

UNIVERSIDADE FEDERAL DE GOIÁS
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE PRODUÇÃO

**ANÁLISE NUMÉRICA-EXPERIMENTAL DA FORÇA
DE CORTE NA USINAGEM DE UMA LIGA DE
ALUMÍNIO 7075-T6**

LEANDRO DE LIMA RAMALDES

Catalão – GO

2019

**TERMO DE CIÊNCIA E DE AUTORIZAÇÃO PARA DISPONIBILIZAR
VERSÕES ELETRÔNICAS DE TESES E DISSERTAÇÕES
NA BIBLIOTECA DIGITAL DA UFG**

Na qualidade de titular dos direitos de autor, autorizo a Universidade Federal de Goiás (UFG) a disponibilizar, gratuitamente, por meio da Biblioteca Digital de Teses e Dissertações (BDTD/UFG), regulamentada pela Resolução CEPEC nº 832/2007, sem ressarcimento dos direitos autorais, de acordo com a Lei nº 9610/98, o documento conforme permissões assinaladas abaixo, para fins de leitura, impressão e/ou *download*, a título de divulgação da produção científica brasileira, a partir desta data.

1. Identificação do material bibliográfico: **Dissertação** **Tese**

2. Identificação da Tese ou Dissertação:


Nome completo do autor: Leandro de Lima Ramaldes

Título do trabalho: Análise Numérica-Experimental da força de corte na usinagem de uma liga de Alumínio 7075-T6.

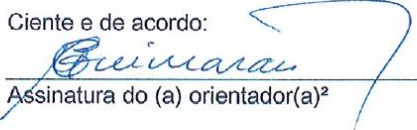
3. Informações de acesso ao documento:

Concorda com a liberação total do documento **SIM** **NÃO**¹

Havendo concordância com a disponibilização eletrônica, torna-se imprescindível o envio do(s) arquivo(s) em formato digital PDF da tese ou dissertação.


Assinatura do(a) autor(a)²

Ciente e de acordo:


Assinatura do (a) orientador(a)²

Data: 17 / 10 / 2019

¹ Neste caso o documento será embargado por até um ano a partir da data de defesa. A extensão deste prazo suscita justificativa junto à coordenação do curso. Os dados do documento não serão disponibilizados durante o período de embargo.

Casos de embargo:

- Solicitação de registro de patente;
- Submissão de artigo em revista científica;
- Publicação como capítulo de livro;
- Publicação da dissertação/tese em livro.

² A assinatura deve ser escaneada.

ANÁLISE NUMÉRICA-EXPERIMENTAL DA FORÇA DE CORTE NA USINAGEM DE UMA LIGA DE ALUMÍNIO 7075-T6.

LEANDRO DE LIMA RAMALDES

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Produção da Universidade Federal de Catalão, como parte dos requisitos para obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA DE PRODUÇÃO**.

Área de Concentração: Engenharia de Operações e Processos Industriais.

Orientador: Prof. Dr. Marco Paulo Guimarães

Co-orientador: Prof. Dr. André Alves de Resende

Catalão – GO

2019

FICHA CATALOGRÁFICA

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através do Programa de Geração Automática do Sistema de Bibliotecas da UFG.

RAMALDES, LEANDRO LIMA

Análise Numérica-Experimental da força de corte na usinagem de uma liga de Alumínio 7075-T6. [manuscrito] / LEANDRO LIMA RAMALDES. - 2019.

XCVIII, 98 f.

Orientador: Prof. Dr. Marco Paulo Guimarães; co-orientador Dr. Prof. André Alves de Resende.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Goiás, , Catalão, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção, Catalão, 2019.

Bibliografia. Apêndice.

Inclui siglas, abreviaturas, símbolos, tabelas, lista de figuras, lista de tabelas.

1. Torneamento. 2. Elementos finitos. 3. Força de corte. 4. Alumínio 7075-T6.. I. Guimarães, Marco Paulo, orient. II. Título.

CDU 658.5

INSERIR ATA DE DEFESA PÚBLICA

SEI/UFG - 0905031 - Ata de Defesa de Dissertação

https://sei.ufg.br/sei/controlador.php?acao=documento_imprimir_web...



UNIVERSIDADE FEDERAL DE GOIÁS

UNIDADE ACADÊMICA ESPECIAL DE ENGENHARIA

ATA DE DEFESA DE DISSERTAÇÃO

Ata nº 014 da sessão de Defesa de Dissertação de **LEANDRO DE LIMA RAMALDES**, que confere o título de Mestre em **ENGENHARIA DE PRODUÇÃO**, na área de concentração em **ENGENHARIA DE OPERAÇÕES E PROCESSOS INDUSTRIAIS**.

Aos vinte dias do mês de setembro do ano de dois mil e dezenove, a partir da(s) 09 horas, na sala do mestrado em Engenharia de Produção da Unidade Acadêmica Especial de Engenharia, realizou-se a sessão pública de Defesa de Dissertação intitulada "ESTUDO DA FORÇA DE CORTE NA USINAGEM DE UMA LIGA DE ALUMÍNIO 7075-T6 UTILIZANDO O MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS E COM TESTES EXPERIMENTAIS". Os trabalhos foram instalados pelo(a) Orientador, Professor Doutor **MARCO PAULO GUIMARÃES (PPGEP)** com a participação dos demais membros da Banca Examinadora: Professor Doutor **RICARDO RIBEIRO MOURA (PPGEP)**, membro titular interno; Professor Doutor **WELLINGTON ANDRADE DA SILVA (PPGEC/RC/UFG)**, membro titular externo e do Coorientador Professor Doutor **ANDRÉ ALVES DE RESENDE (PPGEP)**. Durante a arguição os membros da banca fizeram sugestão de alteração do título do trabalho para "ANÁLISE NUMÉRICA-EXPERIMENTAL DA FORÇA DE CORTE NA USINAGEM DE UMA LIGA DE ALUMÍNIO 7075-T6". A Banca Examinadora reuniu-se em sessão secreta a fim de concluir o julgamento da Dissertação, tendo sido o candidato aprovado pelos seus membros. Proclamados os resultados pelo Professor Doutor **MARCO PAULO GUIMARÃES**, Presidente da Banca Examinadora, foram encerrados os trabalhos e, para constar, lavrou-se a presente ata que é assinada pelos Membros da Banca Examinadora, aos vinte dias do mês de setembro de dois mil e dezenove.

OBS: Segundo o Art. 18 da Norma Interna PPGEP 05/2017: "A obtenção do Título de Mestre será condicionada à incorporação, no Trabalho de Conclusão do Mestrado, modalidade dissertação, das possíveis correções e sugestões de alterações feitas pela Banca Examinadora durante a Defesa". Ainda, o Art. 19 reza que: "O aluno deverá entregar a versão final do seu Trabalho de Conclusão do Mestrado, modalidade dissertação, à Secretaria do Programa, no formato digital e impresso (se solicitado pelo orientador), no prazo máximo de 30 (trinta) dias, após a data da Defesa. ... §2º O aluno que não entregar tais documentos dentro do prazo previsto junto à secretaria do Programa de Pós-graduação em Engenharia de Produção não terá encaminhada a solicitação de diploma". Sendo assim, as correções indicadas deverão ser incorporadas ao texto.

TÍTULO SUGERIDO PELA BANCA

ANÁLISE NUMÉRICA-EXPERIMENTAL DA FORÇA DE CORTE NA USINAGEM DE UMA LIGA DE ALUMÍNIO 7075-T6



Documento assinado eletronicamente por **Marco Paulo Guimarães, Professor do Magistério Superior**, em 23/09/2019, às 15:38, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Andre Alves De Resende, Professor do Magistério Superior**, em 23/09/2019, às 15:39, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Ricardo Ribeiro Moura, Professor do Magistério Superior**, em 23/09/2019, às 16:38, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Wellington Andrade Da Silva, Professor do Magistério Superior**, em 03/10/2019, às 17:25, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador 0905031 e o código CRC 0F4F4A80.

DEDICATÓRIA

*Aos meus pais, esposa e filhos
pelo apoio e incentivo.*

AGRADECIMENTOS

Inicialmente a Deus, por me dar sabedoria e persistência durante todo o mestrado.

A minha família, pelo apoio, preocupação, paciência, por todos os dias que antecederam a finalização deste projeto. Em especial à minha esposa Angélica e à minha filha Maria Clara e o mais novo integrante da família João Gabriel. Aos meus pais que souberam me educar e sempre apoiar para busca do conhecimento. As minhas irmãs Dra. Lilian e Luana que sempre me suportaram tanto no âmbito estudo como na vida cotidiana.

Ao meu orientador, professor Dr. Marco Paulo Guimarães, pela orientação decisiva e precisa para tornar este trabalho uma realidade. O apoio e a motivação foram primordiais para a conclusão deste trabalho. Obrigado pela orientação. Ao meu co-orientador, professor Dr. André Alves de Resende, pela paciência e precisão nas correções deste trabalho.

Ao coordenador do programa professor Dr. José Waldo M. Espinosa pelo profissionalismo e brilhantismo em tornar o programa uma realidade desejada por muitos formando que desejam ingressar na vida acadêmica.

À estudante de iniciação científica Luana Teixeira, que contribuiu de forma eficiente com os testes experimentais na calibração da célula de carga.

À empresa HPE Automotores do Brasil, pela dispensa nos horários de trabalho para acompanhar o curso ao longo do período. Aos meus colegas da HPE, Lucas Jonas e Guilherme Neto pelo suporte na montagem da célula de carga.

À UFG e ao Programa de Pós-Graduação de Mestrado Acadêmico em Engenharia de Produção da Regional de Catalão pela oportunidade oferecida em poder me proporcionar um aprimoramento aos meus conhecimentos e o crescimento profissional.

A todos os mestres do curso de Pós-graduação de Engenharia de Produção, que estiveram presentes nesse trajeto e puderam compartilhar todo o conhecimento profissional proporcionando o meu crescimento acadêmico durante todo o programa.

EPÍGRAFE

“Talvez não tenha conseguido fazer o melhor, mas lutei para que o melhor fosse feito. Não sou o que deveria ser, mas Graças a Deus, não sou o que era antes”.

Marthin Luther King

RAMALDES, L. L. **Análise Numérica-Experimental da força de corte na usinagem de uma liga de Alumínio 7075-T6**. 98p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Goiás, Catalão, GO. 2019.

RESUMO

A formação do cavaco está ligada a vários parâmetros de usinagem que afetam diretamente as forças de corte, tensões de cisalhamento, potências e temperaturas associadas ao processo de usinagem. Os mecanismos de formação do cavaco são estudados há mais de 100 anos e por envolver altas temperaturas e altas taxas de deformação, há uma certa dificuldade em prever com precisão um modelo matemático para descrever a formação deste fenômeno, considerando os vários tipos de materiais existentes. Os esforços durante o processo de corte são elementos importantes para fabricantes de ferramentas e os consumidores na área da indústria. Ao prever os valores dos esforços durante um processo de usinagem, pode-se otimizar a fabricação do bem de consumo, evitando paradas inesperadas para a troca de ferramenta, por exemplo. Este trabalho tem a finalidade de apresentar resultados de experimentos no processo de torneamento ortogonal com bedame em uma liga de alumínio 7075-T6 com variações na velocidade de corte e avanços de corte. Os testes foram executados utilizando ferramenta de metal duro MGMN 300-M-H01 – CLASSE N e os valores da força de corte (F_c) foram coletados com um sistema de aquisição de dados composto por uma célula de carga e uma placa de aquisição de dados. Também foram realizadas simulações numéricas pelo método de elementos finitos utilizando o software *Ansys*[®] no seu módulo dinâmica explícita, simulando o valor da força de corte (F_c) durante o processo de usinagem. Foram realizadas 20 simulações com uma malha fixa hexaédrica contendo 24021 nós e 20600 elementos. Observou-se na simulação numérica pelo método de elementos finitos um aumento da força de corte (F_c) quando se reduz a velocidade corte, e aumento na força de corte quando há um aumento na profundidade de corte e respectivamente o avanço de corte. Nos testes experimentais obtive as mesmas tendências de resultados encontradas na simulação. Estes resultados são importantes para contribuir com o conhecimento do processo de torneamento por simulação numérica, permitindo reduções de custos e uma melhor performance no processo fabricação. Isso possibilita na definição de um método que venha prever a força de corte empregada ao processo contribuindo de forma satisfatória na qualidade, desgaste e precisão do processo de fabricação.

Palavras-chave: Torneamento, Elementos finitos, Força de corte, Alumínio 7075-T6.

RAMALDES, L.L. **Experimental and numerical analysis of the cutting force when machining a 7075-T6 Aluminum alloy**. 98p. Masters Dissertation. Federal University of Goiás, Catalão, GO. 2019.

ABSTRACT

Chip formation is linked to various machining parameters that directly affect the cutting forces, shear stresses, power and temperatures associated with the machining process. Chip formation mechanisms have been studied for over 100 years and because they involve high temperatures and high deformation rates, there is some difficulty in accurately predicting a mathematical model to describe the formation of this phenomenon, considering the various types of materials available. Efforts during the cutting process are important elements for tool manufacturers and industry consumers. By predicting the stress values during a machining process, you can optimize the manufacture of the consumable, avoiding unexpected stops for tool change, for example. This paper presents the results of experiments in the process of orthogonal bedame turning in a 7075-T6 aluminum alloy with variations in cutting speed and cutting feed rates. The tests were performed using carbide tool MGMN 300-M-H01 - CLASS N and the shear force (F_c) values were collected with a load cell data acquisition system and a data acquisition plate. . Numerical simulations were also performed by the finite element method using *Ansys*[®] software in its explicit dynamic module, simulating the value of the shear force (F_c) during the machining process. Twenty simulations were performed with a fixed hexahedral mesh containing 24021 nodes and 20600 elements. In the numerical simulation by the finite element method an increase in the cutting force (F_c) was observed when the cutting speed was reduced, and an increase in the cutting force when there was an increase in the depth of cut and the cutting feed respectively. In the experimental tests obtained the same results trends found in the simulation. These results are important to contribute to the knowledge of the numerical simulation turning process, allowing cost reductions and better performance in the manufacturing process. This enables the definition of a method that will predict the cutting force employed in the process, contributing satisfactorily to the quality, wear and precision of the manufacturing process.

Keywords: Lathe, Finite Elements, Cutting Force, Aluminum 7075-T6.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Geometria da ferramenta de corte.....	27
Figura 2 - Ângulos da ferramenta de corte.....	28
Figura 3 - Planos de referência.....	29
Figura 4 - Corte ortogonal.....	30
Figura 5 - Formação do cavaco no corte ortogonal.....	31
Figura 6 - Parâmetros para corte ortogonal.....	32
Figura 7 - Formas de cavaco.....	33
Figura 8 - Formas de cavacos produzidos na usinagem dos metais.....	34
Figura 9 - Círculo de Merchant.....	35
Figura 10 - Divisão das ligas de alumínio trabalhadas.....	39
Figura 11 - Esquema dos tratamentos de solubilização e envelhecimento.....	40
Figura 12 - Micrografia do 7075-T6, ampliação de 455 vezes.....	42
Figura 13 - Malha utilizada para a simulação de corte.....	43
Figura 14 - Variação da magnitude da força de corte.....	44
Figura 15 - Exemplo do comportamento da malha na formulação Lagrangiana.....	45
Figura 16 - Exemplo do comportamento da malha na formulação Euleriana.....	46
Figura 17 - O operador ALE.....	47
Figura 18 - Célula de carga com configuração de barra engastada.....	50
Figura 19 - Comportamento de Ligas de alumínio na relação Força de corte e Velocidade de corte.....	52
Figura 20 - Comportamento da Liga de alumínio 6351 na relação Força de corte e Velocidade de corte.....	53
Figura 21 - Força de Corte no corte ortogonal na simulação via Elementos finitos.....	54
Figura 22 – Malha da Geometria estudada.....	57
Figura 23 – Disposição da simulação.....	58
Figura 24 - Conjunto Suporte e pastilha.....	59
Figura 25 - Suporte e pastilha – Configuração da malha	61
Figura 26 - Suporte e pastilha – Engaste e força aplicada.....	61
Figura 27 - Suporte e pastilha deformações encontrada.....	62
Figura 28 - Extensômetro - BF120-3AA.....	63

Figura 29 - Célula de carga montada.....	63
Figura 30 - Ponte de Wheatstone.....	64
Figura 31 - Relação de materiais para experimento.....	65
Figura 32 - Calibração da célula de carga.....	66
Figura 33 - Circuito elétrico sistema operacional – (circuito não inversor).....	66
Figura 34 - Disposição e descrição dos itens empregados no processo de calibração.....	67
Figura 35 - Curva de calibração da relação peso (kgf) versus tensão de saída (V)..	68
Figura 36 - Diagrama de blocos montado no <i>software</i> LabVIEW.....	68
Figura 37 - Painel do diagrama de blocos no <i>software</i> LabVIEW.....	69
Figura 38 - Simulação 0,053mm x 25m/min.....	72
Figura 39 - Pressão sobre a ferramenta durante simulação.....	73
Figura 40 - Resultados simulados para variação da Força de corte em função da velocidade de corte para diferentes avanços.....	75
Figura 41 - Corpo de prova durante preparação.....	77
Figura 42 - Corpo de prova durante medição com a tridimensional.....	77
Figura 43 - Força de corte em função da velocidade de corte para o avanço de 0,053 mm/revolução.....	78
Figura 44 - Curva ajustada com filtro de média móvel e linha de tendência para o avanço de 0,053mm/revolução.....	79
Figura 45 - Curva ajustada da Força de corte em função da velocidade de corte para testes experimentais (linhas contínuas) para diferentes avanços.....	80
Figura 46 - Configuração do cavaco retirada dos ensaios.....	81
Figura 47 - Curva comparativa entre valor simulado e valor experimental.....	82
Figura 48 - Simulação 0,053mm x 50m/min.....	89
Figura 49 - Simulação 0,053mm x 100m/min.....	89
Figura 50 - Simulação 0,053mm x 150m/min.....	90
Figura 51 - Simulação 0,053mm x 250m/min.....	90
Figura 52 - Simulação 0,094mm x 25m/min.....	91
Figura 53 - Simulação 0,094mm x 50m/min.....	91
Figura 54 - Simulação 0,094mm x 100m/min.....	92
Figura 55 - Simulação 0,094mm x 150m/min.....	92
Figura 56- Simulação 0,094mm x 250m/min.....	93
Figura 57 - Simulação 0,150mm x 25m/min.....	93

Figura 58 - Simulação 0,150mm x 50m/min.....	94
Figura 59 - Simulação 0,150mm x 100m/min.....	94
Figura 60 - Simulação 0,150mm x 150m/min.....	95
Figura 61 - Simulação 0,150mm x 250m/min.....	95
Figura 62- Simulação 0,223mm x 25/min.....	96
Figura 63 - Simulação 0,223mm x 50m/min.....	96
Figura 64 - Simulação 0,223mm x 100m/min.....	97
Figura 65 - Simulação 0,223mm x 150m/min.....	97
Figura 66 - Simulação 0,223mm x 250m/min.....	98

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química da Liga de Alumínio 7075.....	41
Tabela 2 - Propriedades mecânicas da Liga de Alumínio 7075.....	41
Tabela 3 - Propriedades do material da ferramenta – Metal duro.....	57
Tabela 4 - Propriedades do material Liga de Alumínio -7075-T6.....	57
Tabela 5 - Propriedades do material da ferramenta – Metal duro.....	60
Tabela 6 - Propriedades do material do suporte – Aço 1045.....	60
Tabela 7 - Definição dos parâmetros para simulação.....	71
Tabela 8 - Valores de força encontrado a partir da pressão de corte.....	74
Tabela 9 - Definição dos parâmetros para ensaio.....	76
Tabela 10 - Valores encontrados para o corpo de prova.....	78
Tabela 11 - Erros relativos máximo entre as curvas.....	82

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

AISI: American Iron and Steel Institute;

ALE: Lagrangiana Euleriana Arbitraria;

CAE: Computer-Aided Engineerig;

Co: Cobalto;

Cr: Cromo;

Cu: Cobre;

ISO: International Organization for Standardization

MEF: Método dos elementos finitos.

Mg: Magnésio;

Mo: Molibdênio;

Nb: Nióbio;

V: Vanádio;

W: Tungstênio;

Zn: Zinco.

LISTA DE SÍMBOLOS ROMANOS

A : Parâmetro do material;

A_v : Superfície de saída;

A_a : Superfície de folga;

A'_a : Superfície secundária de folga;

A_{sh} : Área da seção no plano de cisalhamento;

B : Parâmetro do material;

b : Largura de corte;

b' : Largura da seção da barra;

C : Parâmetro do material medidos temperatura de transição;

cv : cavalo a vapor;

E : Módulo de elasticidade do material;

F : Força;

F_γ : Força no ângulo de saída;

$F_\gamma N$: Força normal no ângulo de saída;

F_f : Força de avanço;

F_c : Força de corte;

F_N : Força normal;

F_{NS} : Força normal ao plano de cisalhamento;

F_T : Força tangencial;

F_S : Força na direção plano de cisalhamento;

h : Espessura de corte;

H : Espessura da barra;

h' : Espessura do cavaco;

K_S : Pressão específica;

L : Comprimento inicial;

L_{sh} : Largura do cavaco no plano de cisalhamento;

M : Momento fletor;

m : Parâmetro do material;

n : Parâmetro do material;

P_r : Plano de Referência da Ferramenta;

P_f : Plano Admitido de Trabalho;

P_s : Plano de Corte da Ferramenta;

P_o : Plano Ortogonal da Ferramenta;

P_n : Plano Normal a Aresta de corte;

R: Força de usinagem;

R_c: Grau de recalque;

S: Aresta principal de corte;

S': Aresta secundária de corte;

S_g: Gage;

T: Temperatura;

V_c: velocidade de corte;

V_{cavaco}: Velocidade de saída do cavaco;

V_{sh}: Velocidade do cisalhamento;

V_{ch}: Velocidade do cavaco;

V_o: Tensão de saída;

X: Posição do gage.

