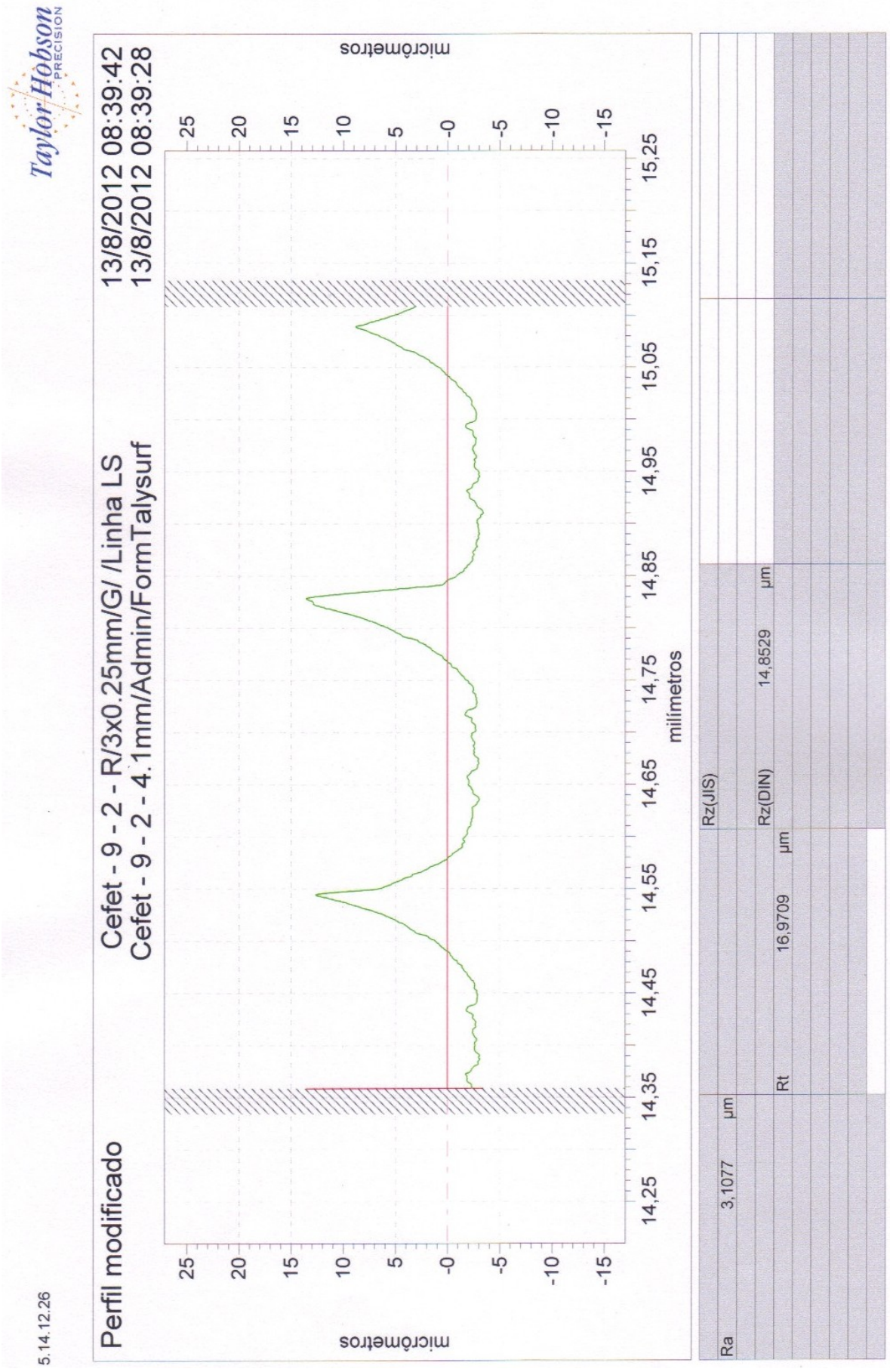
Experimento 2 - a_p = 1 mm - Perfil bruto



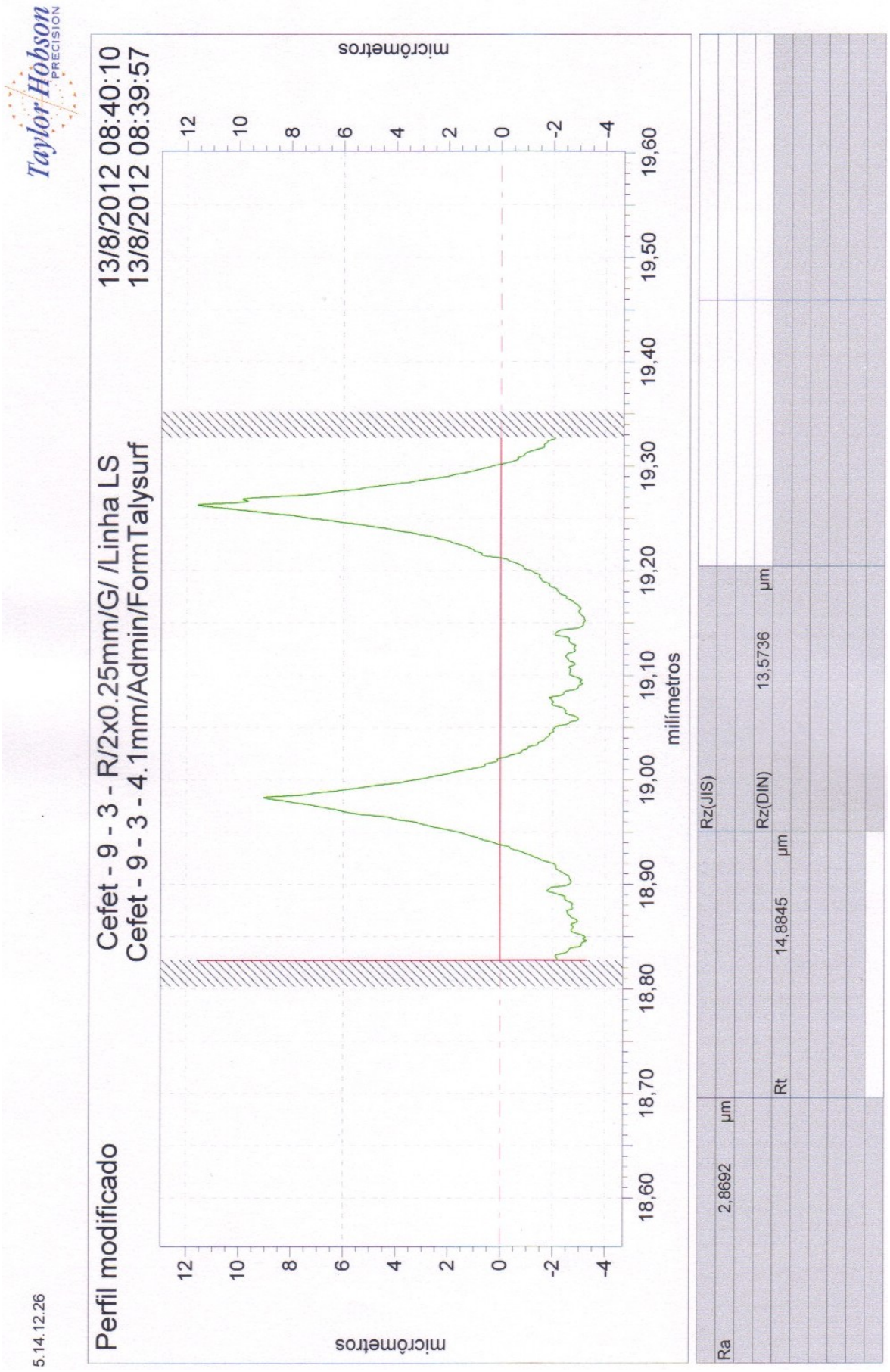
Experimento 3 - a_p = 1 mm - Medição de rugosidade 1