LISTA DE SÍMBOLOS GREGOS

α : Ângulo normal;

γ : Ângulo de saída;

β : Ângulo de atrito;

δ : Ângulo de corte;

δ : Ângulo da cunha;

ΔL : Comprimento do condutor;

ε : Ângulo da ponta ou de perfil;

ε^{pl} : Deformação plástica equivalente;

ε_0 : Parâmetro do material medidos na temperatura de $\theta_{transição}$;

$\dot{\varepsilon}^{pl}$: Taxa de deformação plástica equivalente;

ε_1 : Deformação no gage 1;

ε_2 : Deformação no gage 2;

ε_3 : Deformação no gage 3;

ε_4 : Deformação no gage 4;

$R(\dot{\varepsilon}^{pl})$: Razão da tensão de escoamento na taxa de deformação;

λ : Ângulo de inclinação;

$\theta_{transição}$: Temperatura não dimensional;

$\hat{\theta}$: Temperatura não dimensional;

μ_d : micro deformação;

μ : Coeficiente médio de atrito;

σ_{sh} : Tensão normal no plano de cisalhamento;

$\sigma^0(\overline{\varepsilon}^{pl}, \theta)$: Tensão de escoamento estática;

$\bar{\sigma}$: Tensão de escoamento a uma taxa de deformação diferente de zero;

τ_{sh} : Tensão de cisalhamento no plano de cisalhamento;

τ : Tensão de cisalhamento;

φ : Ângulo de cisalhamento do cavaco;

φ : Ângulo de cisalhamento;

χ : Ângulo de posição.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1

Introdução.....	22
1.1 Objetivo Geral.....	24
1.2 Objetivos específicos.....	24
1.3 Estrutura do trabalho.....	24
1.4. Justificativa.....	25
1.5 Motivação.....	25

CAPÍTULO 2

Revisão Bibliográfica.....	26
2.1 Geometria de corte	26
2.2 Corte ortogonal.....	29
2.3 Formas de cavaco.....	32
2.4 Forças de usinagem no corte ortogonal	35
2.5 Liga de alumínio.....	38
2.5.1 Endurecimento das ligas de alumínio.....	40
2.5.2 A liga de alumínio 7075-T6.....	40
2.6 Modelagem utilizando o método dos elementos finitos (MEF).....	42
2.7 Elementos finitos como ferramenta para estudo da formação de cavaco.....	43
2.7.1 Método de solução não linear.....	44
2.7.2 Descrição do movimento.....	45
2.7.2.a Formulação Lagrangiana.....	45
2.7.2.b Formulação Euleriana.....	46
2.7.2.c Formulação ALE (Lagrangiana Euleriana Arbitrária).....	47
2.7.3 Métodos constitutivos utilizados e lei do dano.....	47
2.7.4 Modelos de Johnson Cook.....	48
2.8 Célula de Carga.....	50
2.9 Trabalho Correlacionados.....	52

CAPÍTULO 3

Materiais e Métodos.....	55
3.1 Simulação numérica.....	55
3.1.1 Modelagem do material para critério de ruptura.....	55

3.1.2 Preparação para análise numérica.....	57
3.1.3 Modelo numérico.....	58
3.2 Análise experimental.....	58
3.2.1 Preparação da célula de carga.....	59
3.2.2 Materiais.....	64
3.2.3 Montagem para experimento.....	65

CAPÍTULO 4

Resultados e discussões.....	70
4.1 Resultados da análise numérica.....	70
4.2 Resultados da análise experimental.....	76

CAPÍTULO 5

Conclusões.....	83
5.1 Sugestões para trabalhos futuros.....	84

REFERÊNCIAS	85
--------------------------	-----------

APÊNDICE.....	89
----------------------	-----------

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Com o aumento da competitividade do mercado, as empresas buscam investir em novas tecnologias para o aperfeiçoamento contínuo dos processos de fabricação. Diante deste fato, os bens de consumo se tornam, a cada dia, mais qualificados e aperfeiçoados e os seus preços cada vez mais acessíveis para atender necessidades e exigências dos consumidores finais.

Neste cenário, muitas empresas têm optado pela estratégia de horizontalização, ou seja, a terceirização da maior parte dos componentes do produto final, principalmente dos produtos usinados, dando-se destaque aos produtos de grande complexidade e que acarretam grandes investimentos em maquinários e ferramentas, ou aos produtos de baixa complexidade, com grande demanda e preços de compra relativamente baixos (CEZARINO; SILVA FILHO; RATTO, 2008).

Sendo assim, podemos afirmar que os custos relacionados ao processo de usinagem e a sinergia entre as indústrias e o âmbito de pesquisa, implementando qualquer melhoria, seja de máquina, ferramenta, material ou processo, poderá proporcionar redução de custos na fabricação de bens de consumo.

Machado et al. (2015) afirmam que a geometria da ferramenta de corte e os seus respectivos ângulos são fundamentais na formação do cavaco no processo de usinagem. Afirmam ainda que estes fatores são de suma importância para que o processo flua da melhor forma sem acarretar riscos ou aumento de custos para operação. Diante deste fato, se os ângulos não estiverem adequados de acordo com sua aplicação, ao usinar o material, possivelmente não resultará em um processo estável. Isso acarretará em condições instáveis e sobrecarregadas, gerando superfícies com acabamento ruim, dimensões fora do especificado, excesso de aquecimento no sistema porta ferramenta/peça trabalho e até mesmo fratura/dano no sistema porta ferramenta/peça.

A formação do cavaco pode oferecer um diagnóstico preliminar do processo de usinagem, inter-relacionando informações como: nível de desgaste da ferramenta, temperaturas associadas ao processo de usinagem, rigidez do conjunto porta ferramenta, acabamento superficial, instabilidade dimensional do processo, entre outros parâmetros envolvidos. Por isso, deve-se atentar às condições do projeto para definir a mais adequada

geometria da ferramenta de corte, atendendo as condições estáveis de corte (ASM HANDBOOK,1989).

Por muitos anos, considerava-se que a formação do cavaco se originava pelo fenômeno de fratura do material que ocorria na parte frontal da aresta de corte, no entanto estas considerações foram desprezadas a partir da teoria do plano de cisalhamento elaborada por (FERRARESI,1977).

Machado e Da Silva (2015) afirmam que a formação do cavaco está voltada ao movimento do mesmo sobre o ângulo de saída da ferramenta e que, dependendo dos parâmetros de corte, o material a ser usinado e a própria ferramenta, pode ocorrer a aderência pelo contato durante o processo. Esta aderência propicia um maior desgaste no gume de corte.

A formação do cavaco no processo de corte é extremamente complexo, pois os materiais se comportam de forma diferente no aspecto físico e mecânico quando condicionados a altas temperaturas. Diante deste fato, para profundidades de corte mais elevadas, há um aumento considerável no desgaste da ferramenta, limitando a sua aplicação e reduzindo a produtividade e a vida útil das ferramentas (FERRARESI, 1977).

A pesquisa em processos de usinagem tem-se evoluído historicamente em duas linhas de pesquisa: a primeira na da modelagem experimental, que geralmente modela cada necessidade específica individualmente, promovendo uma solução para os mais variados estudos, porém com uma certa dificuldade de prever diferentes situações; e a segunda linha vem se desenhando em problemas através de modelos teóricos que, em muitos casos, não se aplicam facilmente no âmbito industrial (LUTTERVELT et al., 1998).

Ferraresi (1977) diz que a indústria foca nas suas principais atividades a redução do tempo de processo. Baseando nesta necessidade econômica, as empresas vêm se atualizando e se aprimorando. Isso, de fato, está sendo possível pelo método dos elementos finitos (MEF), pois no processo de corte o modelo não linear é possível prever a força de corte ideal numa operação de usinagem para garantir a ductilidade local do material sem causar danos significantes na resistência da ferramenta.

Cook et al. (1988) afirma que dentre vários métodos numéricos utilizados em estudos, o método de elementos finitos se estabelece como uma ferramenta numérica de grande valia e precisão nos resultados, inicialmente foi amplamente utilizada em aplicações de análise estrutural. Atualmente, esse método vem sendo aplicado com sucesso em várias áreas da engenharia civil, elétrica, minas e mecânica dos fluidos.

O método de Elementos Finitos (MEF) é empregado para calcular valores de tensão equivalente do material, tensão de cisalhamento, deformação elástica e plástica, deslocamento, força de corte, distribuição de temperatura na zona de corte, etc. Assim, quando empregado ao processo de usinagem, pode proporcionar uma otimização do tempo

de processo, prevendo a temperatura da ferramenta de corte, a força de corte, as tensões que estão sendo aplicadas na peça, precavendo de possíveis danos a ferramenta e eliminando possíveis paradas inesperadas no processo de torneamento devido as falhas da ferramentas por parâmetros mal empregados no processo de corte.

1.1 Objetivo Geral

O principal objetivo desse trabalho é estimar a força de corte em um processo de torneamento ortogonal utilizando o método de Elementos Finitos – MEF e comparar os resultados com as forças determinadas em testes experimentais na usinagem da liga de alumínio 7075-T6.

1.2 Objetivos específicos

Os objetivos específicos são:

- Definir um modelo matemático com forma geométrica e condições de contorno com velocidade e graus de liberdade da geometria para simulação da força de corte via método de elementos finitos (MEF) obtendo uma malha e os resultados numéricos.
- Desenvolver um sistema para aquisição dos dados experimentais para forças de corte no processo de usinagem, obtendo a calibração do sistema, os resultados para cada parâmetro estudado.
- Definir um erro relativo entre os resultados numéricos e experimentais.

1.3 Estrutura do trabalho

O trabalho dividiu-se em 5 capítulos particionados e abordados conforme descritos abaixo:

Capítulo 1: Introdução dos pontos a serem abordados no estudo. Definição dos objetivos gerais e dos objetivos específicos.

Capítulo 2: Revisão bibliográfica do assunto contribuindo para o entendimento e detalhando

alguns conceitos quanto a geometria da ferramenta, formação do cavaco, as forças de corte aplicadas no processo de usinagem, o processo de corte ortogonal, a liga de alumínio 7075-T6, método de elementos finitos e trabalhos correlacionados no âmbito desta pesquisa.

Capítulo 3: Trata-se do tópico Materiais e métodos, neste capítulo, explica-se a preparação da ferramenta para ser instalada os extensômetros. O modelo numérico com a geometria definida para estudo.

Capítulo 4: Resultados apresentados da análise por elementos finitos e os resultados experimentais. Definição do erro relativo entre os valores encontrados.

Capítulo 5: Conclusões pertinentes ao estudo realizado e sugestões para trabalhos futuros.

1.4 Justificativa

A principal justificativa deste trabalho é a perda de produtividade nas empresas por paradas não programadas pela falha da ferramenta durante o processo de usinagem. Esta pesquisa compartilhará de parâmetros que podem ser empregados no processo produtivo garantindo uma melhor eficiência e durabilidade da ferramenta, conhecendo as forças de corte aplicadas na liga de alumínio 7075-T6.

1.5 Motivação

A motivação deste trabalho vem de 15 anos atrás, onde atuava no processo de fabricação de peças aeronáuticas, no qual convivi com alta improdutividade por falhas da ferramenta durante processo de usinagem. Muitas dessas falhas, eram causadas pelo mau uso da ferramenta. Parâmetros que ora aplicados de forma equivocada, sobre carregava o suporte e o inserto da ferramenta. Por esta motivação, a pesquisa oferece um modelo matemático pronto, com forças já conhecidas proporcionando uma otimização do tempo na definição dos parâmetros a serem utilizados no processo de usinagem.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Serão abordados neste capítulo assuntos pertinentes aos fundamentos teóricos correlacionados com a geometria de corte, corte ortogonal, forças de usinagem no torneamento da liga de alumínio 7075-T6 e a sua relação com velocidade de corte. Serão tratados também aspectos relacionados a simulação em elementos finitos, obtendo a força de corte aplicada neste material. Serão apresentados os conceitos teóricos utilizados no desenvolvimento e otimização da modelo, bem como os mecanismos para remoção de material.

2.1 Geometria de corte

A geometria da ferramenta de corte é uma das variáveis de alta relevância durante processo de usinagem, uma vez que pequenas alterações dimensionais e angulares poderão causar resultados bem distintos, devido ao comportamento do material da peça sobre a aresta de corte da ferramenta. As ferramentas de corte devem ter algumas características em sua construção, tais como alta dureza em elevadas temperaturas, alta resistência mecânica e ao desgaste, alta tenacidade, alta resistência ao choque térmico, à compressão e elevada estabilidade química (DINIZ, 2000).

A geometria da ferramenta cortante apresentada na Figura 1 é caracterizada de acordo com as denominações:

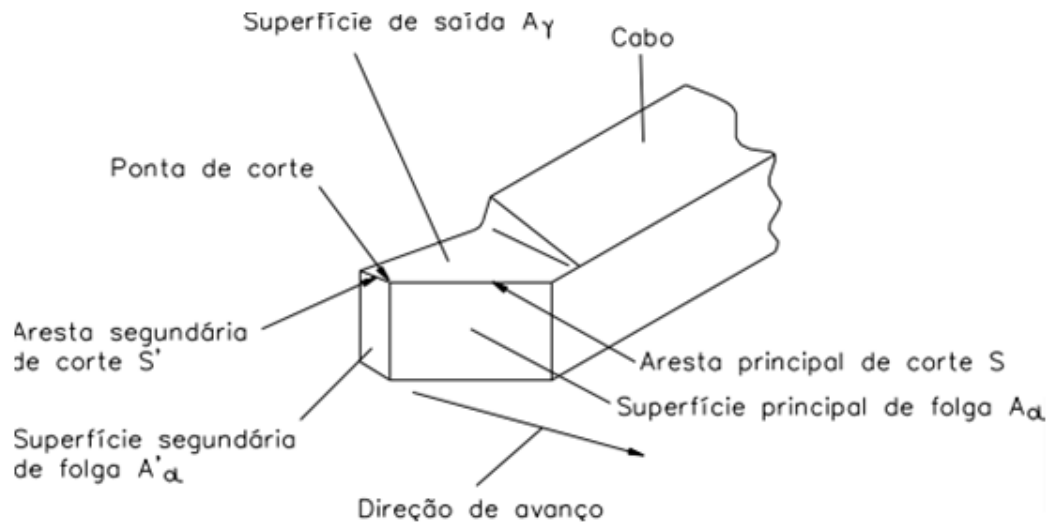


Figura 1 – Geometria da ferramenta de corte

Fonte: Ferraresi (1977).

Na Figura 1 pode se notar a presença dos seguintes elementos:

- Superfície de saída (A_γ): Superfície da ferramenta que o cavaco tende a deslizar após o cisalhamento.
- Superfície de folga (A_α): Superfície de ataque denominada como a folga entre a ferramenta e a superfície da peça a ser usinada.
- Superfície secundária de folga (A'_α): Superfície denominada com a folga entre a superfície em usinagem secundária e a ferramenta.
- Cunha de corte: Superfícies formada pelos ângulos de folga e saída onde origina o cisalhamento do material.

Na interface entre ferramenta peça existem as arestas de corte, que pode se distinguir como:

- Aresta principal de corte (S): É a intersecção entre as superfícies de saída e pela superfície de folga.
- Aresta secundária de corte (S'): É a intersecção entre a superfície de saída e a superfície secundária de folga.
- Ponta de corte: Região da cunha de corte representada entre a aresta principal e a aresta secundária de corte.

Conforme mostra a Figura 2, os elementos da geometria cortante podem ser combinados e caracterizados como ilustrado:

Na Figura 2, α é o ângulo de folga; δ é o ângulo de cunha; γ é o ângulo de saída; δ é o ângulo de corte; ε é o ângulo da ponta ou de perfil; λ é o ângulo de inclinação; χ é o ângulo de posição.

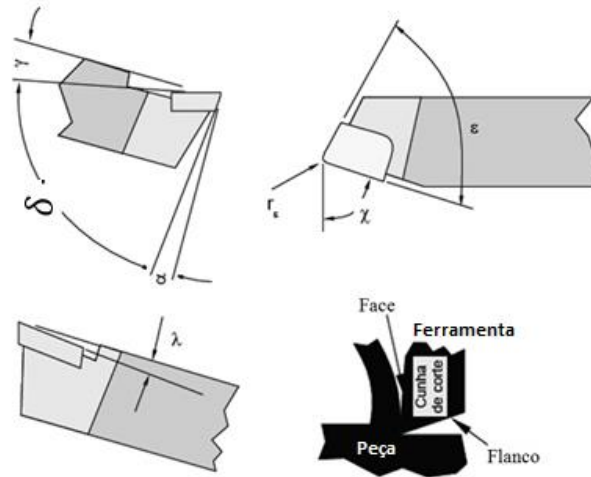


Figura 2 - Ângulos da ferramenta de corte.

Fonte: Adaptado de Ferraresi (1977).

Machado e Silva (2004) afirmam que o ângulo de saída tem influência direta na força e potência que origina o corte, no acabamento superficial e no aquecimento gerado no sistema de corte. Wertheim et al., (1994) diz que com ângulos de saída de no máximo 25° nas pastilhas utilizadas durante processo de fresamento, proporciona-se deformações do cavaco no processo, minimizando as forças de corte propiciando um excelente índice de usinabilidade. Para processos de alta complexidade, tal como o corte interrompido, geralmente utilizam-se ângulos de saída negativos, que por sua vez não exclui as condições de maior força e potência usinagem, além da alta temperatura gerada pelo processo. Ângulos de saída muito positivos oferece uma menor energia consumida pelo sistema e com baixa geração de calor.

Para Kaldor e Malkin (1986), o ângulo de folga é um dos mais importantes e significativos na geometria de corte. Sua magnitude proporciona comportamento bem distinto. Se for relativamente pequeno, a ferramenta deverá ter uma grande dificuldade de penetração no material. Devido à dificuldade de penetração, haverá acúmulo de calor, acelerando a perda do corte. Porém, se for relativamente grande, a geometria da cunha se fragilizará, podendo conduzir a ferramenta à falha. Contudo, existe um valor otimizado que interfere de forma positiva na vida da ferramenta, reduzindo o atrito entre a superfície da peça usinada e a superfície de folga da ferramenta.

A geometria de corte da ferramenta é definida através de ângulos da cunha cortante medidos em planos orientados.

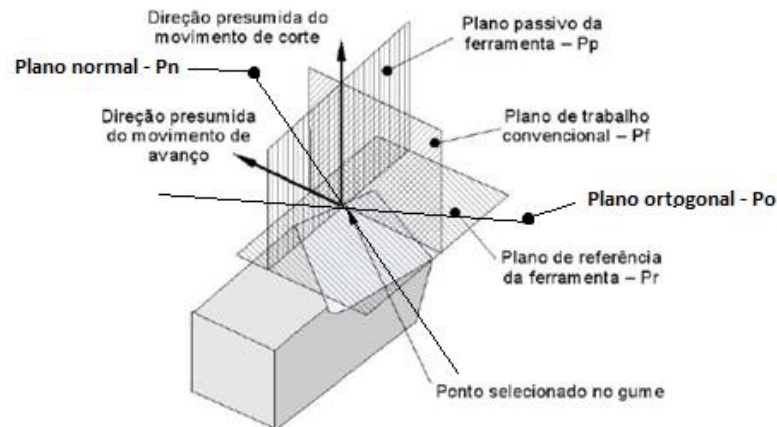


Figura 3 – Planos de referência.

Fonte: Stemmer (1993).

Dentre estes planos mostrados na Figura 3, orientados no sistema de referência da ferramenta, pode-se citar:

- Plano de Referência da Ferramenta (P_r): plano referido perpendicularmente a direção admitida de corte, (região destinada a determinação das superfícies e ângulos da cunha cortante).
- Plano Admitido de Trabalho (P_f): plano referido perpendicularmente ao plano de referência e paralelo à direção admitida de velocidade de avanço.
- Plano de Corte da Ferramenta (P_s): plano referido é tangente a aresta cortante e perpendicular ao plano de referência da ferramenta.
- Plano Ortogonal da Ferramenta (P_o): plano referido é perpendicular aos planos de referência e de corte da ferramenta.
- Plano Normal a Aresta de corte (P_n): plano referido que passa pelo ponto de referência, é perpendicular à aresta cortante.

2.2 Corte ortogonal

O corte ortogonal é conhecido como uma forma simplificada da cunha cortante se movimentando a uma determinada profundidade num material homogêneo e isotrópico. No corte ortogonal, a geometria da aresta de corte é normal em direção ao corte e também na direção do avanço do carro, de maneira que o cavaco se forma em um plano bidimensional, o qual se inicia num plano normal à aresta cortante, e é frequentemente utilizado para explicar

o mecanismo de remoção do cavaco (MERCHANT, 1954). Na Figura 4 apresenta um processo de corte ortogonal.

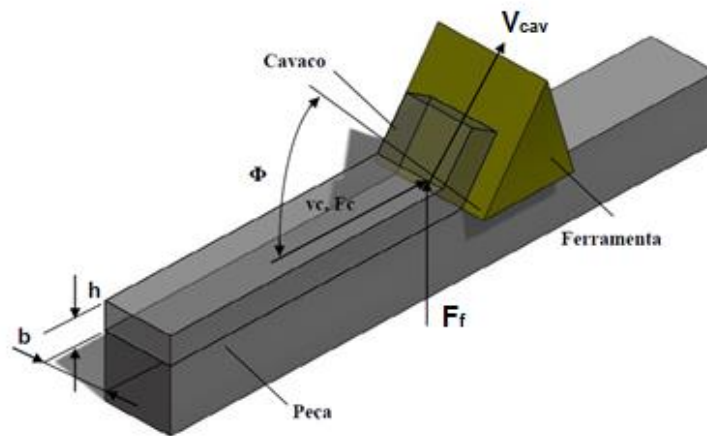


Figura 4 - Corte ortogonal

Fonte: Altintas (2008).