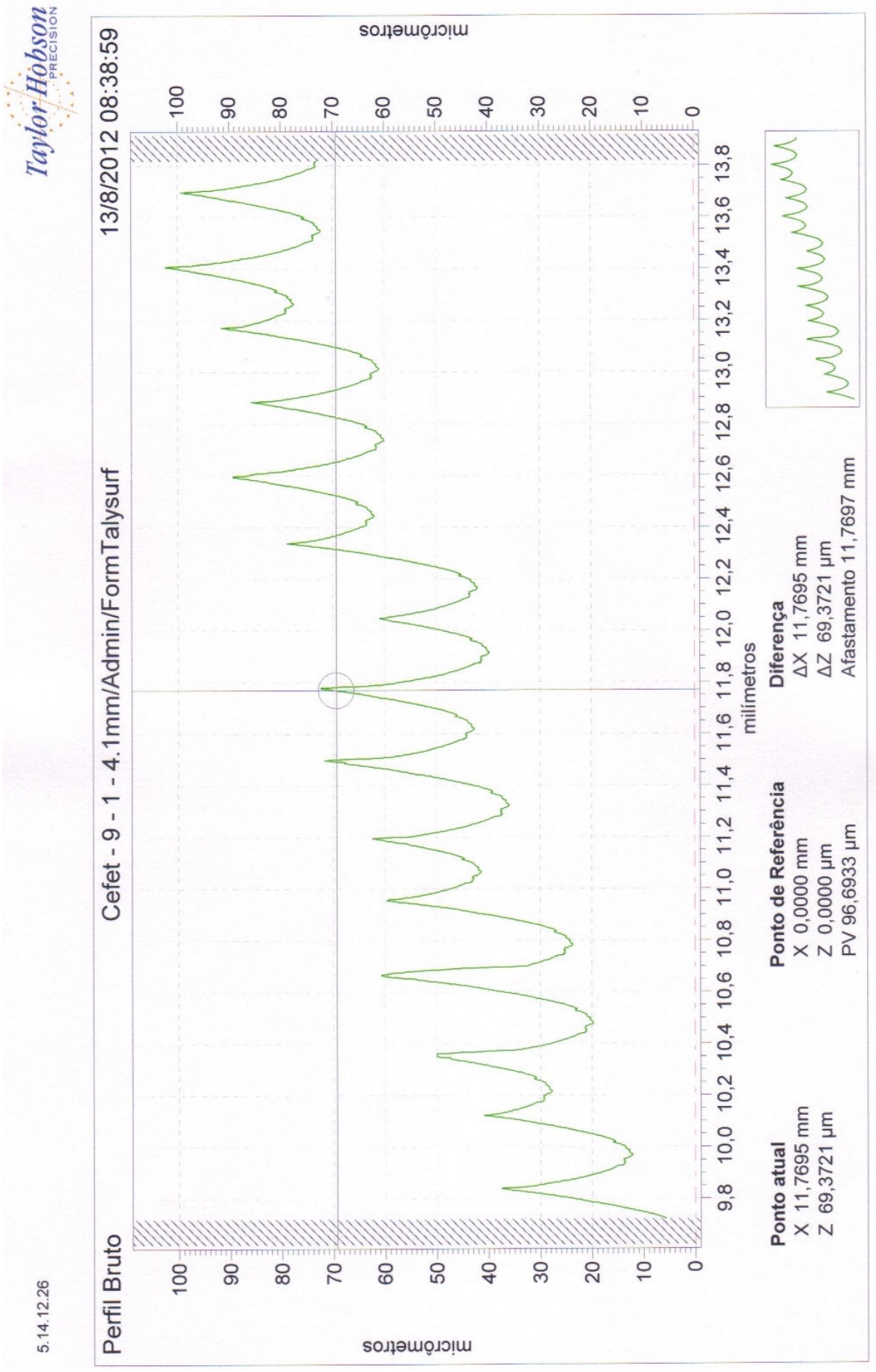
Experimento 3 - a_p = 1 mm - Medição de rugosidade 2



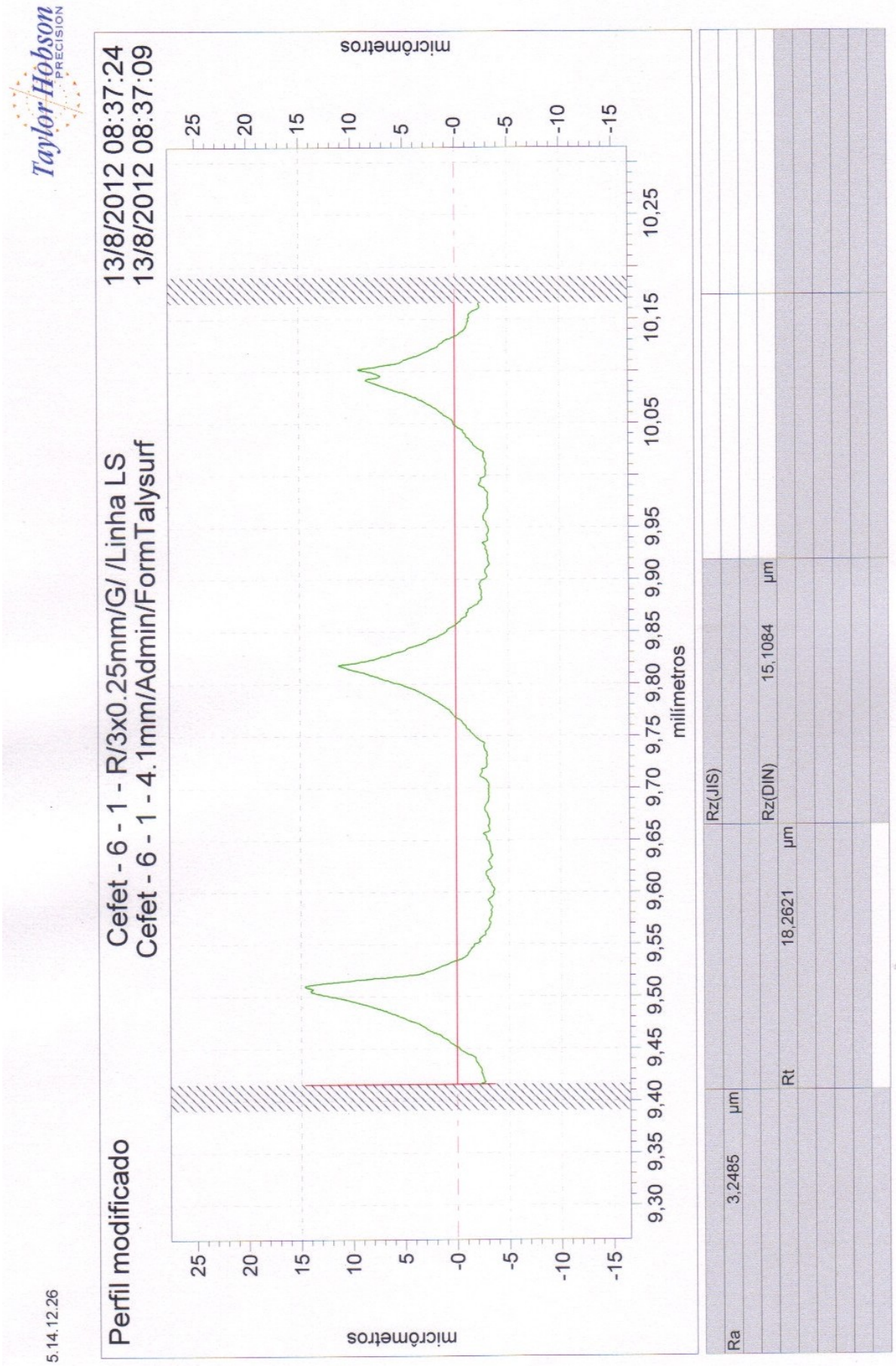
Experimento 3 - a_p = 1 mm - Medição de rugosidade 3



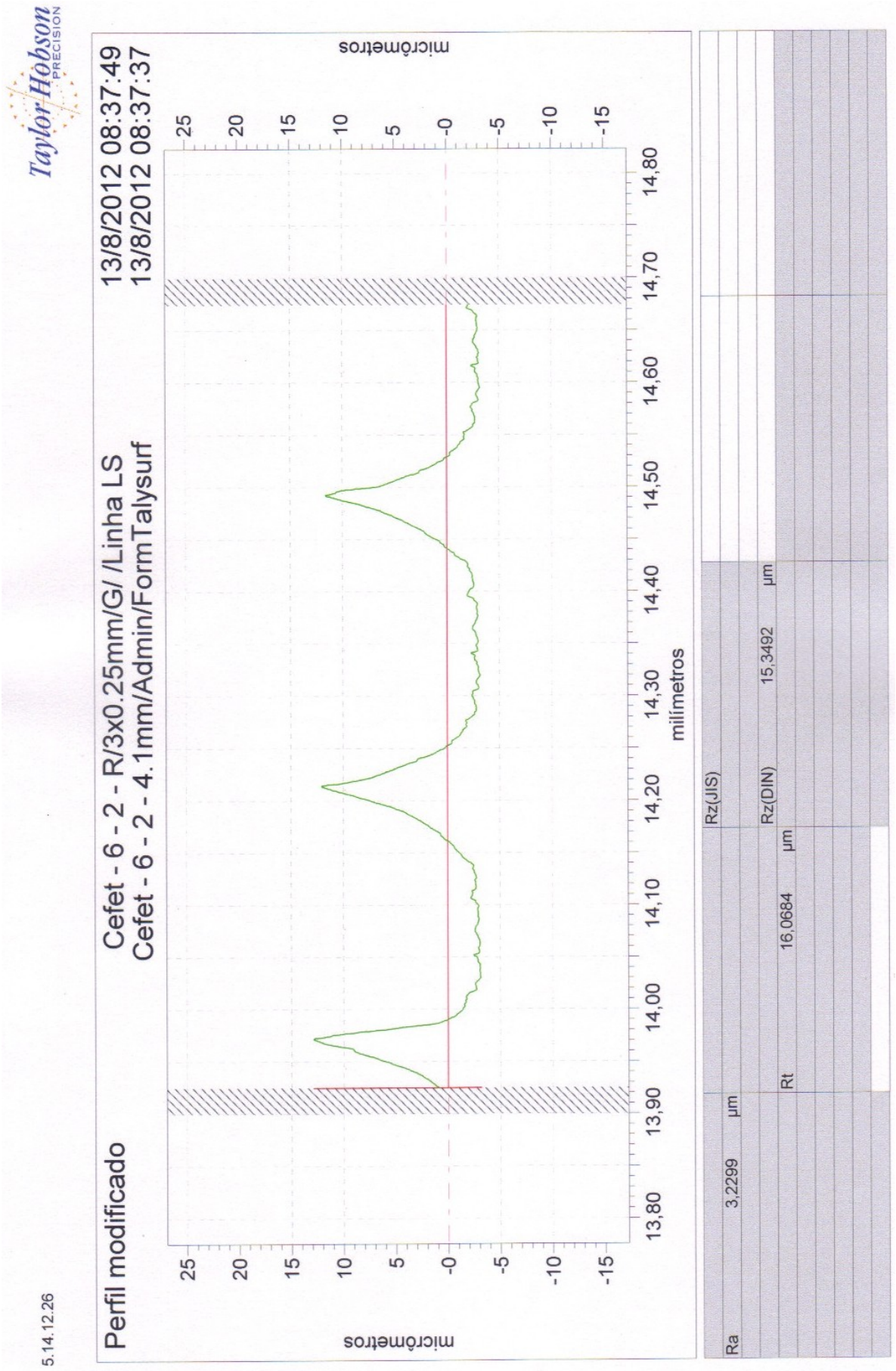
Experimento 3 - a_p = 1 mm - Perfil bruto



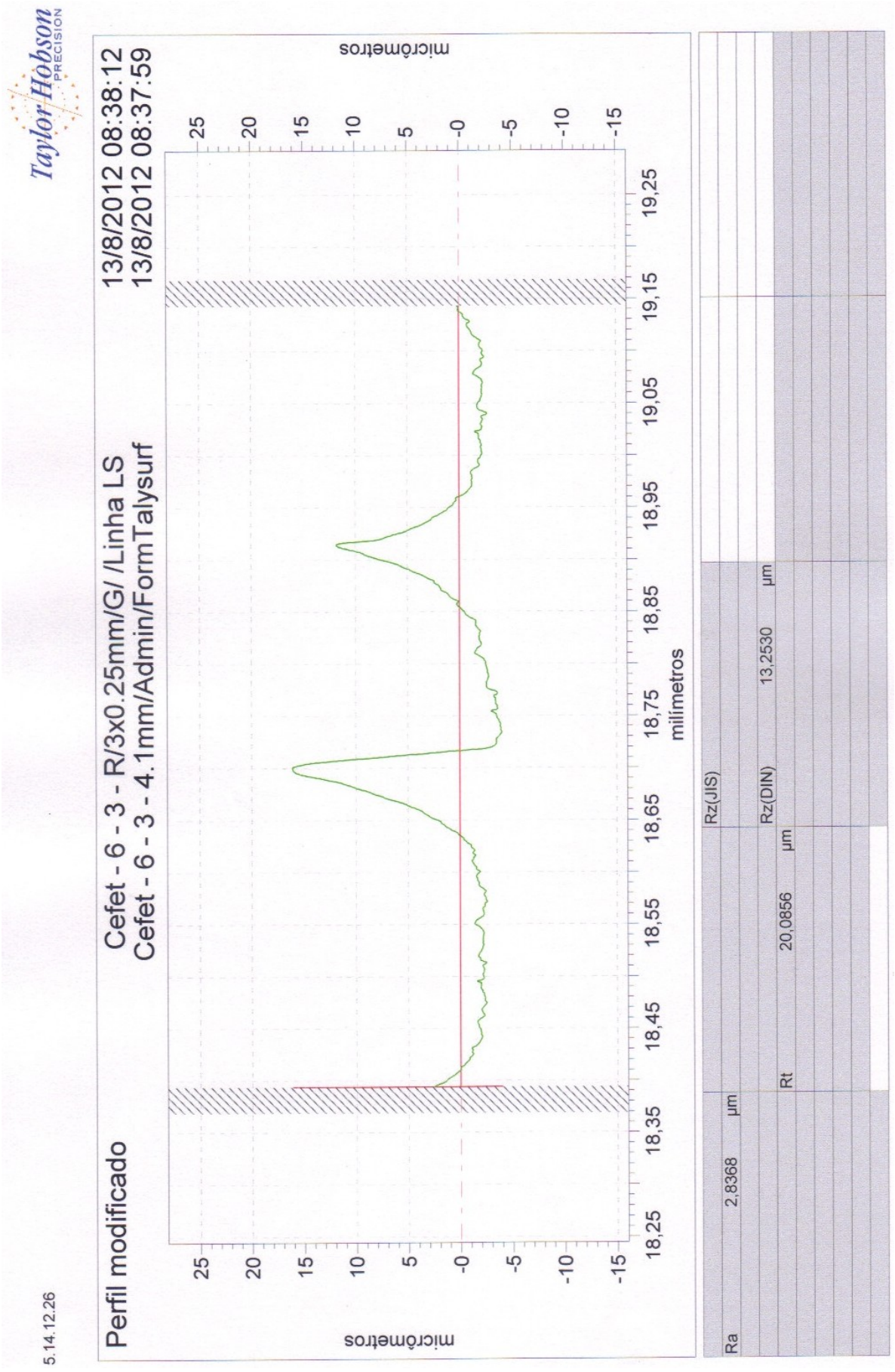
Experimento 4 - a_p = 1,5 mm - Medição de rugosidade 1



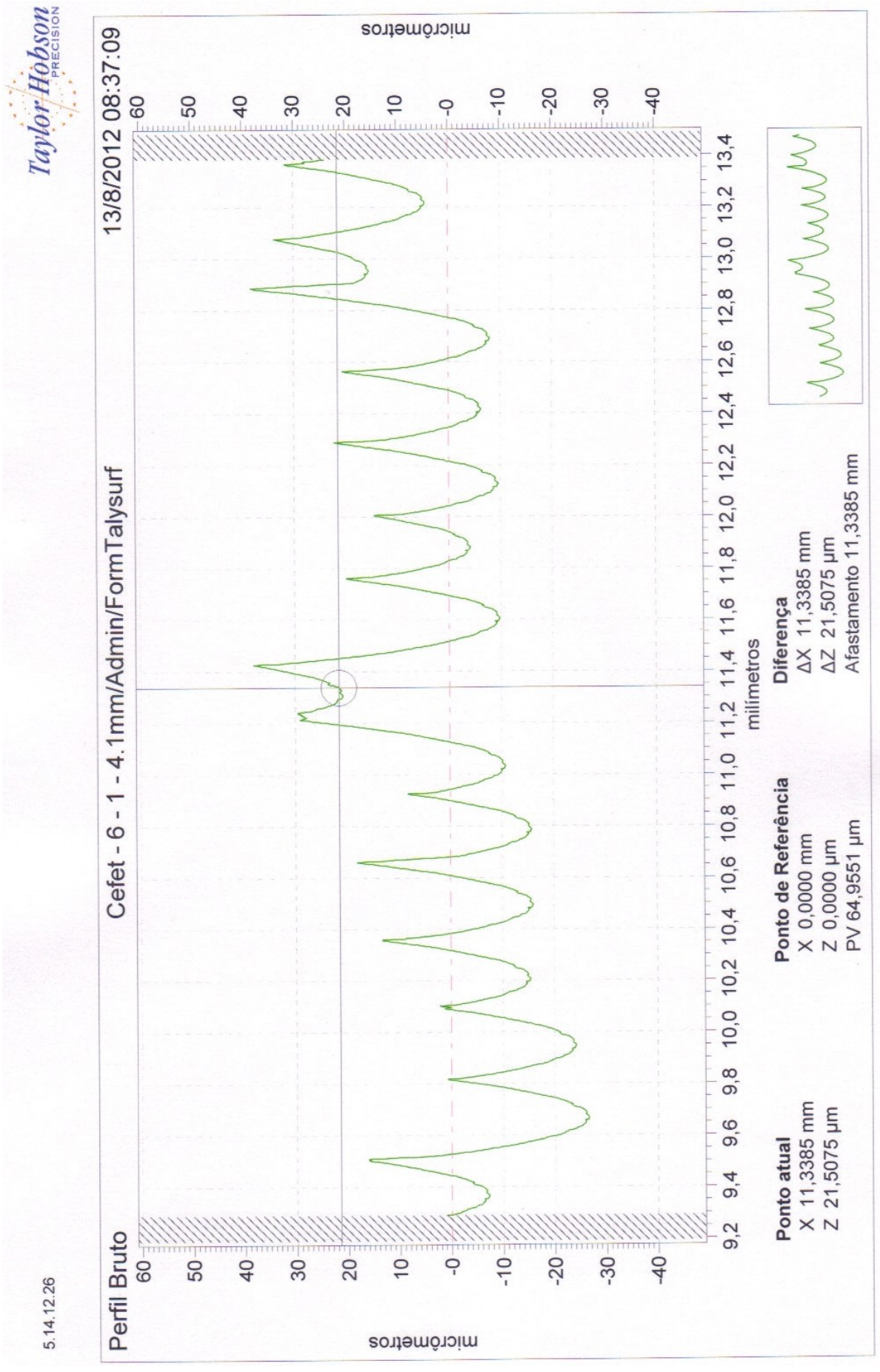
Experimento 4 - a_p = 1,5 mm - Medição de rugosidade 2