Seguindo estas simplificações e considerações, o corte ortogonal pode ser representado de acordo com esquema mostrado na Figura 4. Na Figura 4 estão representados: a espessura de corte da ferramenta (h), a espessura do cavaco (h'), o ângulo de saída (γ_o), o ângulo de cisalhamento (φ), o ângulo de folga (α_o), a velocidade de saída do cavaco (v_{cavaco}) e a velocidade de corte (v_c).

Além das simplificações citadas acima, são realizadas as seguintes considerações, que possibilitam um tratamento matemático simplificado do corte ortogonal, podendo ser estendido para outras operações de usinagem.

- A formação de cavaco é contínuo.
- Não há contato entre o ângulo normal da ferramenta e a peça a ser usinada.
- A aresta da geometria de corte é maior que a largura de corte.

De acordo com este modelo, é possível estudar o mecanismo de formação do cavaco, os fenômenos mecânicos inseridos e a força de corte presente no processo de usinagem.

Seguindo o corte ortogonal representado na Figura 5, e permanecendo as simplificações feitas, o mecanismo que origina a formação do cavaco pode ser chamado de uma condição cíclica, sendo que cada período é dividido em quatro etapas, bem definidas (MACHADO e DA SILVA, 2004), a saber: recalque (também conhecido como deformação elástica); Deformação plástica; Ruptura; Fluxo de material sobre o ângulo de saída da ferramenta.

Após passar pela zona de cisalhamento primário, o material é submetido a uma elevada quantidade de deformação, sendo estimada pelo grau de recalque (R_c), definido pela Equação 2. Após o cisalhamento do material, o cavaco tende a se movimentar por sobre a superfície de saída da ferramenta, com uma nova espessura h' .

$$R_c = \frac{h'}{h} = \frac{V_c}{V_{cavaco}} \quad \text{Eq. 2}$$

Em que:

R_c : grau de recalque;

h' : espessura do cavaco;

h : espessura de corte;

V_c : Velocidade de corte;

V_{cavaco} : Velocidade de saída do cavaco.

Assim, para valores elevados de R_c , aumenta-se proporcionalmente a deformação no plano de cisalhamento primário. Desta forma, na formação de cavaco para o corte ortogonal, têm-se os parâmetros definidos na Figura 6, observando o comportamento da ferramenta como uma cunha, na qual se prevalecem apenas os ângulos de saída e de folga.

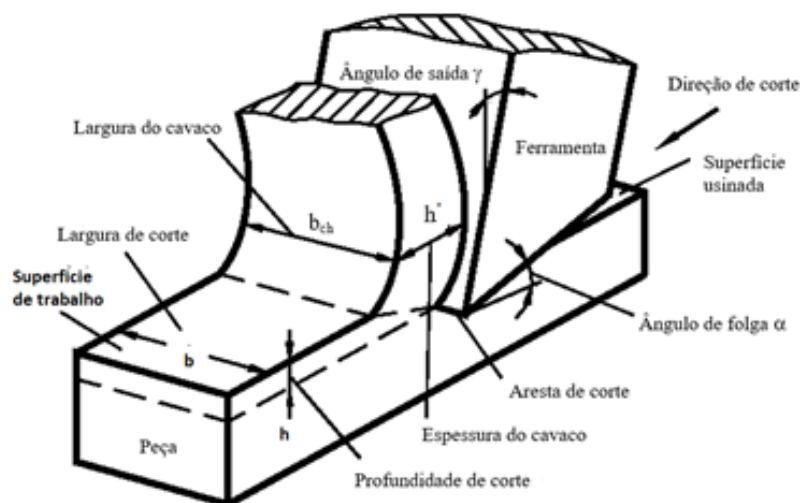


Figura 6 – Parâmetros para corte ortogonal

Fonte: Davim et al. (2008).

2.3 Formas de cavaco

Os cavacos, são classificados quanto a sua forma, sendo divididos em quatro tipos, conforme pode ser visto na Figura 7. Algumas formas de cavaco são indesejadas para o

processo de usinagem, pois comprometem a operação, prejudicando o acabamento superficial, colocando em risco a integridade do operador e provocando avarias na ferramenta (VIEREGGE, 1959).

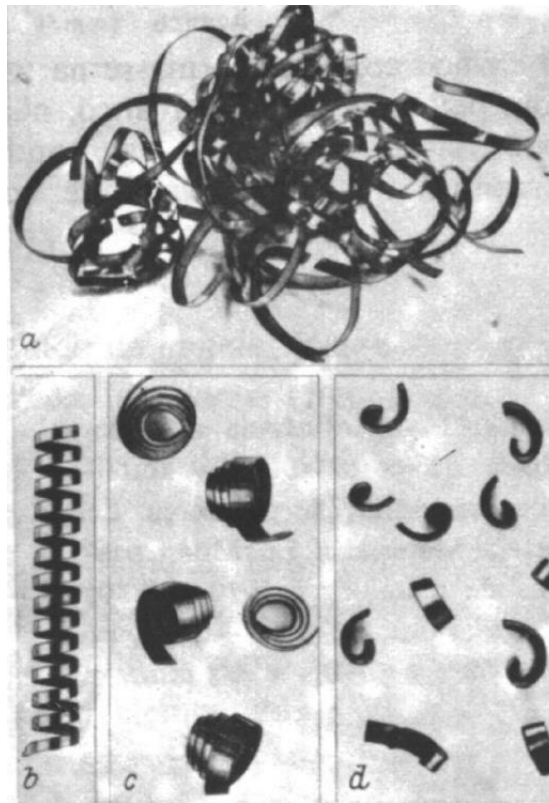


Figura 7 - Formas de cavaco

Fonte: Vieregge (1959).

Na Figura 7, o cavaco classificado como tipo A denomina-se como fita; o cavaco classificado como tipo B denomina-se como helicoidal; o cavaco classificado como tipo C denomina-se como espiral; o cavaco classificado como tipo D denomina-se como lascas ou pedaços.

A norma ISO 3685 versão 1977, detalha a classificação da forma do cavaco, conforme pode ser visto na Figura 8.

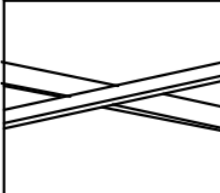
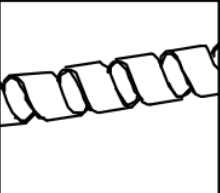


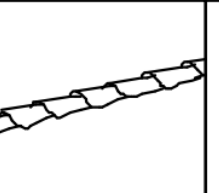
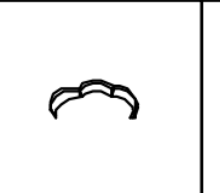
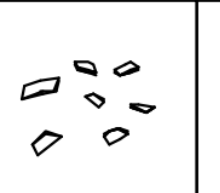


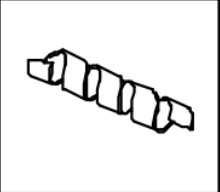


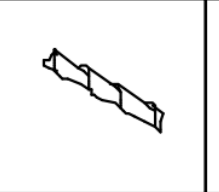
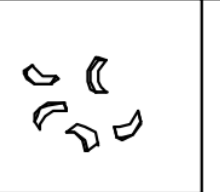


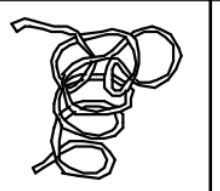

1- Cavaca em fita	2- Cavaco tubular	3- Cavaco espiral	4- Cavaco hel. tipo arruela	5- Cavaco hel. cônico	6- Cavaco em arco	7- Cavaco fragmentado	8- Cavaco tipo agulha
							
1-1- Longo	2-1- Longo	3-1- Plana	4-1- Longo	5-1- Longo	6-1- Conect.		
							
1-2- Curto	2-2- Curto	3-2- Cônico	4-2- Curto	5-2- Curto	6-2- Salto		
							
1-3- Emaranhado	2-3- Emaranhado		4-3- Emaranhado	5-3- Emaranhado			

Figura 8 - Formas de cavacos produzidos na usinagem dos metais
Fonte: ISO 3685 (1977).

O cavaco em fita deve ser evitado, pois há grande dificuldade no seu manuseio, podendo oferecer risco a quem opera, ocupando muito espaço e com grande dificuldade de ser transportado, além de danificar o acabamento final da peça (DINIZ, 2000).

Em se tratando de segurança, a forma helicoidal é o mais esperado no processo de usinagem, oferece menor risco ao operador, é de fácil manuseio e ocupa menos espaço no transporte (DINIZ, 2000).

O cavaco em pedaço ou lascas é uma forma de cavaco que ocupa pouco espaço de armazenagem, é obtido quando utiliza-se fluido refrigerante sob pressão, bastante utilizado em furação profunda (DINIZ, 2000).

2.4 Força de usinagem no corte ortogonal

Ferraresi (1977) descreve que o avanço da ferramenta em relação à peça se decompõe por duas bases de forças distintas e descritas como: A Força F se origina sob a ação da ferramenta na superfície inferior da cunha do cavaco e sua decomposição se dá em duas forças F_γ e $F_\gamma N$. A Força F_{shN} se origina sob a ação da peça no plano de cisalhamento primário e sua decomposição se dá em duas forças F_c e F_f .

A força $F_\gamma N$ é representativa para o estudo da interface entre o cavaco ferramenta e a lubrificação. Para a medição das forças de usinagem é recomendável decomposição da força R na direção do avanço e da velocidade de corte, originando a F_c e F_f respectivamente. Com base nos pontos discutidos dos dois sistemas de referência, e fixando R como na ponta da ferramenta, tem-se o sistema conhecido como “círculo de Merchant”, mostrado na Figura 9.

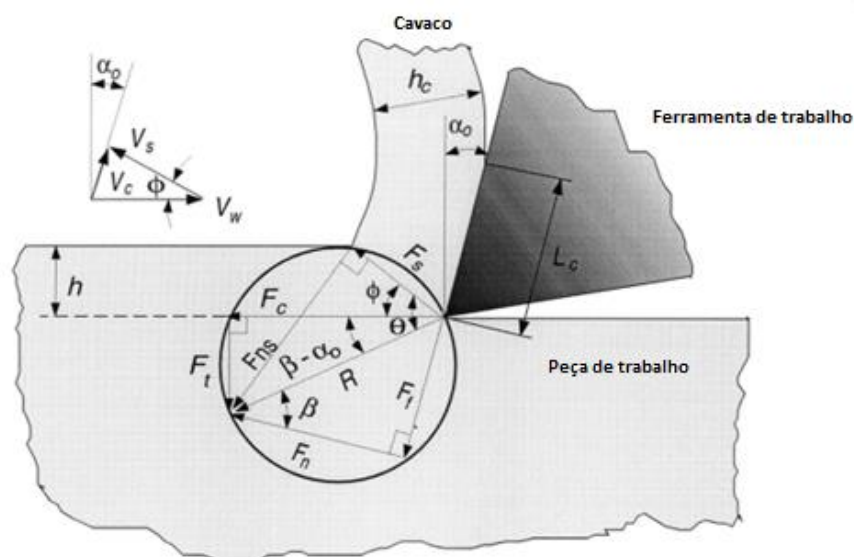


Figura 9 - Círculo de Merchant

Fonte: Ferraresi (1977).

De acordo com a Figura 10, a força R pode ser decomposta conforme a Equação 3:

$$\vec{R} = \vec{F}_c + \vec{F}_f \quad \text{Eq. 3}$$

Utilizando um dinamômetro, é possível obter as componentes F_c e F_f . Considerando o corte ortogonal, as demais componentes podem ser obtidas através de simples relações geométricas, conhecidos o ângulo de cisalhamento primário e o ângulo de saída da ferramenta (FERRARESI, 1977).

Nesse caso, tem-se as Equações 4, 5, 6 e 7 obtidas das relações trigonométricas das forças de corte e avanço.

$$F_T = F_c \cdot \text{sen}(\gamma) + F_f \cdot \text{cos}(\gamma) \quad \text{Eq. 4}$$

$$F_N = F_c \cdot \text{cos}(\gamma) - F_f \cdot \text{sen}(\gamma) \quad \text{Eq. 5}$$

$$F_S = F_c \cdot \text{cos}(\varphi) - F_f \cdot \text{sen}(\varphi) \quad \text{Eq. 6}$$

$$F_{NS} = F_c \cdot \text{sen}(\varphi) + F_f \cdot \text{cos}(\varphi) \quad \text{Eq. 7}$$

Vê-se, no diagrama de forças, que a força de usinagem (R) é formada pelas forças de avanço (F_f) e de corte (F_c), conforme mostra a Equação 8 (FERRARESI, 1977).

$$R = \sqrt{F_c^2 + F_f^2} \quad \text{Eq. 8}$$

Na zona de deformação primária, tem-se que a força de cisalhamento (F_s) é dada pela Equação 9 (FERRARESI, 1977).

$$F_S = F_c \cdot \text{cos}(\varphi) - F_f \cdot \text{sen}(\varphi) \quad \text{Eq. 9}$$

No qual:

φ : é o ângulo de cisalhamento

β : é o ângulo entre a normal da superfície de saída da ferramenta e a força de usinagem, conhecido como ângulo de atrito.

γ : é o ângulo de saída da ferramenta

Da mesma forma, a força normal que atua sobre o plano de cisalhamento (F_{NS}) é dada pela Equação 10 (FERRARESI, 1977).

$$F_{NS} = F_c \cdot \cos(\varphi) + F_f \cdot \sin(\varphi) \quad \text{Eq. 10}$$

A área do plano de cisalhamento (A_{sh}) é definida pela Equação 11 (FERRARESI, 1977).

$$A_{sh} = \frac{b \cdot h}{\sin(\varphi)} \quad \text{Eq. 11}$$

Em que:

b : é a largura de corte

h : é a profundidade ou espessura de corte

Com isso, calcula-se a tensão de cisalhamento (τ_{sh}) e a tensão normal ao plano de cisalhamento (σ_{sh}), utilizando as Equações 12 e 13 (FERRARESI, 1977).

$$\tau_{sh} = \frac{F_{sh}}{A_{sh}} \quad \text{Eq. 12}$$

e

$$\sigma_{sh} = \frac{F_{shN}}{A_{sh}} \quad \text{Eq. 13}$$

A velocidade de corte (v_c) pode ser decomposta em outras duas velocidades, a de cavaco (v_{ch}) e a de cisalhamento (v_{sh}). Esta última indica a velocidade com a qual o cavaco é cisalhado do material da peça e é calculada pela Equação 14 (FERRARESI, 1977).

$$V_{sh} = \frac{V_c \cdot \cos(\varphi)}{\cos(\varphi - \gamma)} \quad \text{Eq. 14}$$

O comprimento do plano de cisalhamento (L_{sh}) é encontrado a partir da relação definida pela Equação 15 (FERRARESI, 1977).

$$L_{sh} = \frac{h}{\sin(\varphi)} = \frac{h_{ch}}{\cos(\varphi - \gamma)} \quad \text{Eq. 15}$$

A velocidade de saída do cavaco (v_{ch}) é dada pela Equação 16 (FERRARESI, 1977).

$$V_{ch} = \gamma \cdot V_c = \frac{\text{sen}(\varphi)}{\text{cos}(\varphi - \gamma)} \cdot V_c \quad \text{Eq. 16}$$

Da equação 22, define-se a Equação 17 (FERRARESI, 1977).

$$F = \frac{\tau_{sh} \cdot b \cdot h}{\text{sen}(\varphi) \cdot \text{cos}(\varphi + \beta - \gamma)} \quad \text{Eq. 17}$$

E as forças de corte (F_c) e de avanço (F_f) também podem ser expressas pelas Equações 18 e 19 (FERRARESI, 1977).

$$F_c = F \cdot \text{cos}(\beta - \gamma) \quad \text{Eq. 18}$$

$$F_f = F \cdot \text{sen}(\beta - \gamma) \quad \text{Eq. 19}$$

Substituindo F da Equação 24 pelo F da Equação 25, obtêm as Equações 20 e 21 (FERRARESI, 1977).

$$F_c = \tau_{sh} \cdot b \cdot h \left(\frac{\text{cos}(\beta - \gamma)}{\text{sen}(\varphi) \cdot \text{cos}(\varphi + \beta - \gamma)} \right) \quad \text{Eq. 20}$$

$$F_f = \tau_{sh} \cdot b \cdot h \left(\frac{\text{sen}(\beta - \gamma)}{\text{sen}(\varphi) \cdot \text{cos}(\varphi + \beta - \gamma)} \right) \quad \text{Eq. 21}$$

Derivando-se F_c em relação a φ , encontra-se a Equação 22 (FERRARESI, 1977).

$$\frac{dF}{d\varphi} = \tau_{sh} \cdot b \cdot h \left(\frac{\text{cos}(\beta - \gamma) \cdot \text{cos}(2\varphi + \beta - \gamma)}{\text{sen}^2(\varphi) \cdot \text{cos}^2(\varphi + \beta - \gamma)} \right) \quad \text{Eq. 22}$$

2.5 Ligas de Alumínio

As ligas de alumínio são compostas pelo alumínio e adições de elementos compatíveis ao elemento de liga, que tem a finalidade de melhorar as propriedades mecânicas.

Algumas ligas de alumínio podem ter sua resistência aumentada através do tratamento térmico. O tratamento térmico de algumas ligas pode melhorar a resistência do componente

e igualar a resistência de um componente metálico, podendo chegar a uma resistência à tração de aproximadamente 700 MPa (ZANGRANDI, 2008).

Quando adicionados estes elementos de liga no alumínio, estes provocam interações e modificações em suas propriedades, como o aumento de resistência e o refinamento de grão (DEAN, 1990).

O manganês e o cobre, em teoria de aproximadamente de 0,5%, ou menos, são os elementos com capacidade de melhorar as propriedades mecânicas das ligas de alumínio. Contudo, o manganês pode reduzir sua composição para 0,2 a 0,3% na solução final, quando na temperatura de precipitação sua base Al_6Mn se dissolve durante o pré-aquecimento do lingote (POLMEAR et al., 2006).

Já o cobre limita-se à adição de apenas 0,3% para evitar a formação de constituintes insolúveis para as ligas que não podem ser tratadas termicamente, obtendo Al-Cu-Fe. O magnésio é um elemento de mecanismo endurecedor que atua na solução sólida (POLMEAR et al., 2006).

As ligas de alumínio podem ser separadas em dois grupos principais: as ligas para a fundição e ligas endurecíveis. As ligas endurecíveis apresentam mais subcategorias: tratáveis termicamente e não tratáveis termicamente, conforme pode ser visto na Figura 10. Alumínio comercialmente puro e as ligas que se baseiam em Al-Mg e Al-Mn são as ligas mais comuns que não são endurecíveis. O segundo grupo compreende as ligas endurecíveis, tais como: Al-Cu-Mg, Al-Mg-Si e Al-Zn-Mg-Cu, que utilizam os mecanismos de endurecimento como o envelhecimento ou a precipitação para aumento de propriedade (POLMEAR et al., 2006).

Muitas ligas utilizam do tratamento térmico com base nas solubilidades das fases. Estes tratamentos incluem: envelhecimento, tratamento térmico, solubilização e têmpera (DEAN, 1990).

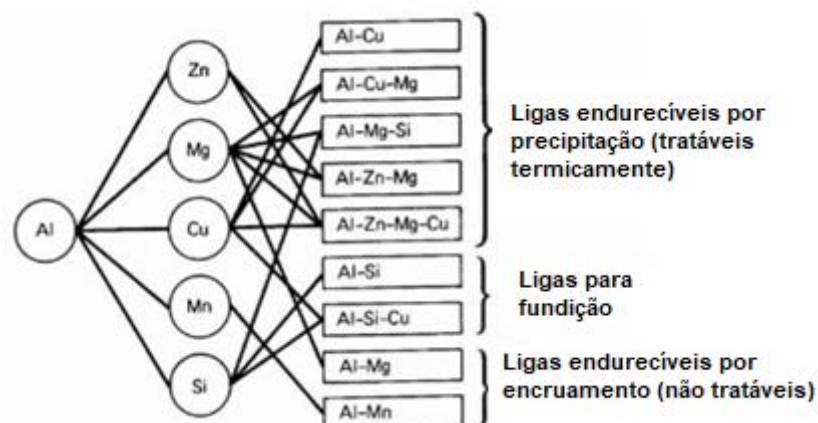


Figura 10 - Divisão das ligas de alumínio trabalhadas

Fonte: Adaptado de Dean (1990).

2.5.1 Endurecimento nas Ligas de Alumínio

O mecanismo de endurecimento mais eficaz para aumentar a resistência mecânica de ligas de Al é pelo processo de endurecimento por precipitação (ASM HANDBOOK, 1989). Algumas ligas de alumínio podem ser envelhecidas pelo processo de solubilidade de um ou mais elementos, estas pertencem às séries 2XXX, 6XXX, 7XXX e 8XXX (ZANGRANDI, 2008).

Esse processo envolve algumas etapas, que englobam na solubilização, a têmpera e o envelhecimento natural ou artificial, como ilustrado na Figura 11.