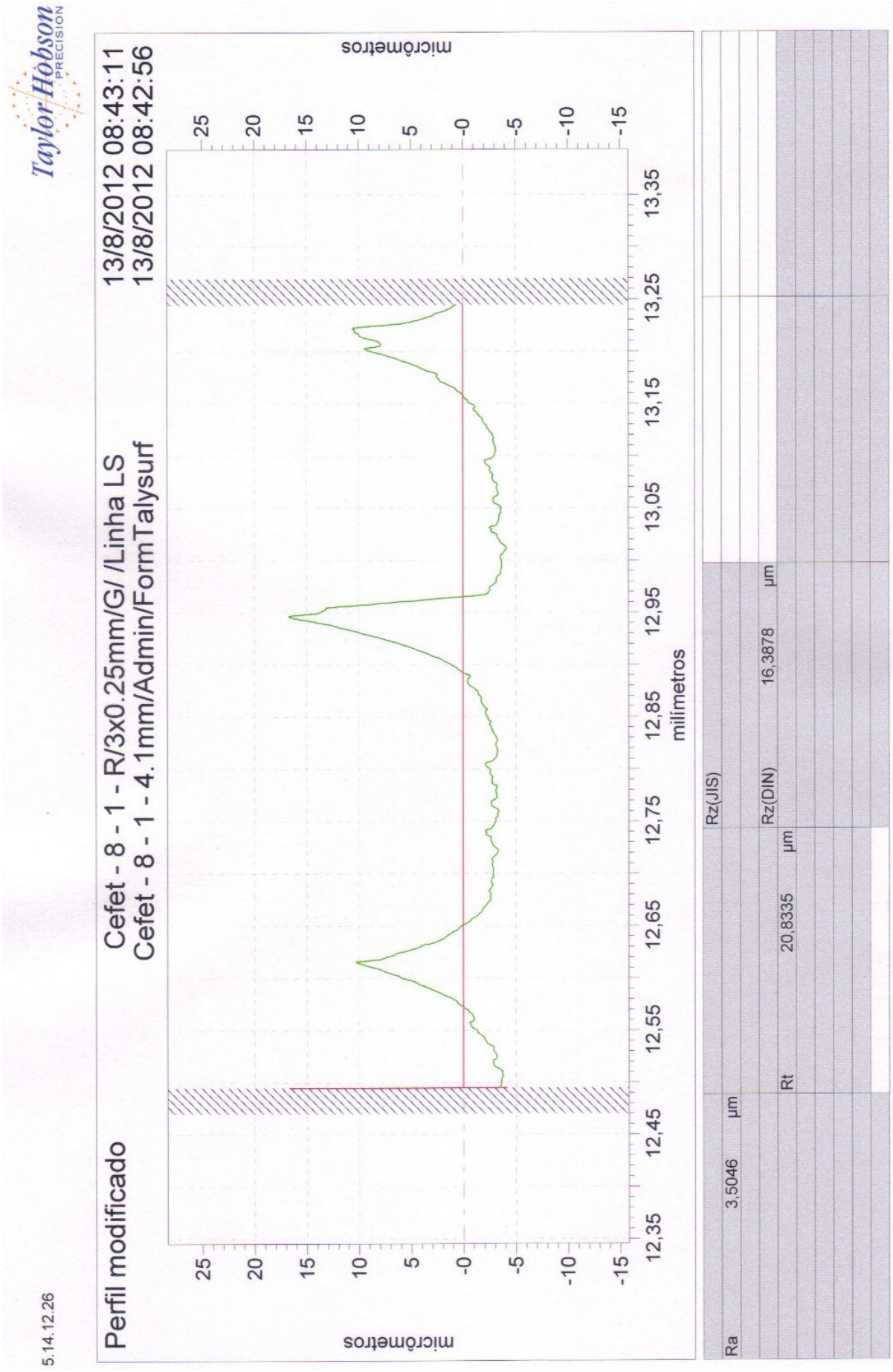
Experimento 4 - a_p = 1,5 mm - Medição de rugosidade 3



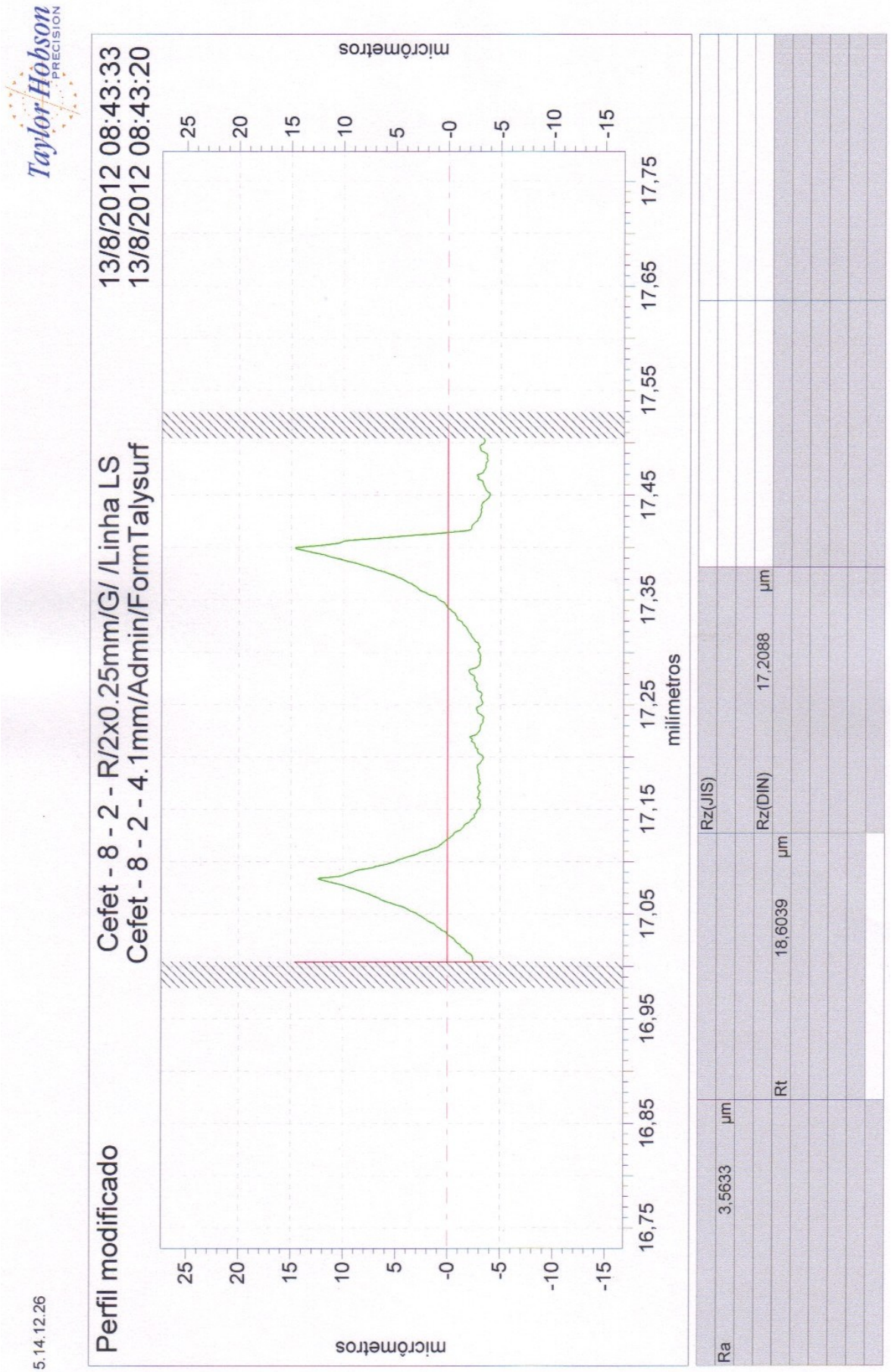
Experimento 4 - a_p = 1,5 mm - Perfil bruto



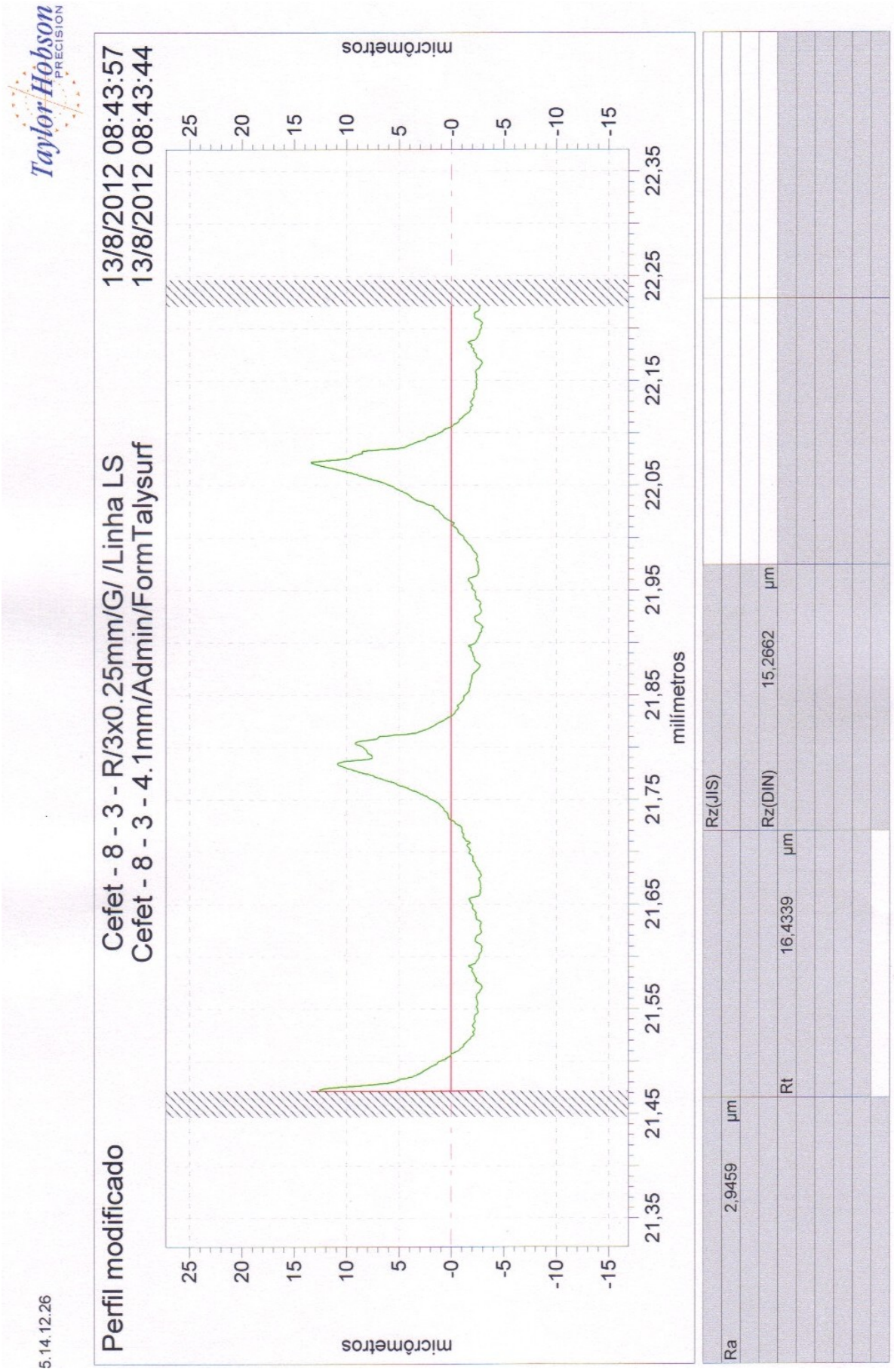
Experimento 5 - a_p = 1,5 mm - Medição de rugosidade 1



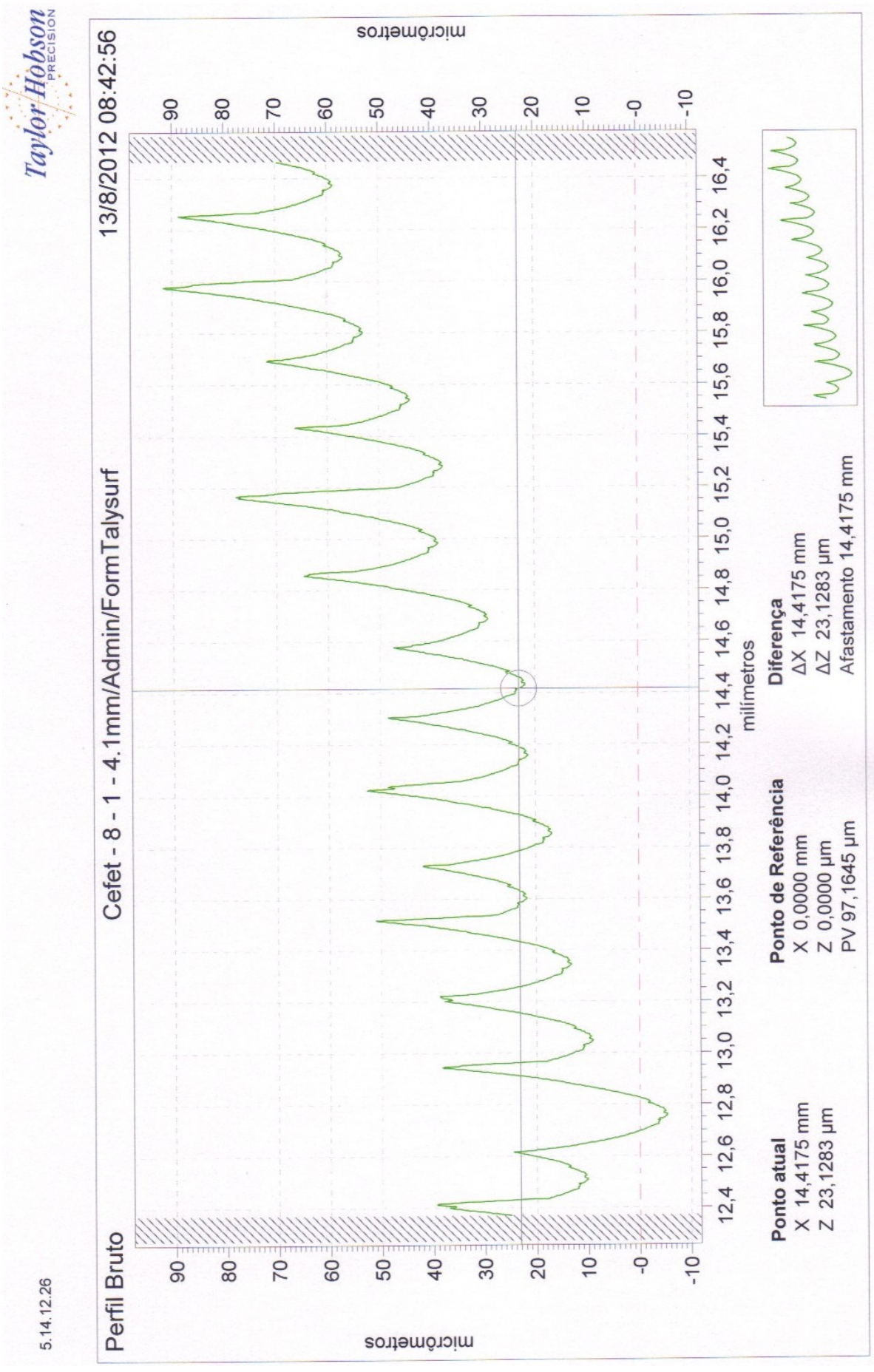
Experimento 5 - a_p = 1,5 mm - Medição de rugosidade 2