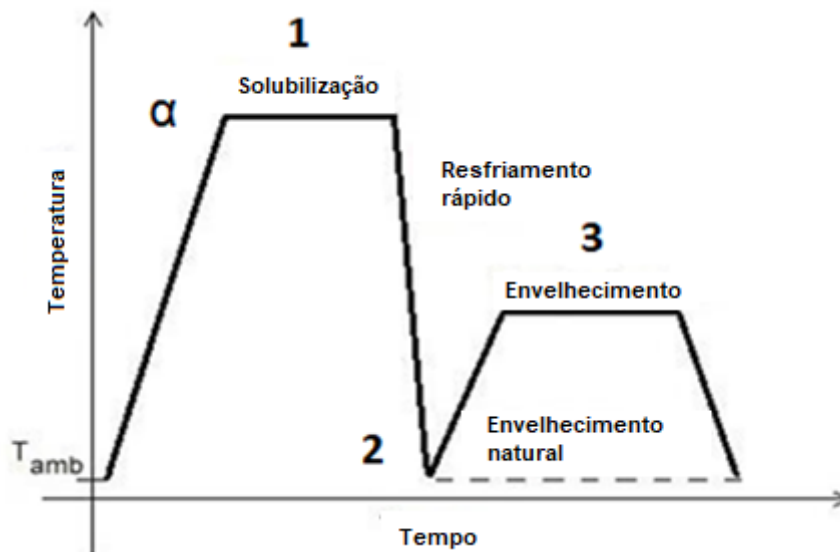


Figura 11 - Esquema dos tratamentos de solubilização e envelhecimento.

Fonte: Adaptado de Zangrandi (2008).

O processo se inicia na etapa “1”, onde o material é aquecido até a região α , se mantém na temperatura α num certo tempo t , posteriormente sofre de “1” para “2” um resfriamento brusco, mantendo a estrutura à temperatura ambiente em um tempo t “2”, mantendo a solução sólida supersaturada. Na etapa “2” para “3” a liga está sujeita a um novo aquecimento e em “3” formam-se precipitados na matriz, o que proporciona o aumento da resistência mecânica no material (ZANGRANDI, 2008).

2.5.2 A Liga de alumínio 7075

Depois de muitas pesquisas na tentativa de descobertas de novas ligas de alumínio, surgiu em 1943 as ligas 7075. A Liga 7075 contém 5,6% Zn, 2,5% Mg, 1,6% Cu e 0,30% Cr. A mudança feita para aumento de resistência da liga 7075 foi desenvolvida para a liga 7178 em 1951 e contém mais altos níveis de Zn, Mg e Cu (HATCH,1984).

A composição química desta liga está presente na Tabela 1 e as propriedades mecânicas na Tabela 2.

Tabela 1. Composição química da Liga de Alumínio 7075.

Fonte: Adaptado de Hatch (1984).

Liga	UNS No.	Cr	Mg	Cu	Mn	Fe	Ni	Zn	Al
7075	A97075	0,18 - 0,28	2,1 - 2,9	1,2 - 2,0	0,3	1	0 - 0,5	5,1 - 6,1	Restante

Tabela 2. Propriedades mecânicas da Liga de Alumínio 7075.

Fonte: Adaptado de Hatch (1984).

Liga	7075 T6
Peso Específico	2,8
Módulo de Elasticidade (MPa)	73000
Módulo de Rigidez (MPa)	27500
Temperatura de Fusão (°C)	475-630
Calor Específico (0-100°C) (Cal./g°C)	0,23
Coeficiente de Expansão Linear (L/°C)	24x10 ⁻⁶
Condutibilidade Térmica (25°C) (Cal./cm°C)	0,29
Condutibilidade Elétrica (IACS) %	30

A liga contendo Al-Zn-Mg-Cu, conhecida como 7075, tem sido usada regularmente em componentes estruturais nas indústrias aeroespacial devido à sua alta resistência mecânica e baixa densidade, alta tenacidade à fratura, ótima vida em fadiga e excelente resistência à corrosão sob tensão, além de proporcionar o aumento da resistência por envelhecimento natural (CHAITANYA et al., 2015). A liga 7075-T6 tem revolucionado a indústria aeroespacial em função da boa relação entre peso e resistência.

Uma das principais características das ligas de alumínio-zinco-magnésio é a capacidade da solubilidade dos seus elementos presentes. As composições da matriz de alumínio para as reações são constantes em níveis elevados de zinco e de magnésio. Os elementos presentes nesta base sempre estão em equilíbrio termodinâmico (HATCH, 1984).

Uma liga 7075 contém as seguintes fases presentes: Al₇Cu₂Fe, (Fe, Cr)₃SiAl₁₂ e Mg₂Si. Os grãos recristalizados são alongados ou achatados devido à ligação com os dispersos, promovendo o aumento da tenacidade desta liga (HATCH, 1984).

A Figura 12 detalha os grãos recristalizados discriminados nas regiões claras e os fragmentos de grãos não recristalizados estão sendo caracterizados nas regiões

escura com a utilização do ataque químico Keller, que revela as fases do microconstituente.

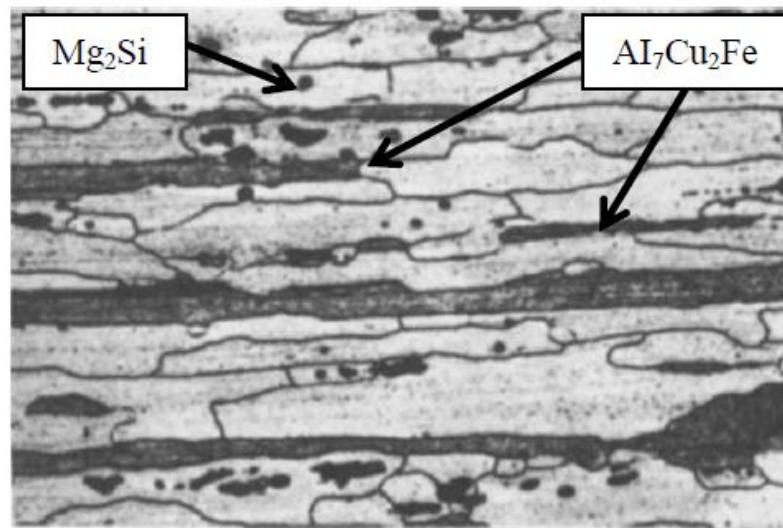


Figura 12 - Micrografia do 7075-T6, ampliação de 455 vezes.

Fonte: Adaptado de Hatch (1984).

2.6 Modelagem utilizando o método dos elementos finitos (MEF)

O método de elementos finitos utilizado no processo de usinagem auxilia os modelos analíticos que tinham dificuldades de avaliar com detalhes as previsões quantitativas para os estados de tensões e deformações, ou até mesmo temperatura oriundas de um processo de usinagem. Além de facilitar e entender as variações dos parâmetros e suas importâncias correspondentes no processo de corte (DUAN et al., 2009).

O método dos elementos finitos mais conhecido pela sigla CAE (*Computer Aided Engineering*), é um método matemático que resolve soluções a problemas utilizando um sistema de transformação ao domínio discreto. Em outras palavras, o sistema é subdividido em um número finito de partes, que em MEF são chamados de elementos, cujo o seu comportamento é representado por uns números finitos de parâmetros associado a cada elemento. Os elementos estão dispostos no espaço e são ligados através dos nós, que se dá pela união entre dois ou mais elementos adjacentes.

2.7 Elementos finitos como ferramenta para estudo da formação de cavacos

Duan et al. (2009) apresentaram uma pesquisa que avalia a simulação numérica da formação de cavaco segmentado com base de um programa comercial de elementos finitos

Abaqus. A pesquisa teve como pontos a serem avaliados a influência que a formação de cavacos tem sobre as forças de corte e a temperatura de corte no processo de usinagem.

Qualquer processo de usinagem requer altas deformações do material exigindo uma simulação altamente não-linear (material e geométrica) apresentando um contato complexo entre a peça e a ferramenta (DUAN et al., 2009).

Para solucionar o problema, utiliza-se o modelo constitutivo visco-plástico de Johnson & Cook. O modelo é usado para sistemas que envolvem taxas de deformação elevada e alta temperatura.

Mabrouki e Rigal (2006) realizaram pesquisas simulando o material AISI 4340 entendendo os efeitos termomecânicos na formação dos cavacos, utilizando o programa Abaqus. No estudo foi utilizado o recurso de amolecimento (*softening*) para formação de cavaco. Os autores provaram que o início da formação do cavaco segmentado é pelo cisalhamento adiabático da ponta da ferramenta, ou seja, o calor gerado no processo é somente pela deformação do material e pelo atrito da ferramenta.

Neste trabalho, os autores utilizaram como hipótese a variação das propriedades térmicas diante do contato e a fração de trabalho por atrito convertido em calor na interface ferramenta e peça.

A malha utilizada na simulação numérica é apresentada na Figura 13. Esta malha representa um modelo de corte ortogonal.

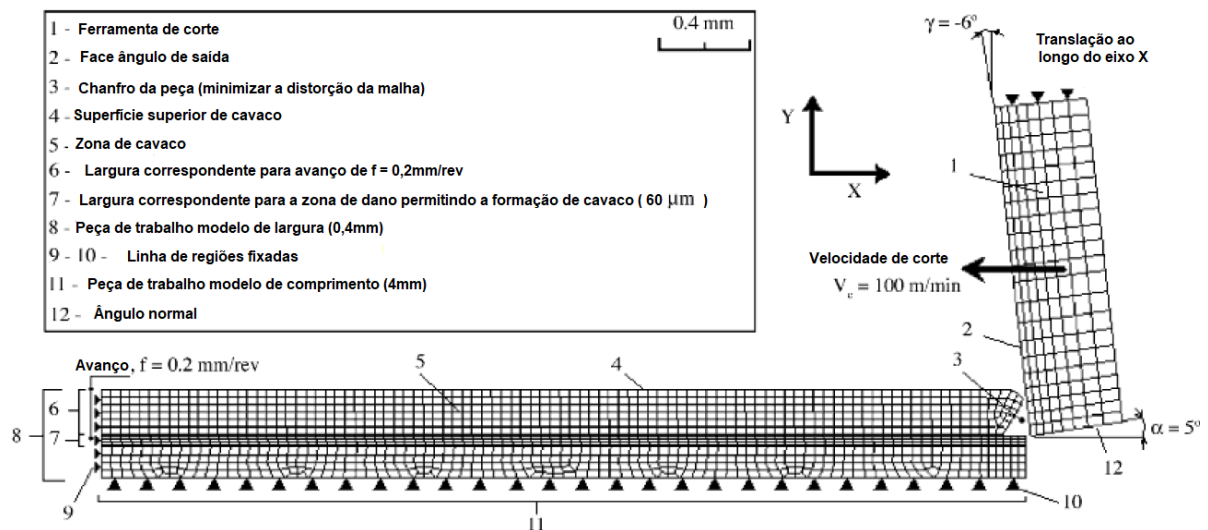


Figura 13 - Malha utilizada para a simulação de corte

Fonte: Mabrouki e Rigal (2006).

O modelo de Johnson & Cook também foi utilizado por Mabrouki e Rigal (2006) para estudar o comportamento do material da peça pelo conceito visco-plástico com base no material AISI 4340.

O resultado da força de corte foi obtido através do gráfico mostrado na Figura 14 a seguir. Como pode ser visto, após o tempo de 0,32 ms, a força de corte apresenta uma pequena oscilação correspondente a frequência para a formação do cavaco segmentado.

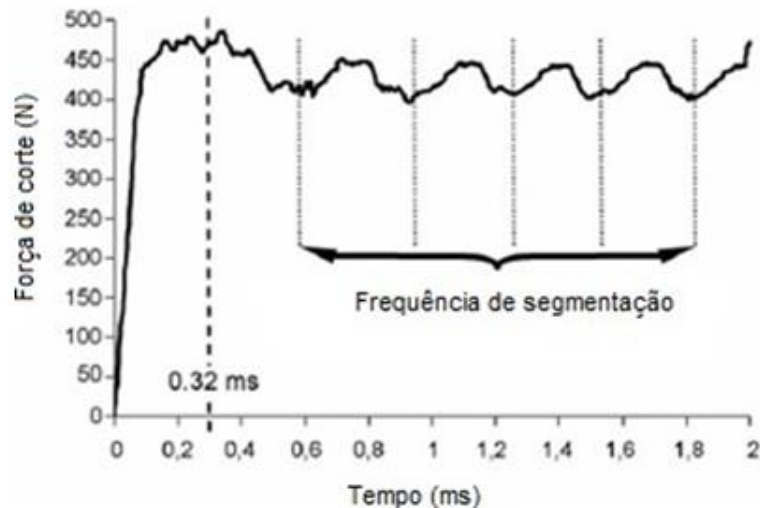


Figura 14 - Variação da magnitude da força de corte
Fonte: Mabrouki e Rigal (2006).

2.7.1 Método de solução não linear

O método para soluções utilizado pelo MEF é a integração no tempo através de uma integração explícita ou implícita. O método de integração temporal tem como foco resolver problemas transientes considerando pequenos tamanhos de passo de tempo (MABROUKI e RIGAL, 2006).

Em geral, os métodos explícitos exigem um menor tempo de computação que os métodos implícitos, porém em muitos casos, por serem instáveis, o seu tempo computacional aumenta consideravelmente.

Em relação a análise de tensões – deformações, o modelo não linear está ligado a três parâmetros importantes de acordo com (MABROUKI e RIGAL, 2006):

- Material: quando as propriedades dos materiais requerem comportamento não linear;
- Contorno: para o momento em que durante a simulação as condições de contorno se alteram durante a simulação;
- Geométrico: quando levada em conta as mudanças na geometria do modelo durante a análise.

2.7.2 Descrição do movimento

A descrição do movimento pode ser implementada através de três formulações: Lagrangiana, Euleriana e Lagrangiana, Euleriana Arbitrária (ALE) ANSYS DYNAMIC EXPLICIT User's Guide (2019).

a) *Formulação Lagrangiana:*

A formulação Lagrangiana (Figura 15) considera que a malha representativa de elementos finitos está fixa ao material e se orienta de acordo com sua deformação. Esta formulação apresenta resultados expressivos para a simulação de corte da ferramenta, pois fornece resultado para processo transiente e formação de cavacos descontínuos. Uma desvantagem para este método é a distorção dos elementos, fazendo com que os softwares aprimorassem técnicas de malhas pré-distorcidas ou técnicas de re-meshing para minimizar estes problemas na simulação (DUAN et al., 2009).

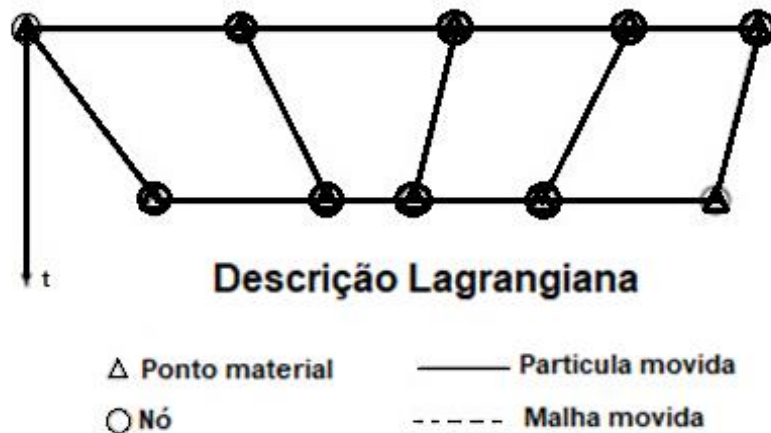


Figura 15 - Exemplo do comportamento da malha na formulação Lagrangiana

Fonte: Duan et al. (2009).

As vantagens e desvantagens da formulação Lagrangiana são relacionadas a seguir, no Quadro 1 de acordo com (DUAN et al., 2009).

Vantagens	Possibilita a simulação elementos fraturados e desenvolvimento na formação de cavacos.
	Não há necessidade de definição da geometria prévia do cavaco.

	Permiti o acompanhamento de diferentes materiais.
Desvantagens	A instabilidade numérica pelo grau de distorção local na malha devido às cargas altamente concentradas e altas taxas de deformação.
	Alto custo computacional e perda de precisão quando utilizado a ferramenta <i>re-meshing</i> para as distorções da malha.

Quadro 1 – Vantagens e desvantagens da formulação Lagrangiana

Fonte: Elaboração própria (2019).

b) Formulação Euleriana

Na formulação Euleriana (Figura 16), a malha permanece fixa no sistema e o material flui pelas faces do elemento, permitindo grandes deformações sem causar problemas numéricos. Com isso, não há problema com as distorções na malha (DUAN et al., 2009).

A formulação exige a definição da geometria do cavaco e do comprimento de contato ferramenta-cavaco. A fim de simplificar estes problemas de definição, vários autores têm adotado soluções iterativos com intuito de ajusta a geometria e o comprimento de contato ferramenta-cavaco. Diante disso, esta formulação implica em vantagens e desvantagens (DUAN et al., 2009).

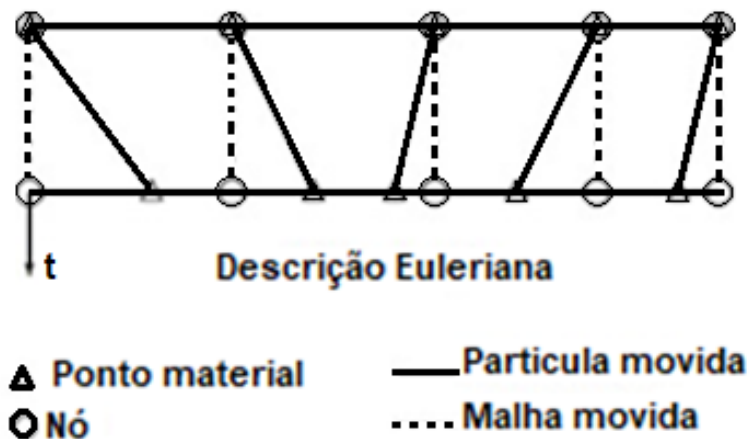


Figura 16 - Exemplo do comportamento da malha na formulação Euleriana

Fonte: Duan et al. (2009).

As vantagens e desvantagens da formulação Lagrangiana são relacionadas a seguir, no Quadro 2 de acordo com (DUAN et al., 2009).

Vantagens	Grandes deformações não provocam distorções pela a malha estar fixa.
	Usando a condição de fronteira, modela se apenas uma pequena região em torno da ferramenta.
	A formulação foca apenas em uma área de interação da ferramenta necessitando de um menor número de elementos, que reduz o tempo de análise.
Desvantagens	A geometria do cavaco deve ser definida antes da simulação.
	A formação de fraturas não pode ser simulada com esta formulação.

Quadro 2 – Vantagens e desvantagens da formulação Euleriana

Fonte: Elaboração própria (2019).

c) Formulação ALE (Lagrangiana Euleriana Arbitraria)

Na tentativa de mesclar as vantagens de ambas as formulações, Lagrangiana e Euleriana, surgiu uma abordagem mista, conhecida como Lagrangiana - Euleriana Arbitrária (ALE), que foi proposta para simular problema de grandes deformações que resultam em distorções indesejáveis nos elementos (SHEKHAR, 2009).

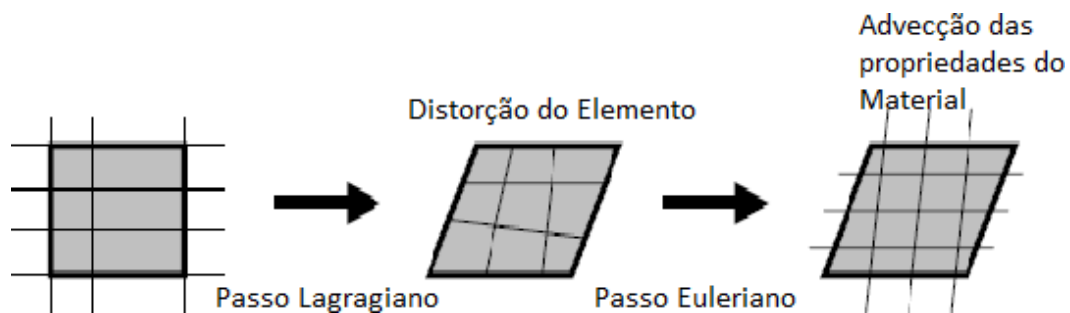


Figura 17 - O operador ALE

Fonte: Shekhar (2009).

A formulação ALE pode ser usada para analisar soluções que envolvem formulações de Lagrange e Euleriano, modelos em estados estacionários, modelos com análise transiente para grandes deformações e modelos que envolve dinâmica explícita (SHEKHAR, 2009).

2.7.3 Modelos constitutivos utilizados e lei de dano

As propriedades físicas do material são de fundamental importância para a correta simulação do processo de corte, com objetivo de simular a formação de cavacos gerados durante o corte. As tensões, as forças e a distribuição da temperatura são levadas em conta no processo, podendo ser definidas nos processos de dano e falha no material.

O modelo constitutivo de corte em metal empregado neste trabalho foi o modelo de plasticidade de Johnson & Cook.

2.7.4 Modelo de Johnson & Cook

O modelo de plasticidade Johnson-Cook é o mais aconselhável para problemas que envolvem alta taxa de deformação de metais (MABROUKI e RIGAL, 2006).

O modelo de Johnson & Cook aplica-se para plasticidade de Von Mises com formas de análise do endurecimento e dependência da taxa de deformação. É recomendável para alta taxa de deformação dos materiais, incluindo a maioria dos metais. Está disponível na biblioteca de materiais no ANSYS®.

Uma superfície com fluxo relacionado é usada no modelo de plasticidade de Johnson-Cook. O endurecimento de Johnson-Cook é um caso típico particular de endurecimento isotrópico, na qual a tensão de escoamento estática pode ser considerada como mostra a Equação 23, a seguir:

$$\sigma^0 = \left[A + B(\overline{\varepsilon}^{pl})^n \right] \cdot [1 - \hat{\theta}^m] \quad \text{Eq. 23}$$

Para o qual:

ε^{pl} : é a deformação plástica equivalente;

A,B,m,n: são parâmetros do material, medido na ou baixa temperatura de transição.

$\theta_{transição}$ e $\hat{\theta}$: É a temperatura não dimensional que é definida pela Equação 24 (MABROUKI e RIGAL, 2006):

A Equação 24 define-se a temperatura atual que o material está sendo submetido na simulação, ou seja, é a faixa de temperatura entre a transição e a temperatura de fusão (MABROUKI RIGAL, 2006).

$$\left\{ \begin{array}{l} 0 \text{ para } \theta < \theta_{transição} \\ \end{array} \right.$$

$$\hat{\theta} = \frac{\theta - \theta_{transição}}{\theta_{fusão} - \theta_{transição}} \text{ para } \theta_{transição} < \theta < \theta_{fusão} \quad \text{Eq. 24}$$

$$1 \text{ para } \theta_{fusão} > \theta_{transição}$$

No qual θ : é a temperatura atual, $\theta_{fusão}$: é a temperatura de fusão do material e $\theta_{transição}$: é a temperatura de transição definida como aquela abaixo da qual não há nenhuma dependência da temperatura MABROUKI e RIGAL (2006).

Os parâmetros do material são então medidos abaixo dessa temperatura. Quando $\theta \geq \theta_{fusão}$: o material entra em fusão e seu comportamento é de um fluido, então ele não tem resistência ao cisalhamento MABROUKI e RIGAL (2006).

O modelo de Johnson & Cook pode depende da taxa de deformação, assim quando a lei assume esta dependência, obtêm se a Equação 25 e 26:

A Equação 25 define se a tensão de escoamento a uma taxa de deformação que seja diferente de zero (MABROUKI e RIGAL, 2006).

$$\bar{\sigma} = \sigma^0 (\bar{\epsilon}^{pl}, \theta) R(\bar{\epsilon}^{pl}) \quad \text{Eq. 25}$$

No qual:

$\sigma^0 (\bar{\epsilon}^{pl}, \theta)$: Tensão de escoamento estática

$R(\bar{\epsilon}^{pl})$: Razão da tensão de escoamento na taxa de deformação diferente de zero para a tensão escoamento estática (assim que $R(\dot{\epsilon}) = 1$) (MABROUKI e RIGAL, 2006).

A Equação 26 define se a taxa de deformação plástica equivalente para tensões maiores que zero (MABROUKI e RIGAL, 2006).

$$\bar{\epsilon}^{pl} = \dot{\epsilon}_0 \exp \left[\frac{1}{C} (R - 1) \right] \text{ para } \bar{\sigma} \geq \sigma^0 \quad \text{Eq. 26}$$

No qual:

$\dot{\epsilon}_0$ e C : Parâmetros do material medidos na/ou baixo da temperatura de $\theta_{transição}$

$R(\bar{\epsilon}^{pl})$: Razão da tensão de escoamento na taxa de deformação diferente de zero para a tensão escoamento estática (assim que $R(\dot{\epsilon}) = 1$)

Com as equações 23,24,25 e 26, a tensão de escoamento é então expressa como mostra a Equação 27:

$$\bar{\sigma} = \left[A + B (\bar{\epsilon}^{pl})^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\bar{\epsilon}^{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{\theta - \theta_{transição}}{\theta_{fusão} - \theta_{transição}} \right)^m \right] \quad \text{Eq. 27}$$

Simplificando a Equação 27 pela temperatura atual durante a simulação, define-se a Equação 28 (MABROUKI e RIGAL, 2006).

$$\bar{\sigma} = \left[A + B (\bar{\varepsilon}^{pl})^n \right] \left[1 + C \operatorname{Ln} \left(\frac{\bar{\varepsilon}^{pl}}{\varepsilon_0} \right) \right] [1 - \hat{\theta}^m] \quad \text{Eq. 28}$$

No qual os valores de C e ε_0 devem ser fornecidos pelo usuário para definir a dependência da taxa.

2.8 Célula de Carga

A célula de carga é um dispositivo utilizado para medir deformação através de um extensômetro e mede indiretamente a tensão e a força. Existem células de carga que operam por outros princípios, como a célula de carbono e a célula de fluido, no entanto, a célula de carga de extensômetro é a que domina o mercado (FRANÇA, 2007).

A fim de medir a forças de corte na usinagem, foram utilizadas células de carga com uma configuração do tipo barra engastada, como na Figura 18. Uma viga engastada é aquela que possui uma extremidade fixa e outra livre e por esse motivo, a barra em configuração serve como um membro elástico (GERE; GOODNO, 2009).

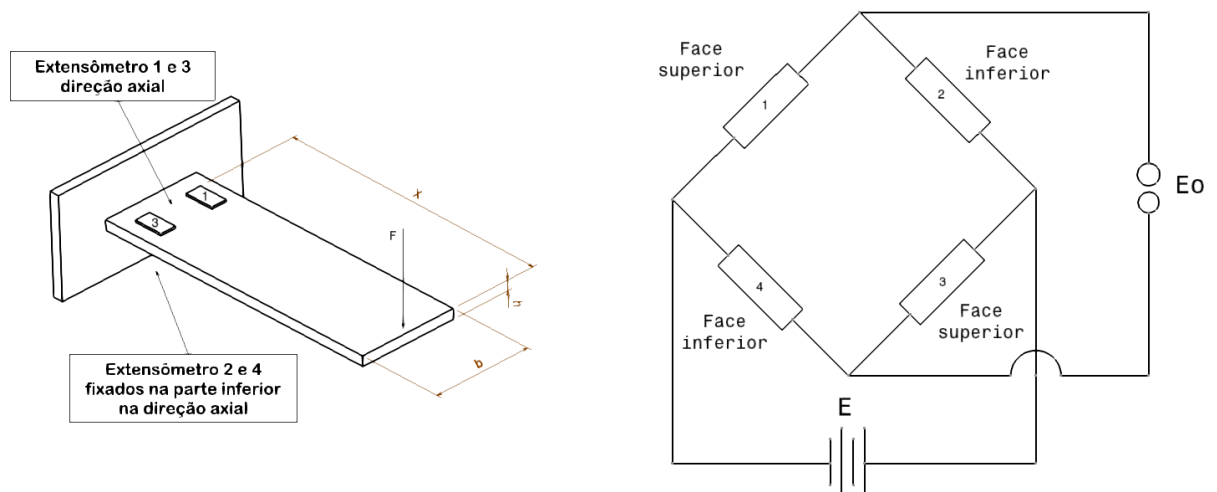


Figura 18 - Célula de carga com configuração de barra engastada.

Fonte: Elaboração própria (2019).

Na construção da célula de carga é utilizado, quatro sensores em ponte, sendo dois extensômetros na superfície superior e dois na superfície inferior ao longo do eixo da barra.

Dois desses sensores medem a deformação proveniente da tração e os outros medem a deformação resultante da compressão. Neste caso, não se leva em consideração a deformação transversal, logo o coeficiente de Poisson é desconsiderado (FRANÇA, 2007).

Para compreender a célula de carga é importante conhecer o seu funcionamento: a força P aplicada na extremidade livre da barra engastada produz um momento $M = F \cdot x$, sendo x a posição dos extensômetros. Essa força causa deformação em todos os extensômetros, no entanto, nos de face inferior são opostos ao superior. Tem-se a seguinte relação entre a deformação e a carga F aplicada, conforme a Equação 29 a seguir (GERE; GOODNO, 2009).

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \varepsilon_3 = \varepsilon_4 = \frac{6M}{\varepsilon b h^2} = \frac{6F_x}{\varepsilon b h^2} \quad \text{Eq. 29}$$

No qual:

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3, \varepsilon_4$: deformação dos extensômetros da barra;

b' : largura da seção da barra escolhida;

H : espessura da barra.

A relação existente entre a variação da resistência e a resistência dos extensômetros é da seguinte forma, mostrada na Equação 30:

$$\frac{\Delta R_1}{R_1} = -\frac{\Delta R_2}{R_2} = \frac{\Delta R_3}{R_3} = -\frac{\Delta R_4}{R_4} \quad \text{Eq. 30}$$

Essa relação é de extrema importância para a determinação do fator de calibração, também chamado de fator de *gage* (S_g). Este parâmetro baseia-se na variação de resistência que ocorre no extensômetro para sua resistência total e da variação do comprimento do condutor (BRAGA et al., 2002), como pode ser visto na Equação 31:

$$S_g = \frac{\frac{\Delta R}{R}}{\frac{\Delta L}{L}} \quad \text{Eq.31}$$

Na Equação 32, a variação do comprimento do condutor (ΔL) e o comprimento inicial (L) são determinados pelo fabricante do extensômetro. A tensão de saída (V_o) se dá pela carga P e sendo os quatro extensômetros iguais, tem-se a seguinte Equação 32:

$$V_o = \frac{6S_g P x v_s}{\varepsilon b h^2} \quad \text{Eq. 32}$$

Já a sensibilidade da célula de carga do tipo selecionado (barra engastada) depende da geometria da barra em questão, do módulo de elasticidade da material da barra (E), da localização da carga em relação ao extensômetro (x), do fator de *gage* (S_g) e da tensão de alimentação da ponte (v_s), mostrada na Equação 33:

$$S = \frac{v_o}{p} = \frac{6S_g p_x v_s}{\epsilon b h^2} \quad \text{Eq. 33}$$

2.9 Trabalhos correlacionados

Tendo como objetivo no trabalho de adquirir os resultados da força de corte em relação a velocidades de corte empregadas, foram analisadas diversas aplicações que compartilham conteúdos similares a este objeto de estudo.

Na pesquisa do Gonçalves (2012), foram testadas as ligas de alumínio da série 6000 analisando o comportamento da força de corte em relação da velocidade de corte empregada em cada liga. A Figura 19 mostra as forças de corte encontradas para as respectivas velocidades de corte aplicada para cada liga de alumínio utilizadas nos ensaios.

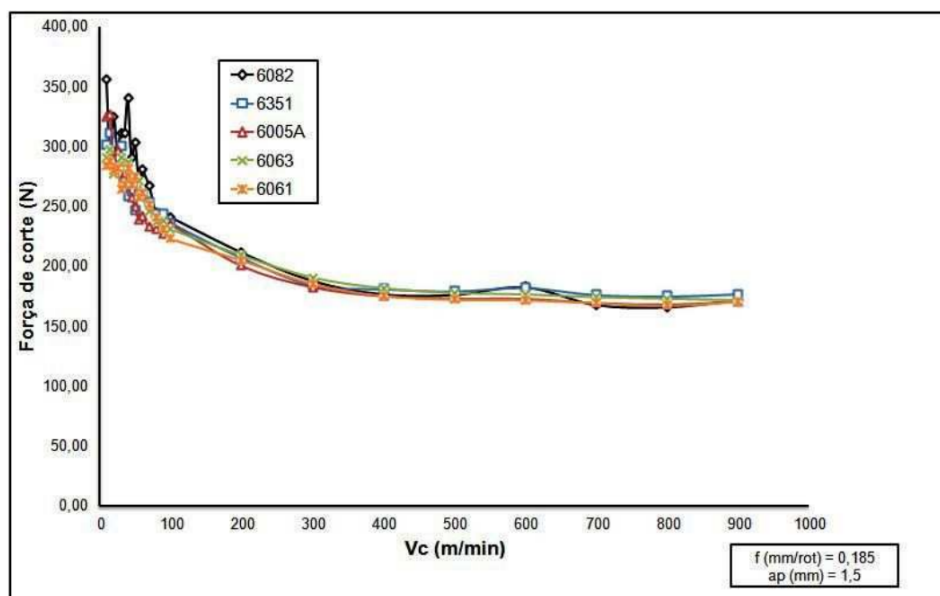


Figura 19 – Comportamento de Ligas de alumínio na relação Força de corte e Velocidade de corte.

Fonte: Gonçalves (2012).

Na pesquisa do Da Cunha (2012), foi testada a liga de alumínio da série 6351 variando a porcentagem de silício e verificando o comportamento da força de corte em relação da

velocidade de corte empregada. A Figura 20, mostra as forças de corte encontradas para as respectivas velocidades de corte com a variação da porcentagem de silício da liga de alumínio.

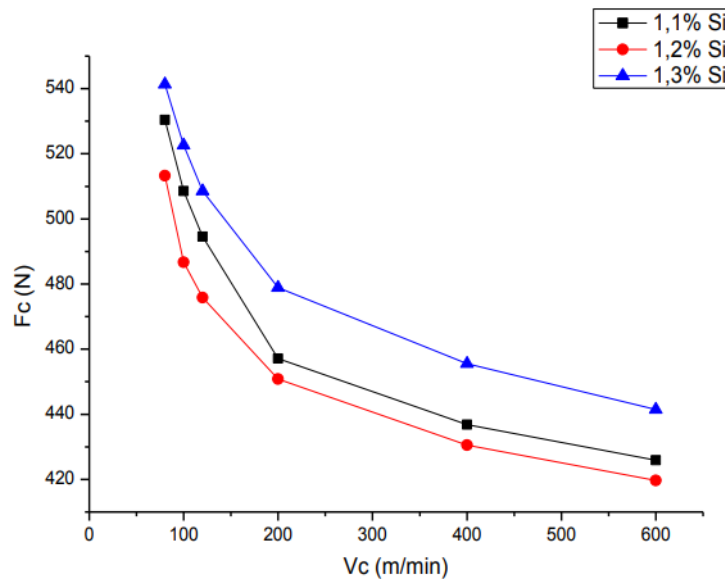


Figura 20 - Comportamento da Liga de alumínio 6351 na relação Força de corte e Velocidade de corte.

Fonte: Da Cunha (2012).

Na pesquisa do Jadhav (2015), o autor simulou a formação do corte ortogonal com a variação do ângulo de normal de 20°, 25° e 30° com a variação na profundidade corte de 0,05 mm; 0,10 mm e 0,15 mm na liga de aço AISI 4340. As forças de cortes encontradas no processo de simulação variaram de 0 a 60 kgf dependendo dos parâmetros aplicados na simulação.

A Figura 21 mostra as respectivas forças de cortes com a variação da profundidade de corte e o ângulo normal. As tensões equivalentes de Von Mises estão sendo mostradas na Figura 21 durante processo de simulação.

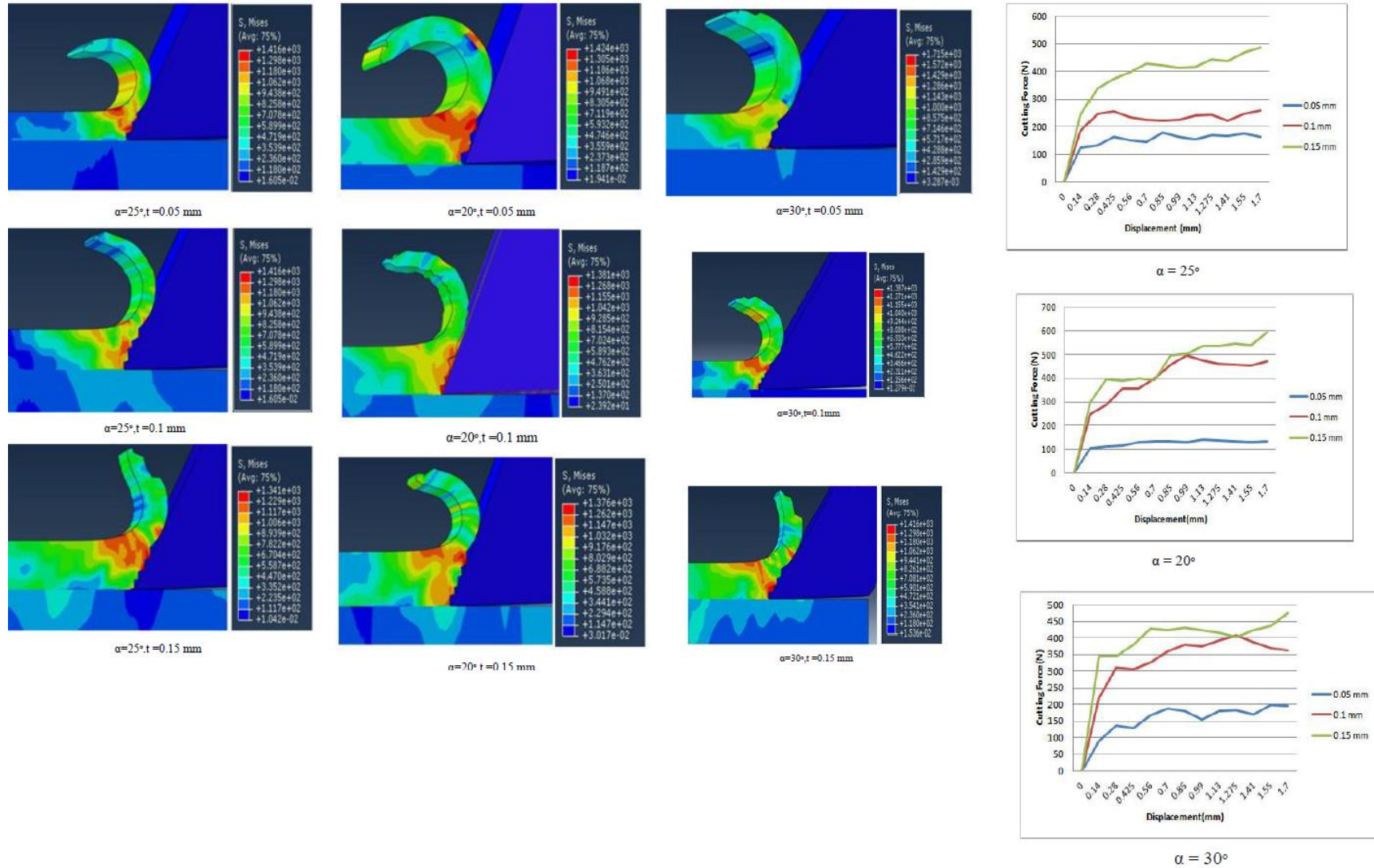


Figura 21 - Força de Corte no corte ortogonal na simulação via Elementos Finitos.

Fonte: Jadhav e Ramgir (2015).

CAPÍTULO III

MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão apresentados o modelo numérico para a simulação em elementos finitos utilizado para prever os valores de força de acordo com os parâmetros relacionados neste objeto de estudo, bem como a preparação da célula de carga e a calibração feita para medição da força no teste experimental.

3.1 Simulação Numérica

A simulação numérica divide-se em três etapas essenciais para implementação e coleta dos resultados. A primeira etapa aplica-se na definição do material a ser simulado e os parâmetros a serem empregados. A segunda etapa está relacionada a geometria do objeto de estudo e a definição da malha e o número de nós dos seus elementos. Na última etapa definem-se as condições de contorno da simulação, empregando os respectivos valores de velocidade, tempo de simulação e o deslocamento da ferramenta.

3.1.1 Modelagem do material para critério de ruptura

Neste trabalho, o programa de elementos finitos *ANSYS*[®] foi utilizado para a simulação numérica do problema de corte de usinagem em uma liga 7075-T6.

O programa possui recursos e uma extensa biblioteca de elementos que podem simular as mais diversas geometrias de produto. O programa possui uma lista de modelos físicos, termodinâmicos, químicos, entre outro, que possibilita a simulação e previsão do comportamento de tensões/deformações da maioria dos materiais de engenharia, tais como: metais, materiais compósitos, concreto reforçado, polímeros entre outros.

O comportamento do material da peça da liga de alumínio 7075-T6 seguiu o modelo de plasticidade de Johnson-Cook, visto na Seção 2.7.4. A Tabela 3, mostra os parâmetros

que foram utilizando no ANSYS® para o estudo a ser realizado. Estes parâmetros estão disponíveis na biblioteca do software.

Tabela 3 - Propriedades do material da ferramenta – Metal duro

Fonte: Saurabh (2011).

Propriedades	Valores	Unidades
Densidade	15000	kgf/m ³
Elasticidade isotrópica		
Derivado de	Módulo de Young e coeficiente de Poison	
Modulo de Young	80000	MPa
Coeficiente de Poison	0,2	
Módulo transversal	4,44E+5	MPa
Tensão de cisalhamento	3,33E+5	MPa
Curva bi linear cinemática endurecida		
Tensão ruptura	6000	MPa
Modulo tangente	1200	MPa
Coeficiente térmico	434	J/(kg °C)

A Tabela 4, mostra os parâmetros que precisam ser editados no ANSYS para o estudo a ser realizado.

Tabela 4 - Propriedades do material Liga de Alumínio - 7075-T6

Fonte adaptado: Biblioteca de materiais do ANSYS (2019).

Propriedades	Valores	Unidades
Densidade	2785	kgf/m ³
Coeficiente térmico	875	J kg ⁻¹ C ⁻¹
Parâmetros de Johnson Cook		
Correção da taxa de deformação	Primeira ordem	
Tensão de escoamento	2,65E+02	MPa
Constante de dureza	4,26E+02	MPa
Fator expoente de dureza	0,34	
Taxa de deformação constante	0,02	
Coeficiente exponencial de amolecimento térmico	1,00	
Temperatura de fusão	501,85	°C
Taxa de deformação referência (/segundo)	1,00	
Módulo transversal	2,76E+4	MPa
Choque linear		
Coeficiente de Gruneisen	2	
Parâmetro C1	5328	m/s
Parâmetro S1	1,338	
Parâmetro quadrático S2	0	s/m

3.1.2 Preparação para análise numérica

O modelo desenvolvido usa a formulação Euleriana ou seja, há uma predefinição da forma do cavaco. Com o intuito de facilitar a modelagem, a operação de torneamento usada nos ensaios experimentais foi adaptada para uma operação de torneamento radial (uma das condições em que se tem o corte ortogonal). As forças de corte obtidas por este modelo correspondem às forças de corte medidas no experimento. A Figura 22 mostra a geometria a ser simulada com 24021 nós e 20600 elementos, nas dimensões de 10 mm de comprimento 5 mm de altura e 2,5 mm de espessura.