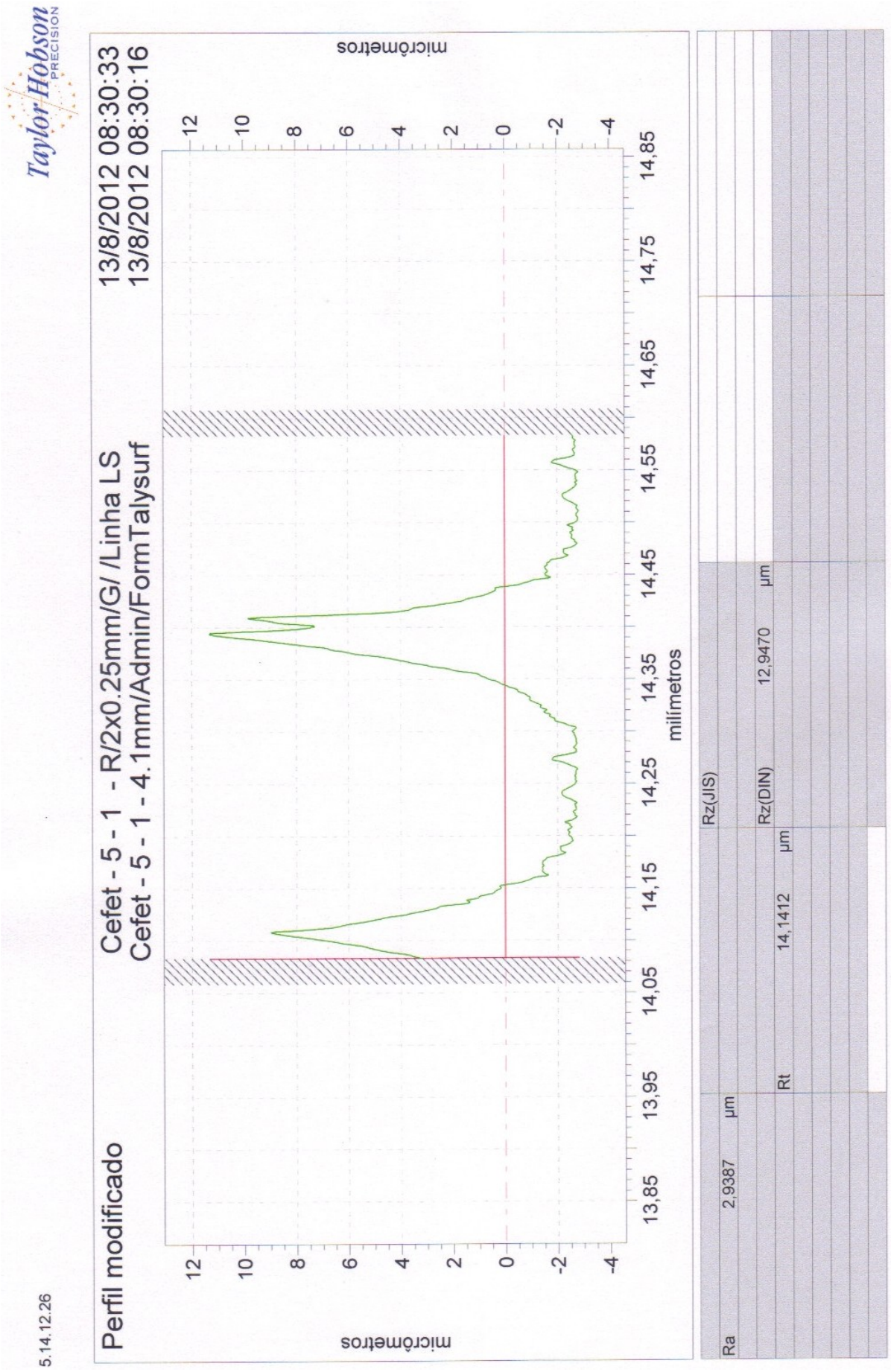
Experimento 5 - a_p = 1,5 mm - Medição de rugosidade 3



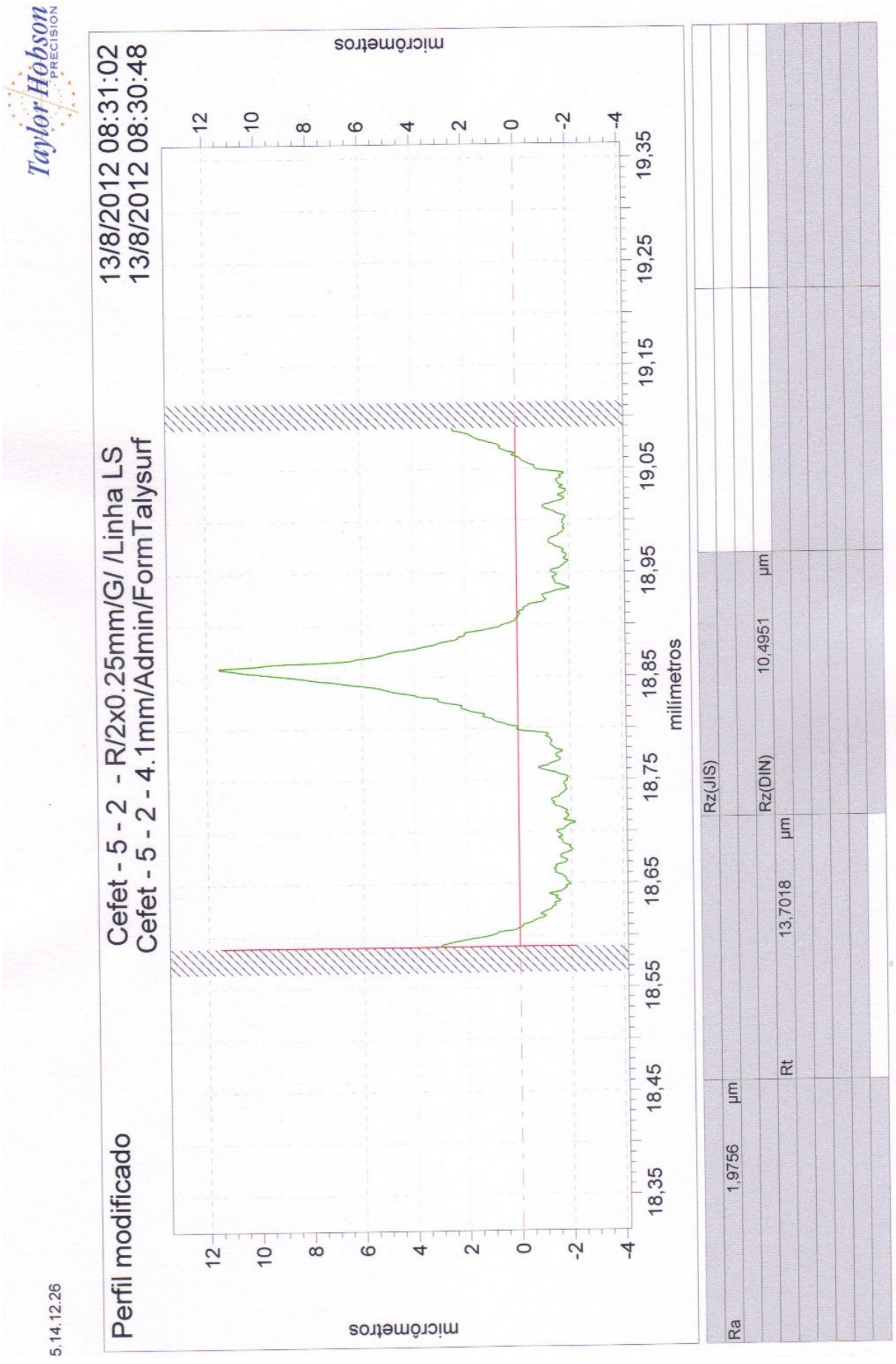
Experimento 5 - a_p = 1,5 mm - Perfil bruto



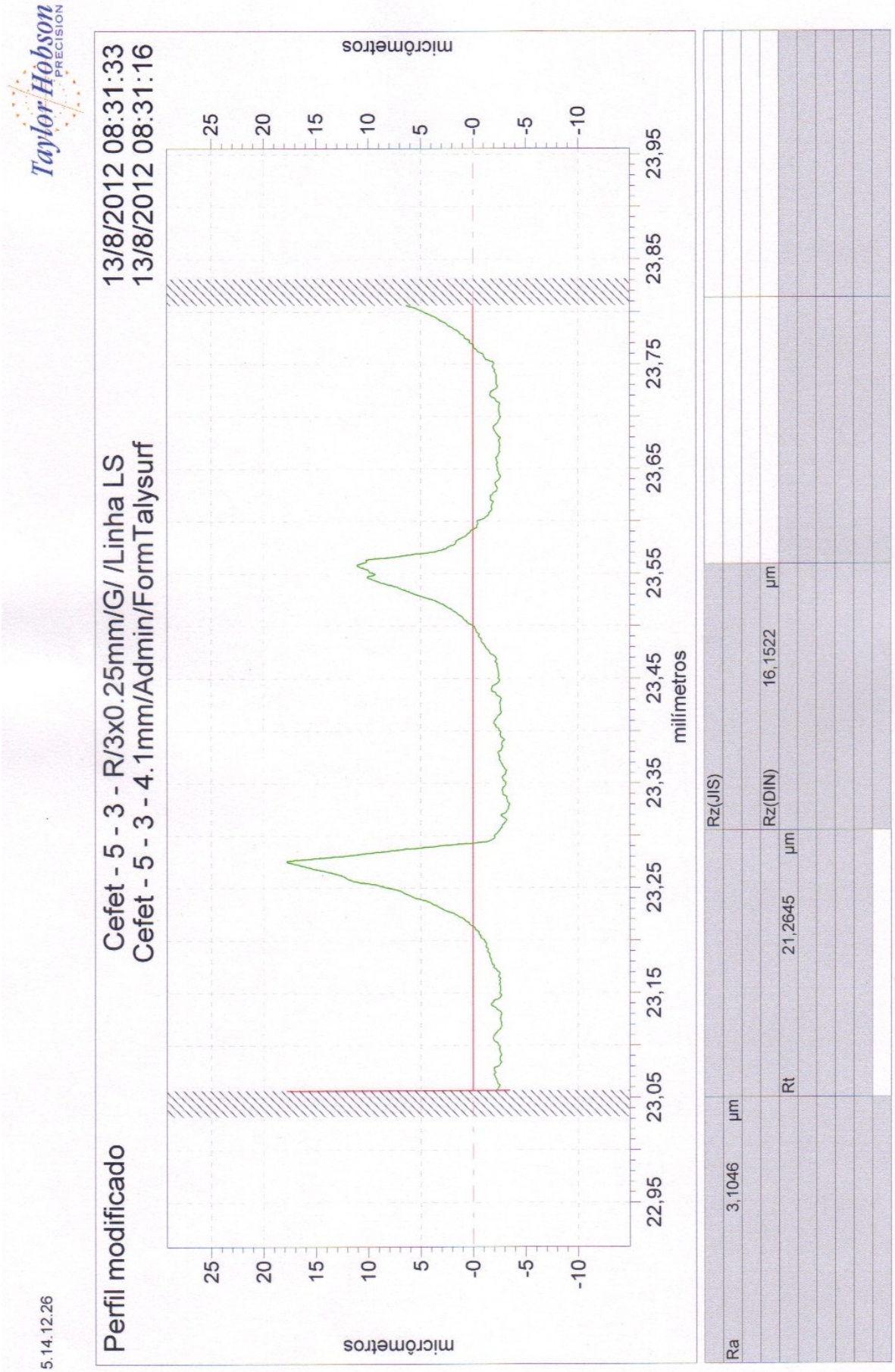
Experimento 6 - a_p = 2 mm - Medição de rugosidade 1



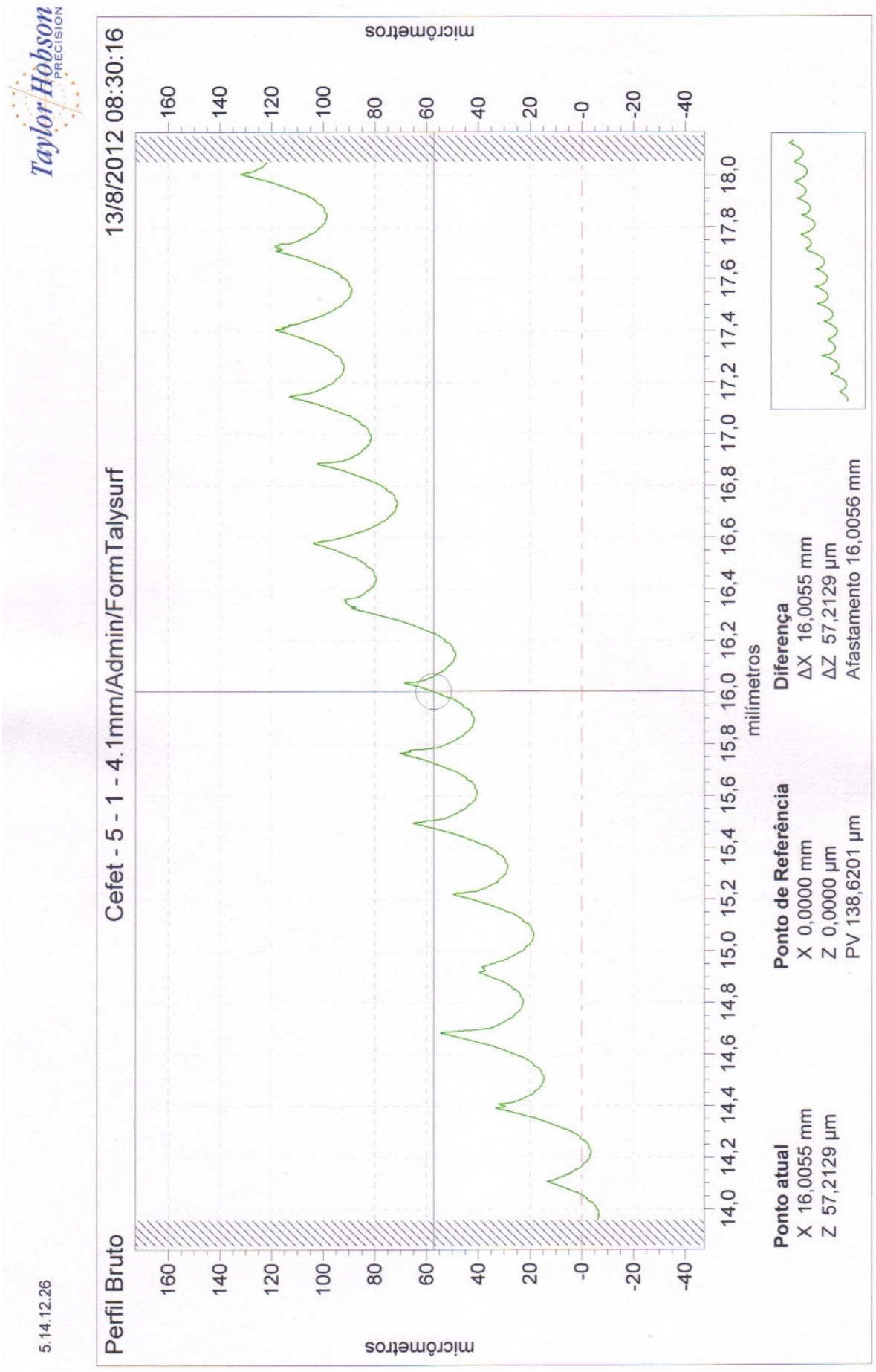
Experimento 6 - a_p = 2 mm - Medição de rugosidade 2



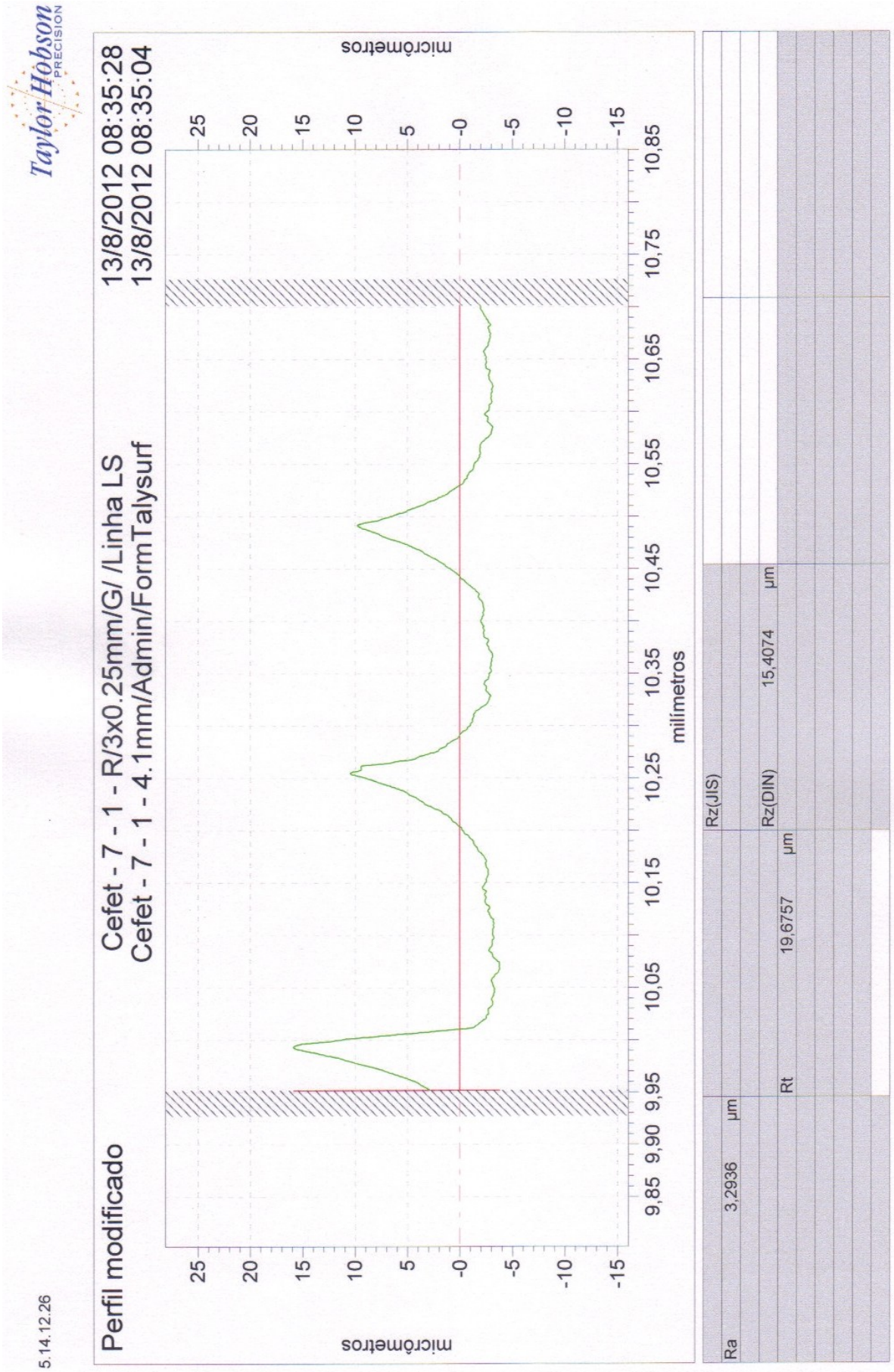
Experimento 6 - a_p = 2 mm - Medição de rugosidade 3