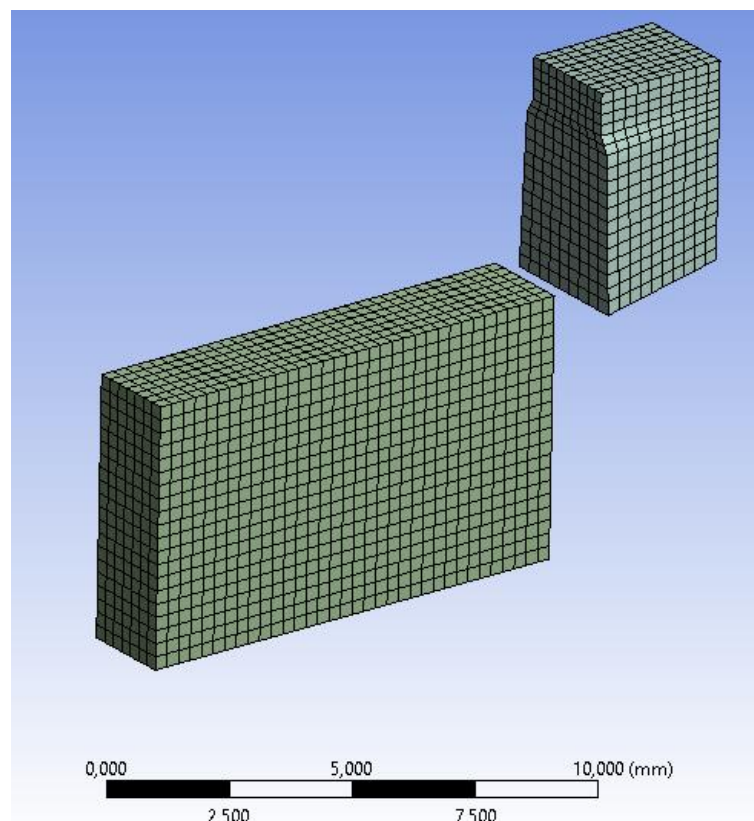


Figura 22 – Malha da geometria estudada

Fonte: Elaboração própria (2019).

Uma vez que o foco do estudo é o corte ortogonal, o modelo em plano 2D, admitindo que a deformação perpendicular ao plano de trabalho (plano da superfície usinada) seja uniforme. O uso do plano em 2D diminui consideravelmente o tempo computacional quando comparado com planos em 3D.

Na Figura 20 está o detalhe da geometria da aresta de corte da ferramenta reproduzida no modelo de elementos finitos. A malha reproduzida tem 0,05 mm hexaédrico, que permite eliminar qualquer distorção da malha evitando erros de simulação.

3.1.3 Modelo numérico

As velocidades aplicadas seguem de forma discreta de (25 a 250) m/min e as profundidades de corte também se aplica de forma discreta de 0,053 a 0,223 mm, as mesmas utilizadas nos ensaios experimentais.

Uma vez que o tempo de integração da simulação é muito pequeno (da ordem de 0,0005 s), este modelo considera que todo o calor gerado pelo processo permanece na peça, cavaco e ferramenta.

O modelo empregado utilizou a equação dinâmica de Newton-Raphson com não-linearidade e o efeito temperatura foi desprezado no modelo, pelo motivo no qual não se aplica a este estudo.

Na Figura 21 mostra as condições de contorno da ferramenta com a velocidade ponto de fixação e deslocamento empregado na simulação. O modelo obteve se zero grau de liberdade na região inferior e face frontal e o restante da geometria com 6 graus de liberdade. A ferramenta por sua vez, obteve se também 1 grau de liberdade com deslocamento livre na direção da seta amarela conforme Figura 23.

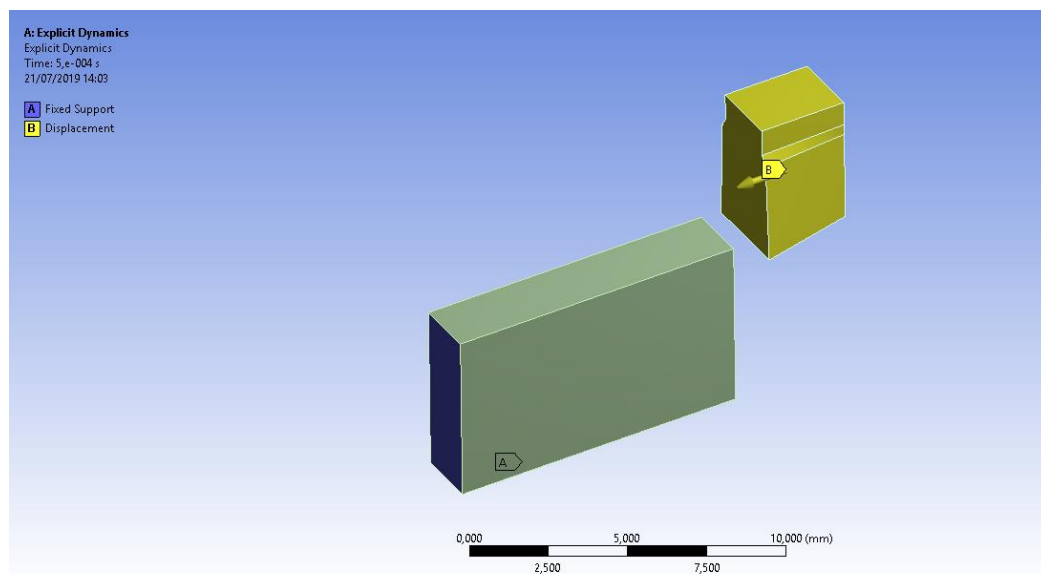


Figura 23 – Disposição da simulação

Fonte: Elaboração própria (2019).

3.2 Análise experimental

A preparação experimental dividiu se em três etapas a fim de garantir precisão na leitura e captação dos resultados experimentais. A primeira etapa denomina se no

mapeamento e definição da posição dos extensômetros para garantir a captação do sinal elétrico fornecido pela ponte *Wheatstone*. A segunda etapa define-se na separação dos materiais utilizados no experimento. E a última etapa descreve-se a montagem do circuito elétrico bem como calibração da ferramenta para a leitura durante o processo e usinagem.

3.2.1 Preparação da célula de carga

Para dimensionamento e mapeamento das regiões de maior deformação no suporte da pastilha, utilizou-se o *ANSYS*[®] no módulo de simulação estática para obter graficamente a região onde foram preparados e colados os extensômetros. A Figura 24 mostra o modelo geométrico para análise de deformações no corpo da ferramenta.

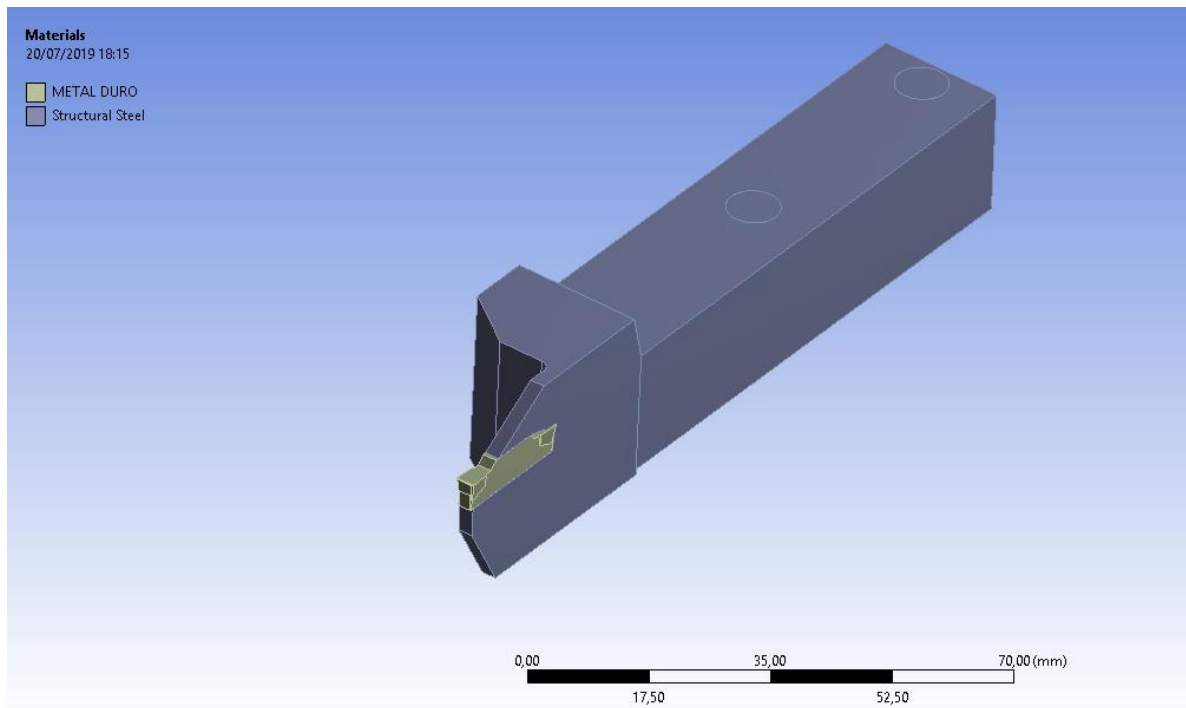


Figura 24 – Conjunto Suporte e pastilha

Fonte: Elaboração própria (2019).

O material aplicado para simulação da pastilha tem as propriedades definidas na Tabela 5. Estas propriedades estão disponíveis na biblioteca do *software*.

Tabela 5 - Propriedades do material da ferramenta – Metal duro

Fonte adaptado: Biblioteca de materiais do ANSYS (2019).

Propriedades	Valores	Unidades
Densidade	15000	kgf/m ³
Tipo de Elasticidade isotrópica		
Derivado de	Módulo de Young e coeficiente de Poison	
Modulo de Young	80000	MPa
Coeficiente de Poison	0,2	
Modulo transversal	4,44E+5	MPa
Tensão de cisalhamento	3,33E+5	MPa
Curva bi linear cinemática endurecida		
Tensão ruptura	6000	MPa
Modulo tangente	1200	MPa
Coeficiente térmico	434	J/(kg C)

O material aplicado para simulação do suporte tem as propriedades definidas na Tabela 6. Estas propriedades estão disponíveis na biblioteca do *software*.

Tabela 6 - Propriedades do material do suporte – Aço AISI 1045

Fonte adaptado: Biblioteca de materiais do ANSYS (2019).

Propriedades	Valores	Unidades
Densidade	7,85E-06	kgf/mm ³
Modulo de Young	2,00E+05	MPa
Condutividade térmica	6,05E-02	W/mm°C
Coeficiente de poison	0,35	
Tensão de escoamento	250	MPa
Tensão ruptura	460	MPa
Não linearidade	FALSO	

Para a malha da simulação foi aplicado elemento tetraédrico parabólica com 75144 nós e 51379 elementos obtendo a configuração da vista na Figura 23. O modelo empregado é linear e foram avaliadas as tensões e deformações na base do suporte para entendimento e aplicação dos extensômetros.

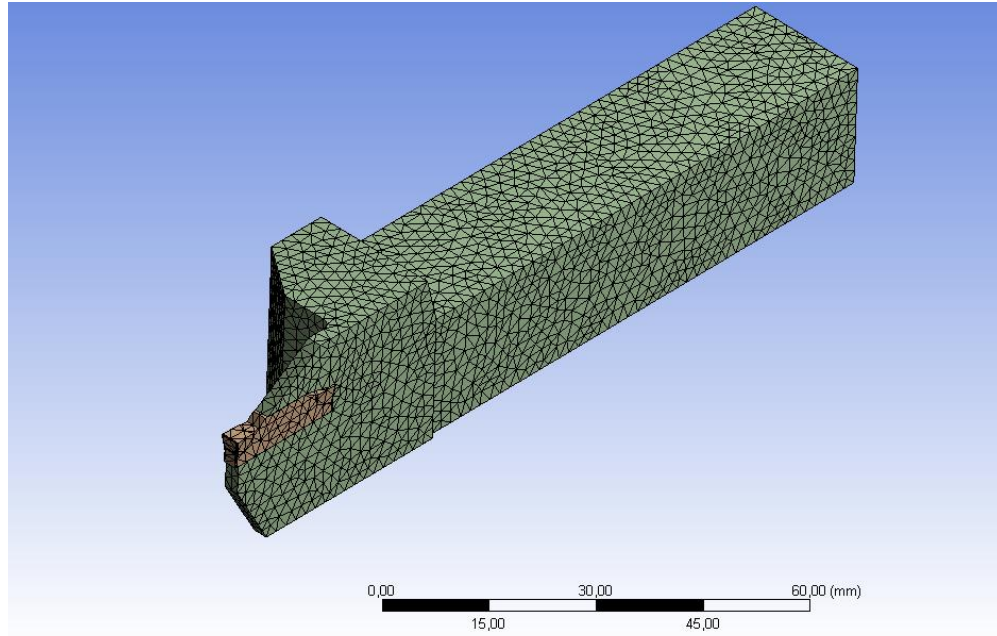


Figura 25 – Suporte e pastilha – Configuração da malha
Fonte: Elaboração própria (2019).

Após a construção da malha, submete-se a carga máxima a ser utilizada durante a calibração (a ser detalhada no tópico de calibração do dispositivo 50 kgf), e engasta na região circular azul, proporcionando nenhum grau de liberdade neste ponto, conforme visto na Figura 26

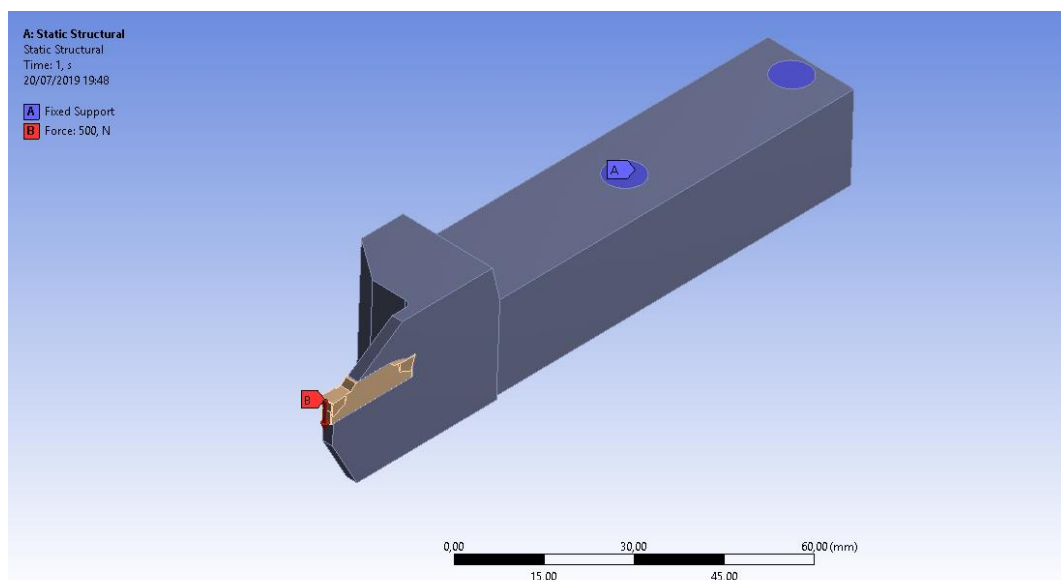


Figura 26 – Suporte e pastilha – Engaste e força aplicada
Fonte: Elaboração própria (2019).

Na Figura 27 mostra-se os valores encontrados na superfície onde foi colado o extensômetro. A fim de dimensionar a região, foi selecionada para o resultado apenas a região de interesse.

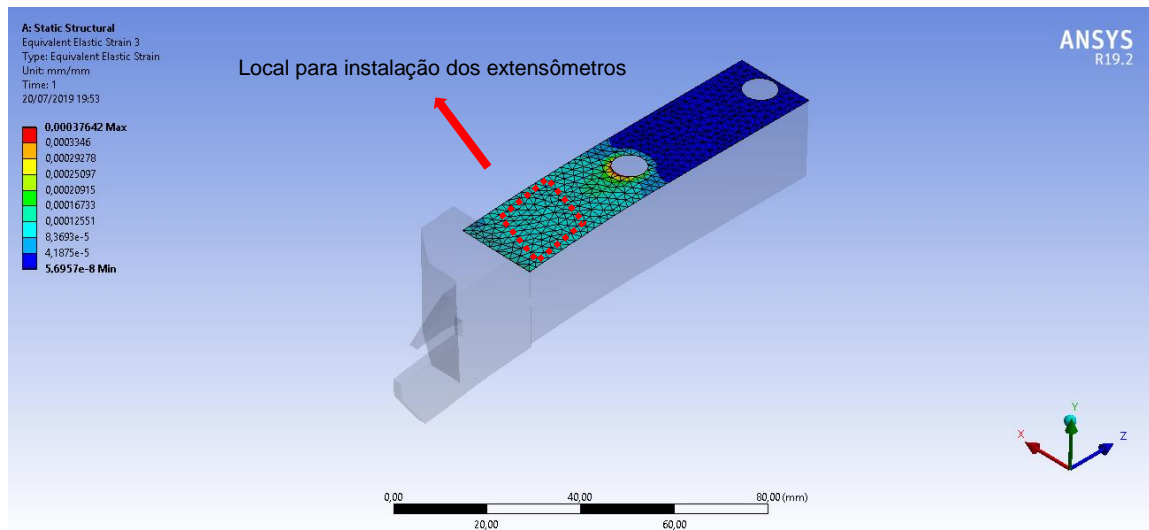


Figura 27 – Suporte e pastilha deformações encontrada
Fonte: Elaboração própria (2019).

Com os resultados encontrados na região de $83,693 \mu d \left(\frac{m}{m}\right)$ definiu-se a área para colagem dos extensômetros afim de obter a leitura do dispositivo durante processo de usinagem. O resultado da simulação valida a utilização da ferramenta sem a intervenção de redução da rigidez, ou seja, evita a usinagem de um furo na região lateral da ferramenta, uma vez que o fabricante recomenda a faixa de deformação de $-10.000 \mu d$ até $20.000 \mu d$, conforme pode ser visto na Figura 26 para o extensômetro da série C. Esta etapa tem total importância, pois dependendo do nível de rigidez, poderia haver a necessidade de usinar a região lateral afim de reduzir a rigidez a flexão do porta ferramenta.

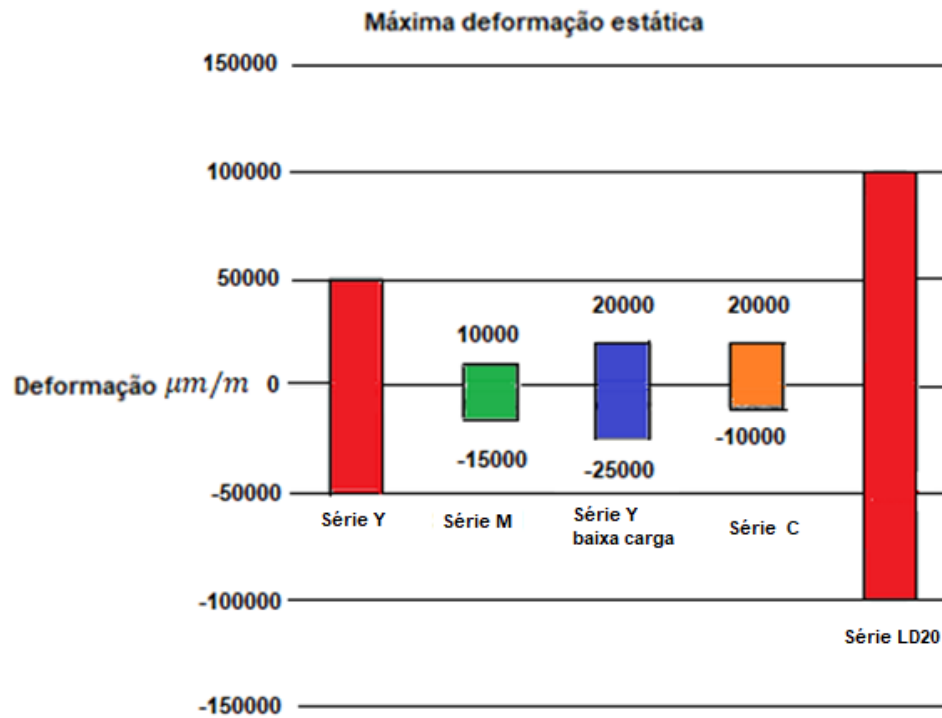
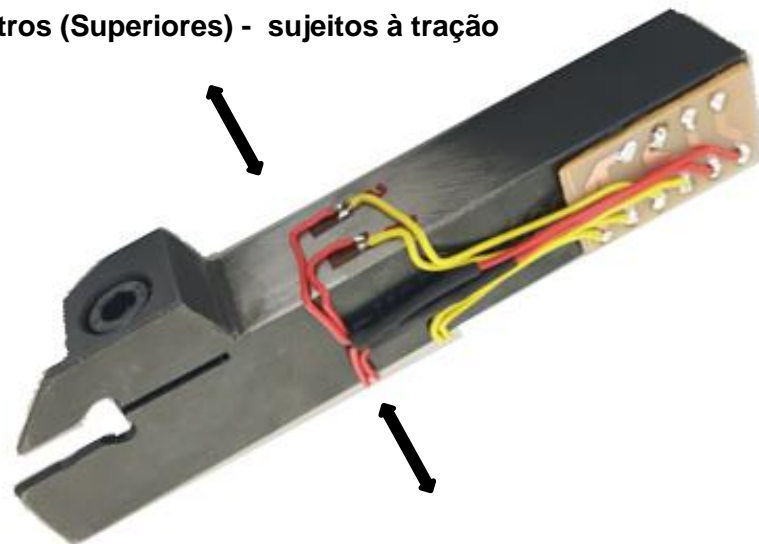


Figura 28 – Extensômetro - BF120-3AA

Fonte: Adaptado do data sheet do fabricante (2019).

A seguir, a Figura 29 mostra a célula de carga montada com porta ferramenta utilizada no procedimento experimental em questão.

Extensômetros (Superiores) - sujeitos à tração



Extensômetros (Inferiores) – sujeitos à compressão

Figura 29 - Célula de carga montada

Fonte: Elaboração própria (2019).

Conforme pode ser observado na Figura 29, apresentada anteriormente, um circuito é acoplado ao porta ferramenta em uma configuração denominada de ponte de *Wheatstone*. O uso desta ponte aumenta a sensibilidade possibilitando medidas mais precisas (NATIONAL INSTRUMENTS, 2013).

Na Figura 28 mostra o valor de alimentação da fonte empregado na ponte de *Wheatstone*, bem como os valores de resistência de cada extensômetro, seguindo a Equação 34 de equilíbrio:

$$R_1 \cdot R_4 = R_2 \cdot R_3 \quad \text{Eq. 34}$$

No qual:

R_1 ; R_4 ; R_2 ; R_3 : Resistencia dos extensômetros.

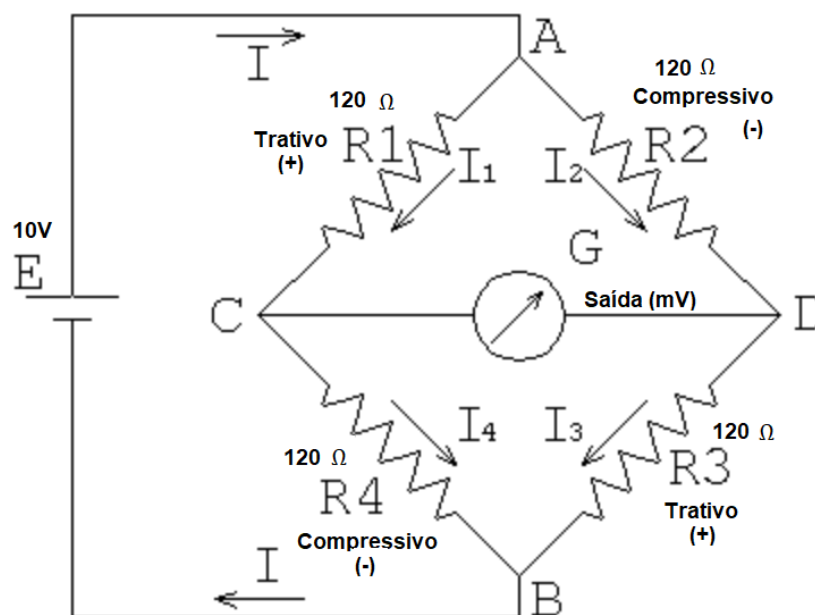


Figura 30 - Ponte de Wheatstone
Fonte: Elaboração própria (2019).

3.2.2 Materiais

Para realização dos experimentos os seguintes materiais estão listados a seguir:

- Placa de aquisição de dados de fabricação da National Instruments, modelo USB-6008 (8 entradas, 12 bits, 10 KS/s);
- Protoboard de 1680 pontos – Modelo: MP-1680 Minipa;

- Fonte Instrutherm DC Power Supply FA-3003;
- Strain gauge BF120-3A com 120 OHMs;
- Haste de metal para apoio dos pesos;
- Pesos diversos de 2, 4 e 8 kg;
- Multímetro Digital ICEL MD-1200;
- Amplificador operacional 741;
- Suporte para canal MGEHR 2020-3
- Pastilha para corte de alumínio MGMN 300-M-H01 – CLASSE N
- Torno Mascoti Nardini MS-205 com potência disponível de 6,3 cv.
- Máquina Tridimensional por coordenadas.

Na Figura 31 mostra o tipo de torno utilizado, a caixa de pastilha com os insertos, a geometria do inserto e o modelo de extensômetros utilizado no porta ferramenta.

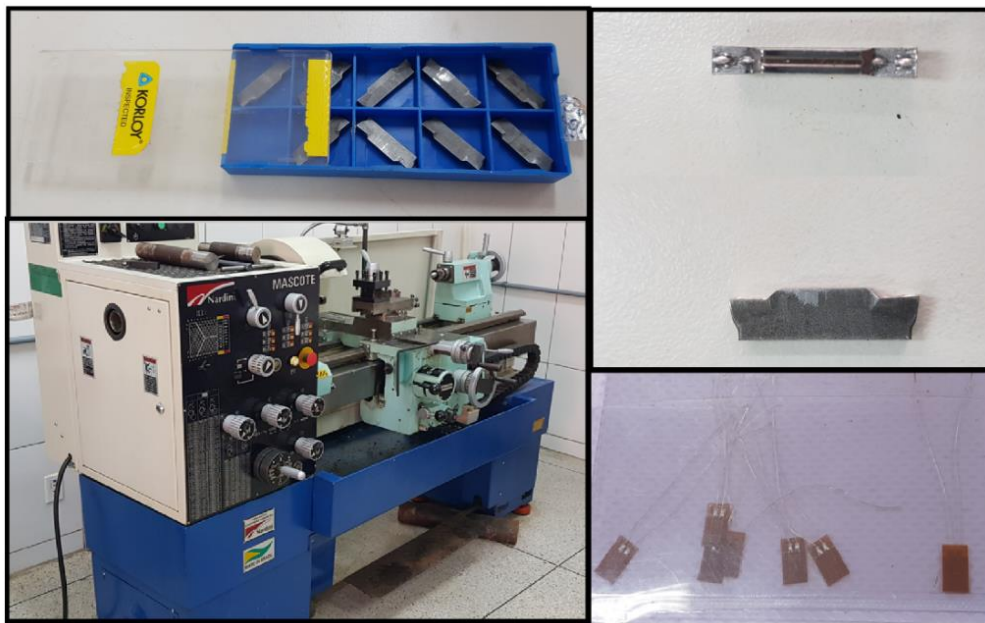


Figura 31 – Relação de materiais para experimento

Fonte: Elaboração própria (2019).

3.2.3 Montagem para o experimento

Com o propósito de realizar a aquisição dos dados da força de corte empregada nos testes experimentais, uma placa de aquisição de dados de fabricação National Instruments é utilizada para exercer a função de conversor analógico-digital e realizar a medição da força de corte por meio da célula de carga com extensômetros BF120-3A. Para viabilizar os ensaios

realiza-se a calibração conforme a Figura 29, detalhando nos parágrafos posteriores o método de calibração.

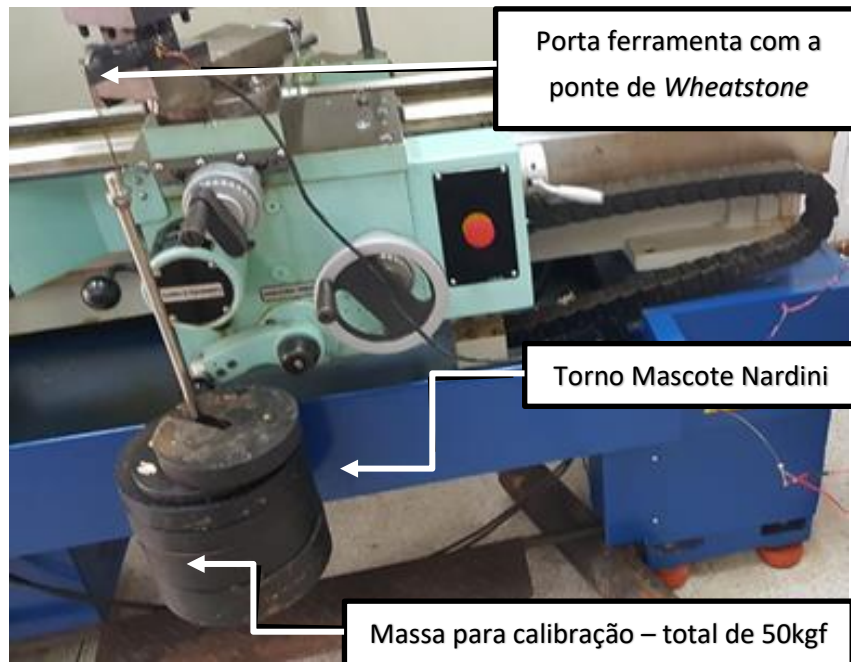


Figura 32 – Calibração da célula de carga.

Fonte: Elaboração própria (2019).

A ponte de *Wheatstone* foi alimentada 10 V e com o suporte carregado com cargas de (0 a 50) kgf, observou-se uma tensão relativamente baixa na saída (2,2 a 4,5mV) da ponte, o que representa a necessidade da amplificação da tensão, o fabricante NATIONAL INSTRUMENTS recomenda que na placa para cada 1 bit em sua porta deve-se ter a tensão deve ser de pelo menos 7 mV, a fim de ser possível a leitura do sinal na placa e a aquisição dos dados no Labview (NATIONAL INSTRUMENTS, 2013).

Para amplificação do sinal de saída da ponte de *Wheatstone*, utilizou-se um amplificador operacional 741, não inversor na configuração, com o circuito elétrico da Figura 33.

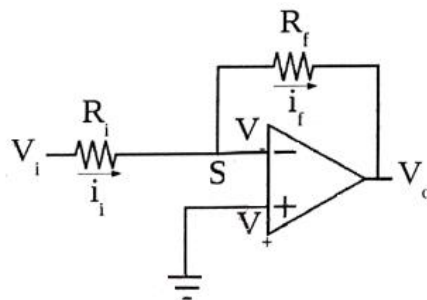


Figura 33 – Circuito elétrico sistema operacional (configuração não inversor)

Fonte: Elaboração própria (2019).

O ganho de tensão a seguir utilizando o circuito com amplificador operacional 741 é definido pela Equação 35, descrita a seguir:

$$\frac{V_o}{V_i} = 1 + \frac{R_f}{R_i} \quad \text{Eq. 35}$$

No qual:

V_o = tensão de saída (V);

V_i = Tensão de entrada (mV);

R_f = Resistência no amplificado (Ohm);

R_i = Resistência na entrada (Ohm);

O ganho no sistema foi dimensionado para 500 até 600 vezes (de acordo com o modelo do fabricante) o valor de entrada.

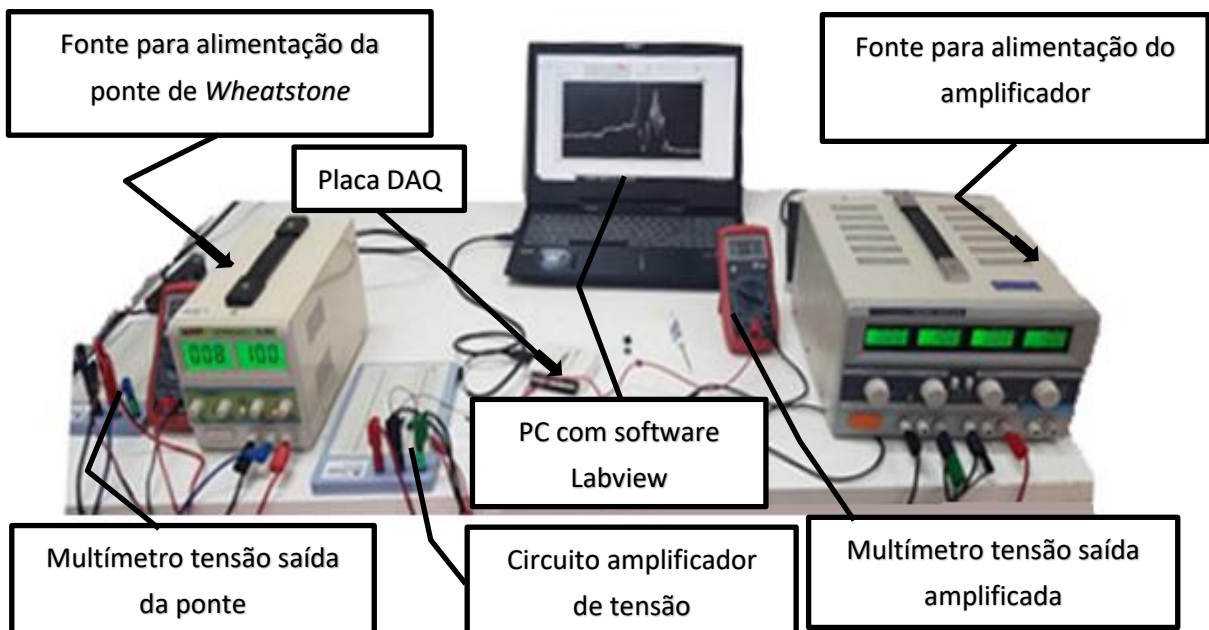


Figura 34 – Disposição e descrição dos itens empregados no processo de calibração.

Fonte: Elaboração própria (2019).

Após a montagem do porta ferramenta com a ponte de *Wheatstone* no castelo do torno, e a ligação do aparato eletrônico, alimentado por meio da fonte DC de 10 V (Figura 34), procede-se a calibração a fim de verificar a relação entre a força (kgf) aplicada e a tensão elétrica (V) na saída amplificada. Para isso, mede-se a voltagem com auxílio de um multímetro digital para diversos pesos de acordo com o carregamento aplicado na ferramenta. Inicia-se com a haste vazia uma vez que a mesma possui um peso próprio e obteve-se a tensão de

saída amplificada de 3,09 V. Em seguida, obtêm-se uma curva Peso [kgf] versus Tensão [V] conforme Figura 35.

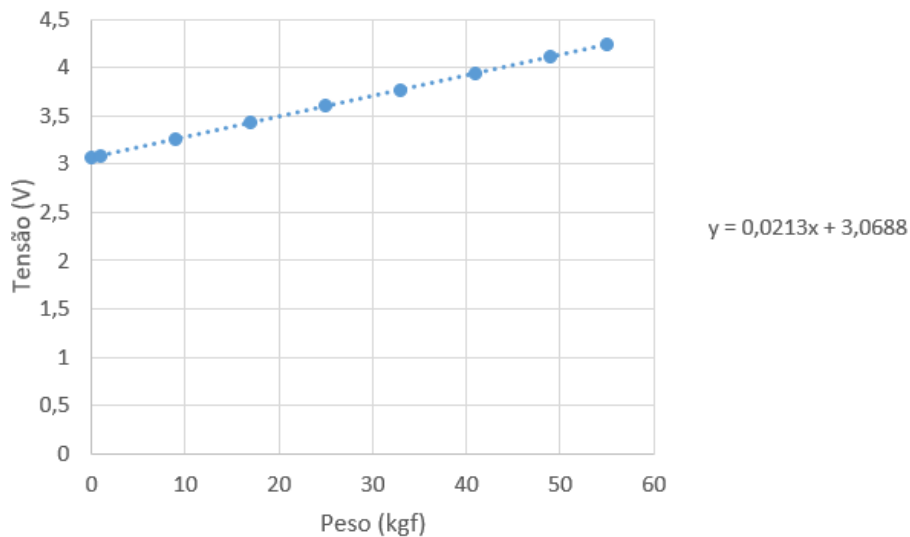


Figura 35: Curva de calibração da relação peso (kgf) versus tensão de saída (V).

Fonte: Elaboração própria (2019).

O passo seguinte consiste na utilização do software LabVIEW® da National Instruments para coletar os dados, aplicar os testes e as medições. A construção de um diagrama de blocos no *LabVIEW*® possibilitou ler os dados fornecidos e plotar um gráfico que relaciona a força (kgf) com o tempo (s). O diagrama de blocos montado no *software* está ilustrado na Figura 36.

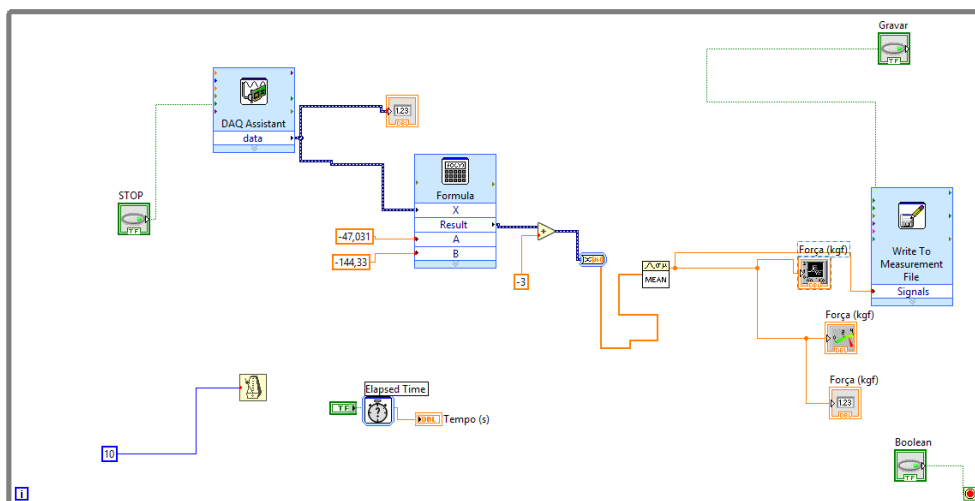


Figura 36 - Diagrama de blocos montado no *software* LabVIEW®.

Fonte: Elaboração própria (2019).

Pode-se observar pelo diagrama de blocos construído no LabVIEW ® que as ligações utilizadas para transferir dados entre os blocos foram dos tipos numérico (laranja e azul) e booleano (verde). Empregou-se um Loop do tipo “While” que executa o código até que o terminal condicional seja acionado. Na Figura 37 mostra-se o painel para o *start* e stop para a gravação dos dados e aquisição da curva de força de corte em relação ao tempo de usinagem. O sistema grava de forma *on line* os respectivos dados em arquivos .txt pre-configurados para salvamento na pasta escolhida pelo usuário.

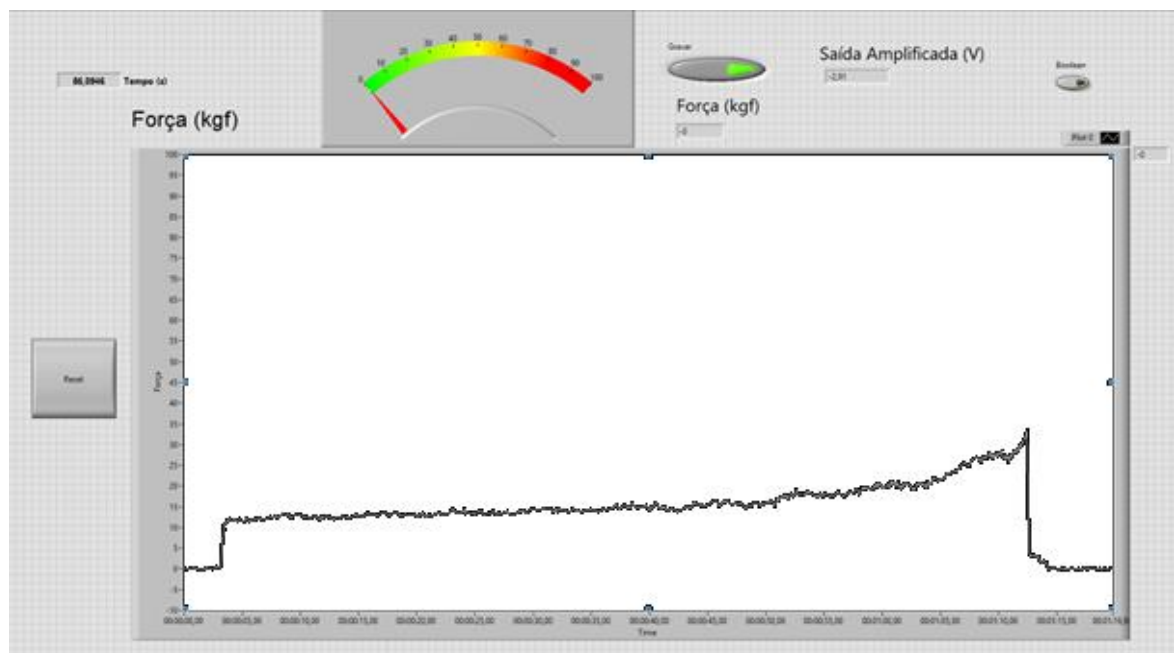


Figura 37 – Painel do diagrama de blocos no *software* LabVIEW ®.

Fonte: Elaboração própria (2019).

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Foram realizadas vinte simulações e doze experimentos com variações de profundidade de corte e velocidade de corte. Os resultados estão separados em dois tópicos a fim de ilustrar separadamente e discutir posteriormente na conclusão

Foi utilizado o software *Ansys*[®] com o módulo de dinâmica explícita, aplicando a técnica de integração explícita no tempo. Esta solução é aplicada a problemas dinâmicos não-lineares, devido à sua simulação ser mais precisa, à auto refinação de malha e por ser fácil interação de programação.

Em seguida foram realizadas comparações dos resultados simulados com os experimentais, em termos de força de corte, medidas através de uma célula de carga introduzida no suporte da pastilha de metal duro. A motivação para este trabalho é validar um modelo numérico baseado por meios comparativos entre os valores de força de corte estabelecendo a capacidade do modelo simulado em reproduzir o processo de usinagem real.

4.1 Resultados da análise numérica

Para a simulação foram propostas 20 simulações, conforme descritas na Tabela 7. Foram obtidas as tensões equivalentes para cada simulação e a pressão sobre a ferramenta, afim de obter os valores de força para cada relação de velocidade de corte com a sua profundidade de corte. Esta profundidade de corte é a mesma utilizada no ensaio experimental. As velocidades aplicadas foram variadas em (25, 50, 100, 150 e 250) m/min respectivamente e com as mesmas profundidades de corte utilizadas nos ensaios experimentais (item 4.2): 0,053 mm; 0,094 mm; 0,15 mm e 0,223 mm.

Os valores de velocidade de corte na simulação foram definidos com ênfase nos valores de Gonçalves (2012) e Da Cunha (2012), representadas na Figura 35 e na Figura 36 no qual os pontos onde a força de corte tem a maior influência estão entre (25 a 200) m/min,

posteriormente, a partir da velocidade de corte de 200 m/min, as forças de corte tende a estabilizar e permanecer constante, conforme pode ser visto na Figura 19 e na Figura 20.