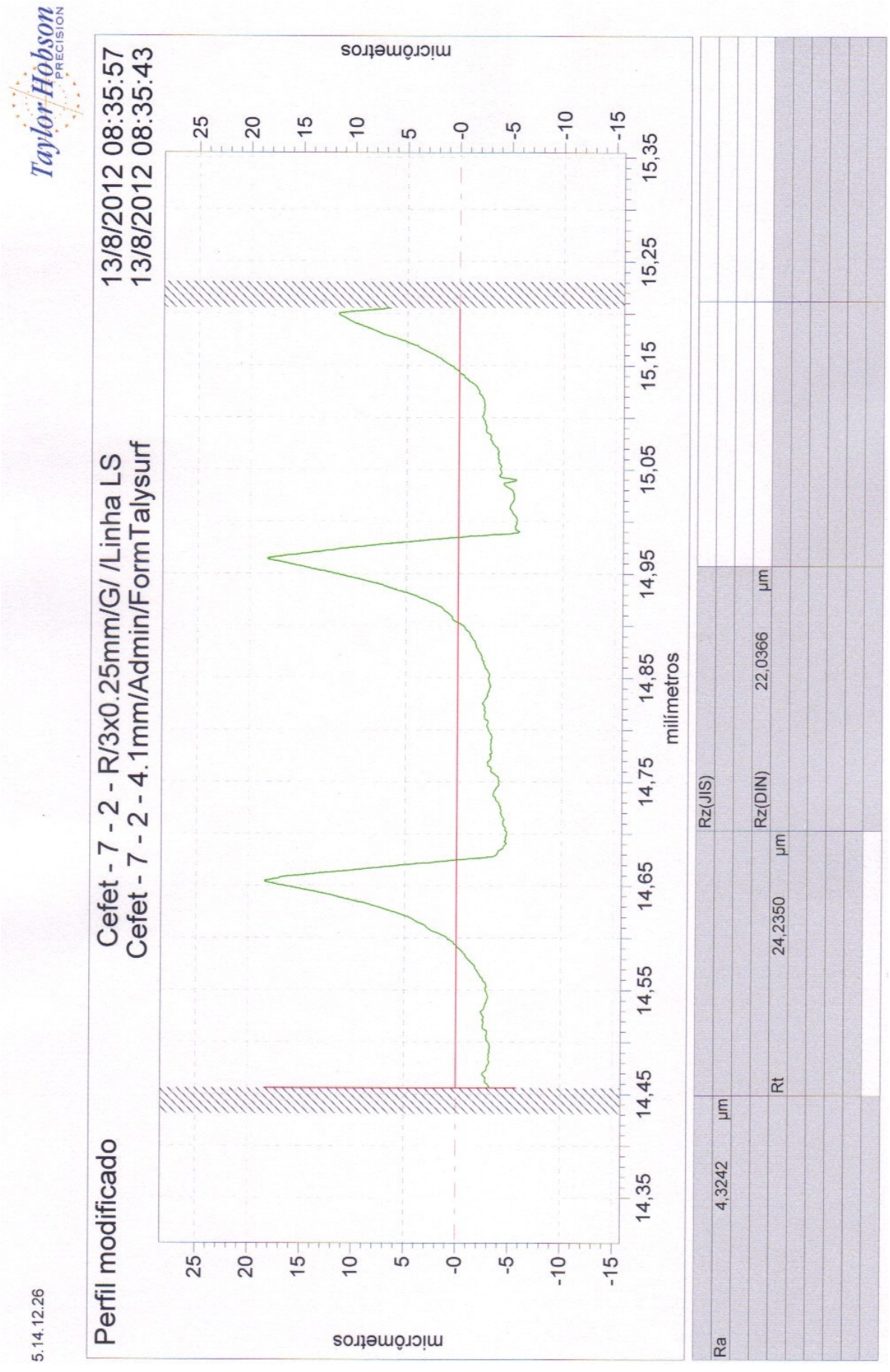
Experimento 6 - a_p = 2 mm - Perfil bruto



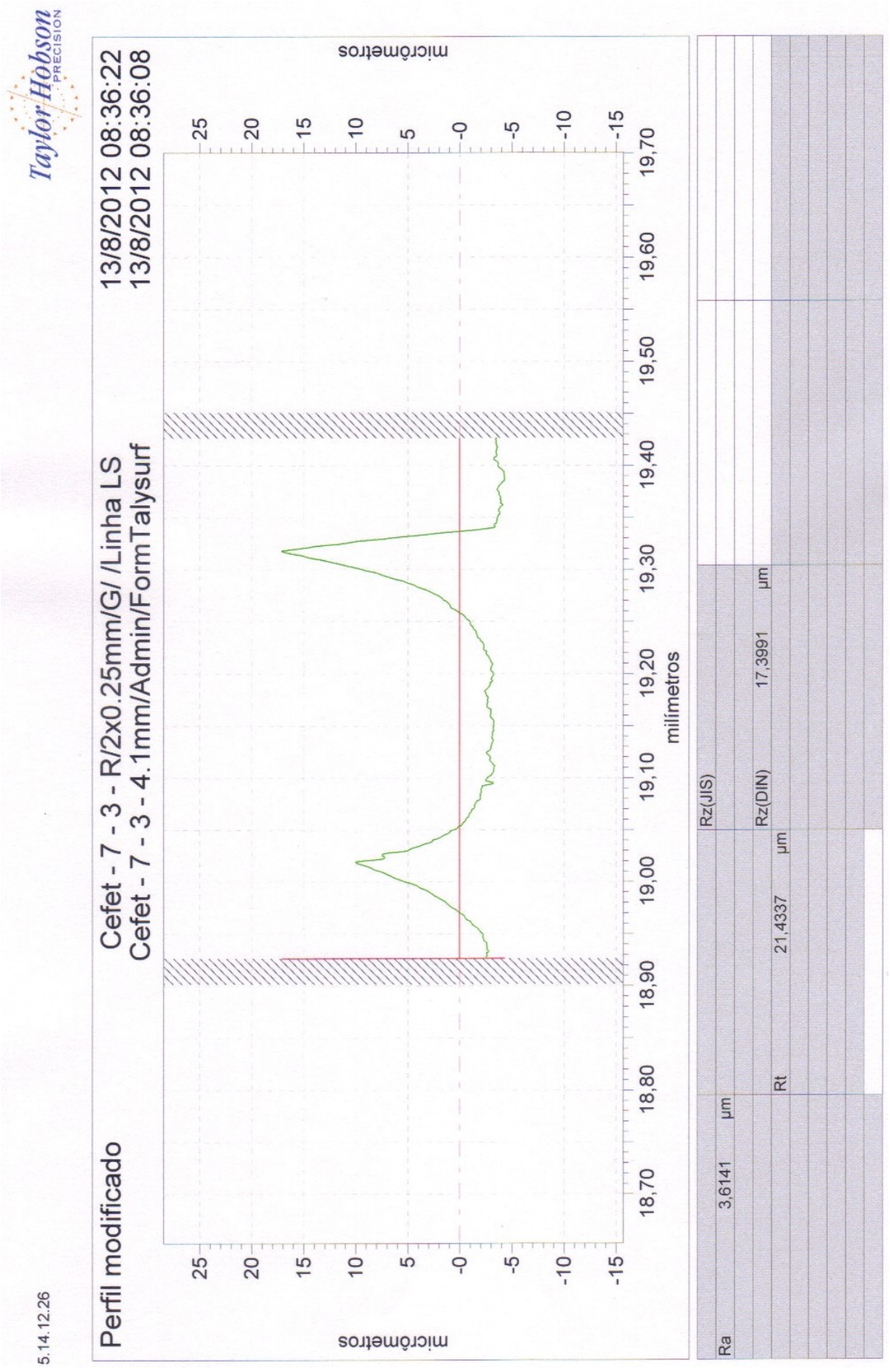
Experimento 7 - a_p = 2 mm - Medição de rugosidade 1



Experimento 7 - a_p = 2 mm - Medição de rugosidade 2



Experimento 7 - a_p = 2 mm - Medição de rugosidade 3



Experimento 7 - a_p = 2 mm - Perfil bruto