O tempo computacional gasto para cada simulação variou entre 6 a 7 horas utilizando um processador I7 e placa de vídeo GTX GE-Force. Diante disso foi escolhida a simulação para no máximo cinco velocidades de corte para cada profundidade de corte para não estender muito o tempo para pontos que não são representativos (acima de 200 m/min).

Tabela 7 – Definição dos parâmetros para simulação

Fonte: Elaboração própria (2019).

Simulação	Profundidade (mm)	Velocidade de corte (m/min)
1		25
2		50
3	0,053	100
4		150
5		250
1		25
2		50
3	0,094	100
4		150
5		250
1		25
2		50
3	0,15	100
4		150
5		250
1		25
2		50
3	0,223	100
4		150
5		250

Foram obtidas as respectivas tensões equivalentes de Von Mises para cada simulação e a pressão sobre a ferramenta a fim de obter a força de corte para cada simulação, pela multiplicação da pressão pela área da ferramenta.

Na Figura 38 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,053mm e velocidade de 25 m/min, o valor máximo encontrado foi de 735,5 MPa, ou seja, há ruptura da liga de alumínio 7075-T6, validando o modelo simulado.

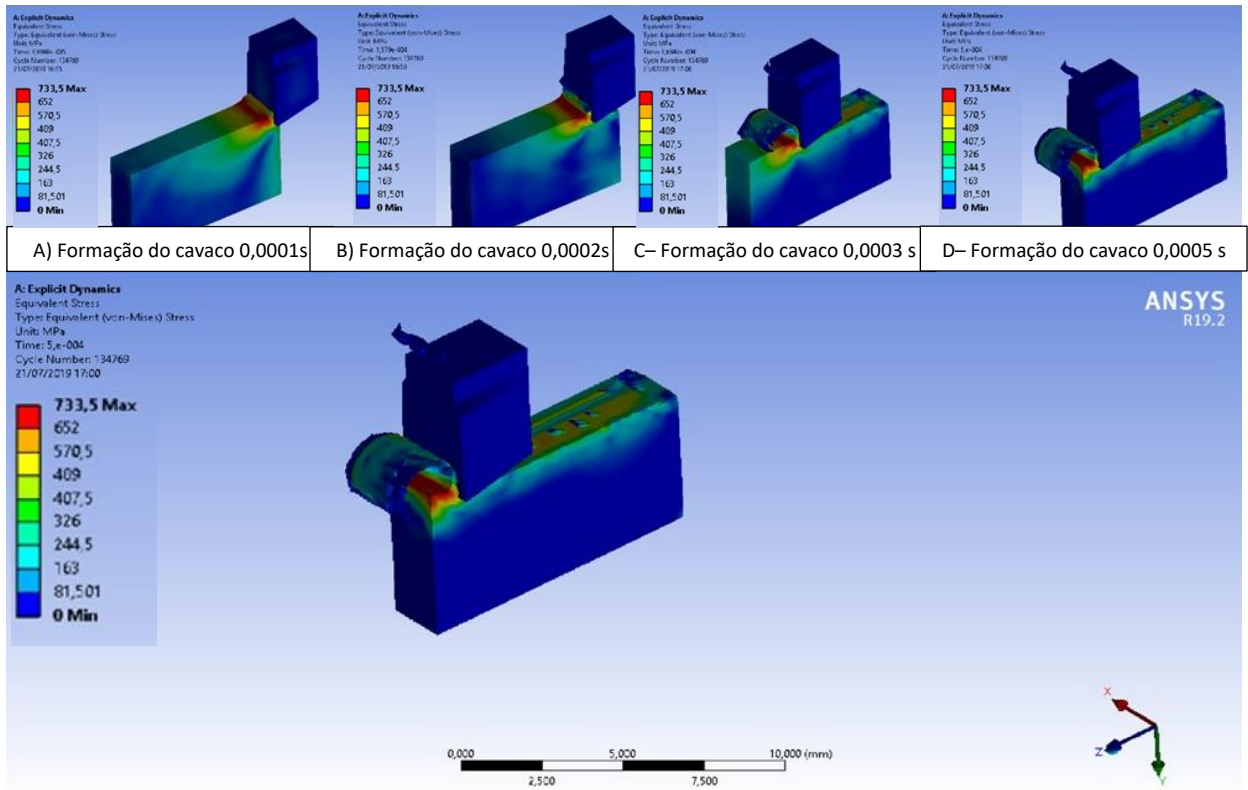


Figura 38 – Simulação 0,053mm x 25m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

No apêndice detalha-se cada tensão equivalente de Von Mises e as imagens particionadas para cada momento da formação do cavaco das vintes simulações realizadas de acordo com as variações propostas na simulação.

Para cada simulação realizada, encontra-se a respectiva pressão sobre a ferramenta. De posse da pressão, pode-se calcular a força normal a esta pressão conforme Equação 36, caracterizando a força de corte, a área utilizada nos cálculos pode ser vista na Figura 39, e está representada pela cor vermelha.

$$P = \frac{F}{A}$$

Eq. 36

No qual:

P = Pressão sobre a ferramenta

F = Força de corte sobre a ferramenta

A = Área da ferramenta que está sendo exercida pressão de corte

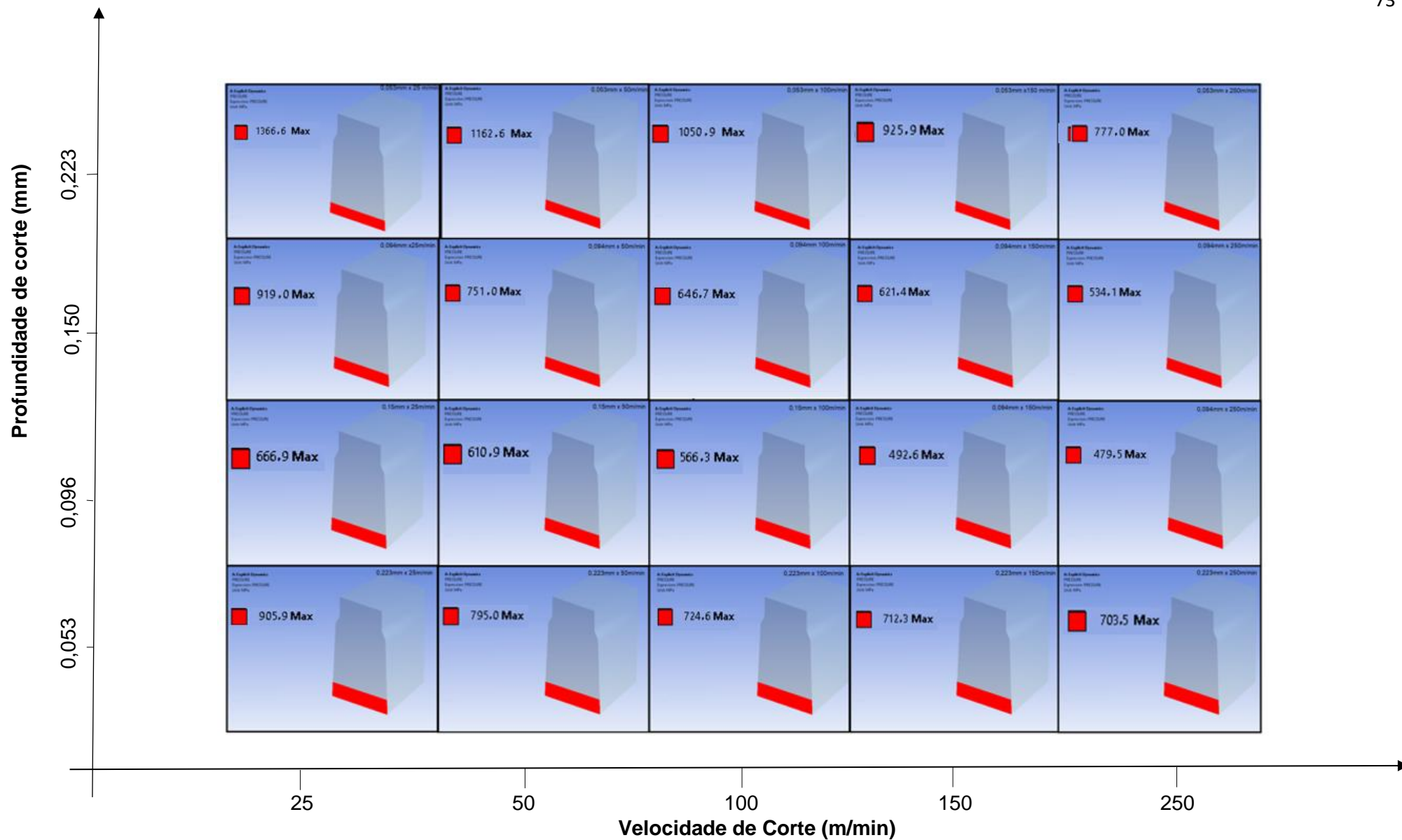


Figura 39 – Pressão sobre a ferramenta durante ensaio

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Tabela 8, tem-se as áreas para cada profundidade de corte empregada na simulação e os valores da força de corte em função da pressão resultante da simulação. Na transformação da unidade Newton [N] para quilograma força [kgf], utiliza-se a gravidade sendo $9,806 \text{ m/s}^2$.

Tabela 8 – Valores de força encontrado a partir da pressão de corte
Fonte: Elaboração própria (2019).

Profundidade de 0,053mm			Profundidade de 0,094mm		
Área (mm ²)			Área (mm ²)		
0,1325			0,235		
Vc (m/min)	Força (kgf)	Pressão (MPa)	Vc (m/min)	Força (kgf)	Pressão (MPa)
25	18,46	1366,60	25	22,02	919,00
50	15,70	1162,60	50	17,99	751,00
100	14,20	1050,90	100	15,49	646,70
150	12,51	925,90	150	14,89	621,40
250	10,49	777,00	250	12,79	534,10

Profundidade de 0,15mm			Profundidade de 0,223mm		
Área (mm ²)			Área (mm ²)		
0,375			0,5575		
Vc (m/min)	Força (kgf)	Pressão (MPa)	Vc (m/min)	Força (kgf)	Pressão (MPa)
25	25,50	666,90	25	51,50	905,90
50	23,36	610,90	50	45,19	795,00
100	21,65	566,30	100	41,19	724,60
150	18,83	492,60	150	40,49	712,30
250	18,33	479,50	250	39,99	703,50

Na Figura 40 mostra o gráfico com os resultados da força de corte encontrada através pela pressão (Figura 39 e Tabela 8) sobre a ferramenta vezes a área, obtêm-se as curvas para cada profundidade de corte.

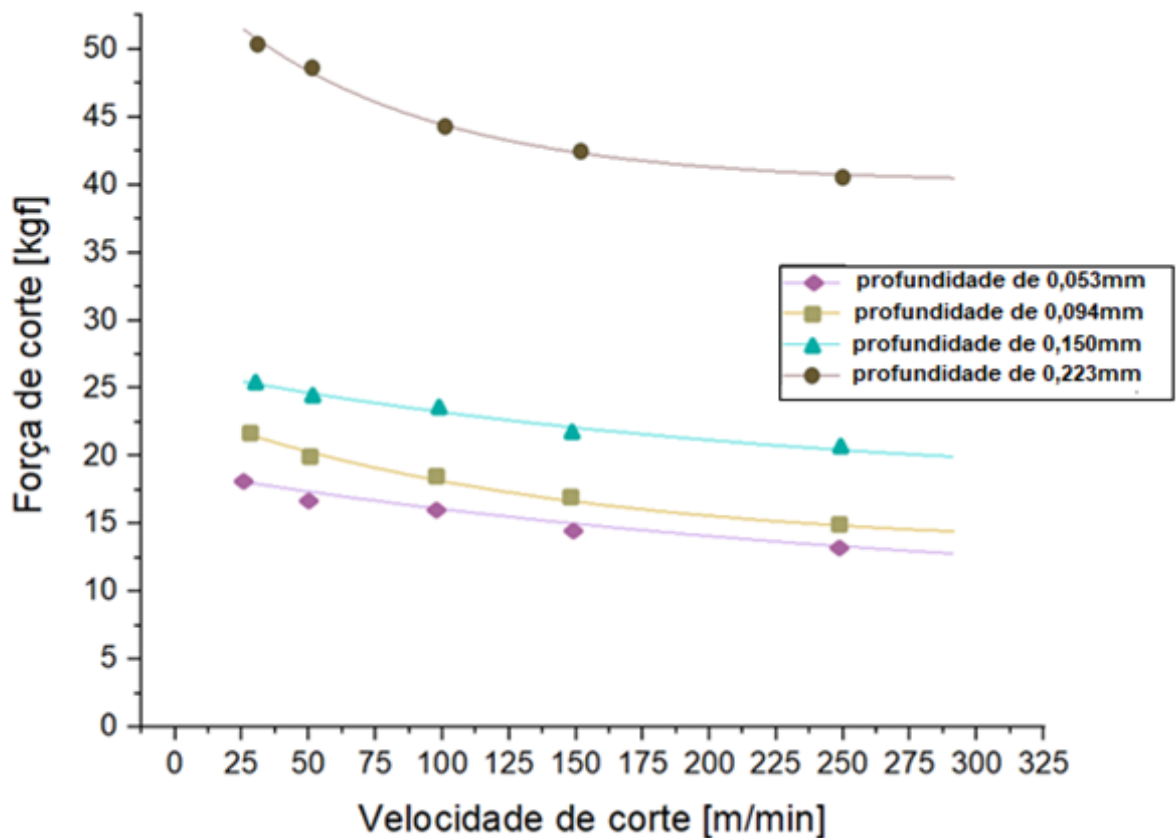


Figura 40 – Resultados simulados para variação da Força de corte em função da velocidade de corte para diferentes profundidades

Fonte: Elaboração própria (2019).

Para a profundidade de 0,053 mm a maior força de corte foi com 18,46 kgf para a velocidade de corte de 25 m/min e 10,49 kgf para a velocidade de corte de 250 m/min; para a profundidade de 0,094 mm a força de corte limitou-se com resultados de 22,02 kgf para a velocidade de corte de 25 m/min e 12,79 kgf para a velocidade de corte de 250 m/min; para a profundidade de 0,15 mm a força de corte máxima foi de 25,5 kgf para a velocidade de corte de 25 m/min e 18,33 kgf para a velocidade de corte de 250 m/min; para a profundidade de 0,223 mm a força de corte máxima foi de 51,5 kgf para a velocidade de corte de 25 m/min e 39,9 kgf para a velocidade de corte de 250 m/min. Os valores encontrados mostram um aumento da força de corte para as velocidades de corte menores e também para os avanços maiores, estabilizando as forças a partir da velocidade de corte de 200 m/min, obtendo a mesma tendência dos testes realizados por Gonçalves (2012) e Da Cunha (2012). No geral, as curvas se comportaram similarmente para as velocidades de corte baixa. Quando há um aumento na velocidade de corte os valores de força de corte se reduzem consideravelmente para os parâmetros aplicados. Nas profundidades de corte de 0,053mm; 0,094mm e 0,15mm os respectivos valores encontrados de força de corte ficaram muito próximos em comparação ao

da profundidade de 0,22mm. Isto de fato tem certa coerência já que neste ponto os valores de velocidade e corte são relativamente baixo e a profundidade de corte alta aumentando consideravelmente a força de corte.

4.2 Resultados da análise experimental

Foram realizados doze experimentos com variações nos avanços de corte e rotação, a fim de mapear para cada velocidade de corte de 14,92 m/min até 291,53 m/min as respectivas forças de corte para cada avanço utilizado. Os avanços foram definidos a partir do catálogo do fabricante do inserto de metal duro. A velocidade de corte definiu se com objetivo de entender o comportamento da força de corte em velocidades menores, já que para velocidades acima de 200 m/min a força de corte estabiliza e se mantém constante. Com objetivo de mapear todas as velocidades de corte, dividiu-se os experimentos em três rotações (250, 630 e 1600) rpm. Com os diâmetros padrões de 58 mm inicial e 19 mm final, mapeou se as velocidades de corte com os parâmetros utilizados que estão na Tabela 9.

Tabela 9 – Definição dos parâmetros para ensaio
Fonte: Elaboração própria (2019).

Experimento	Avanço (mm/rot)	Rotação (rpm)	Velocidade corte Final (m/min) (Diâmetro de 19 mm)	Velocidade corte inicial (m/min) (Diâmetro de 58 mm)
1		250	14,92	45,55
2	0,053	630	37,60	114,79
3		1600	95,50	291,53
4		250	14,92	45,55
5	0,094	630	37,60	114,79
6		1600	95,50	291,53
7		250	14,92	45,55
8	0,15	630	37,60	114,79
9		1600	95,50	291,53
10		250	14,92	45,55
11	0,223	630	37,60	114,79
12		1600	95,50	291,53

Após os ensaios foram levantadas as curvas de força de corte *versus* velocidade de corte para cada ensaio. Para cada rotação e avanço foram preparados os corpos de prova para o ensaio seguindo o padrão da Figura 41.



Figura 41 – Corpo de prova durante preparação

Fonte: Elaboração própria (2019).

Para garantir a qualidade metrológica do corpo de prova, o mesmo foi medido em uma Máquina de Medição Tridimensional por Coordenadas, já que o paquímetro convencional não permite a medição do canal na profundidade do menor diâmetro (19 mm). A Figura 42 mostra o corpo de prova com a espessura a ser medida e o apalpador da máquina utilizada.

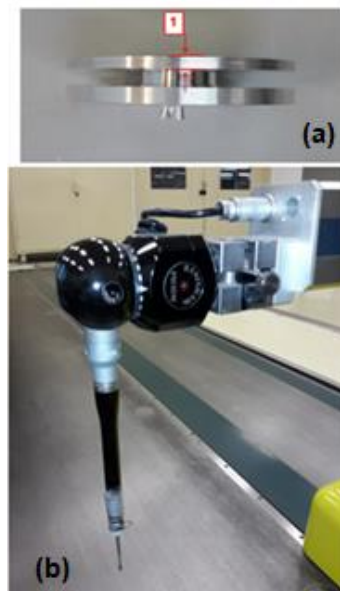


Figura 42 – Corpo de prova (a) Apalpador da máquina utilizada (b)

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Tabela 10, mostra os valores encontrados na medição da espessura do corpo de prova.

Tabela 10 – Valores encontrados para o corpo de prova

Fonte: Elaboração própria (2019).

Resultado dimensional						
Cotas	Und	Valor 1	Valor 2	Valor 3	Valor 4	Média
1	mm	2,52	2,52	2,51	2,53	2,52

Para o avanço de 0,053 mm/rotação e nas 3 faixas de rotação de 250 rpm, 630 rpm, 1600 rpm foi obtida a seguinte curva, conforme Figura 41.

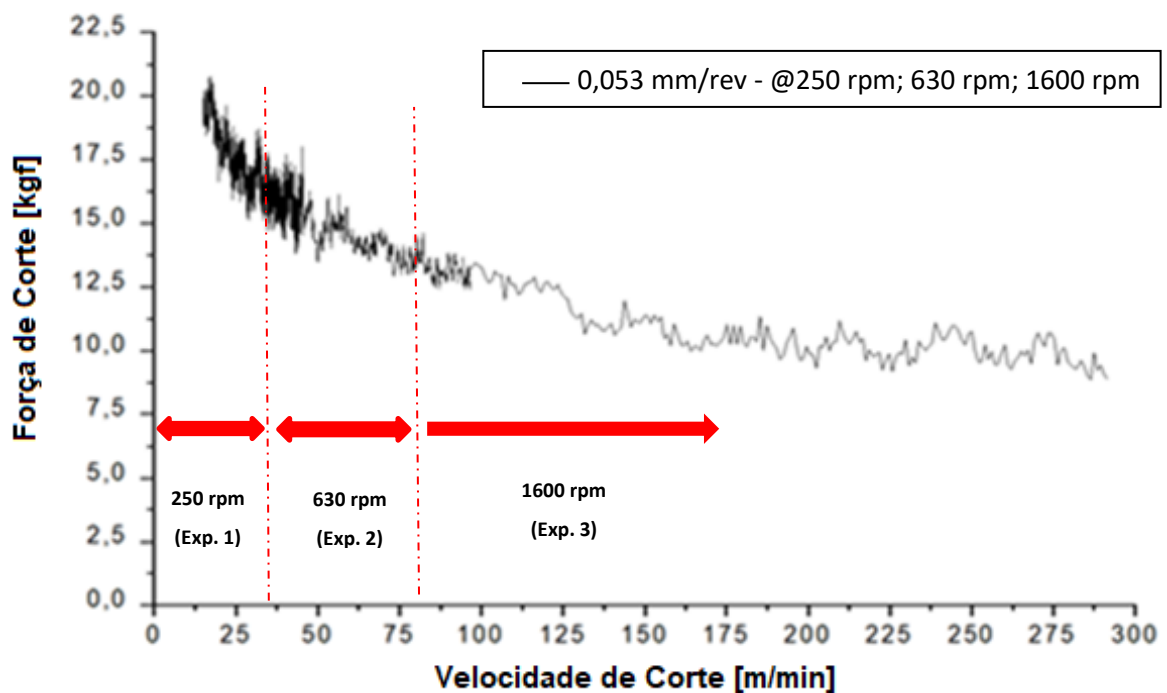


Figura 43 – Força de corte em função da velocidade de corte para o avanço de 0,053 mm/revolução

Fonte: Elaboração própria (2019).

Na Figura 43, mostra-se os dados brutos, das forças de corte. Para a execução deste trabalho visando uma melhor representação, uma média móvel e a tendência exponencial serão obtidas para cada taxa de avanço. Na Figura 44, após obtenção da curva e com suporte do *software Origin*[®], foi obtida a média móvel e a tendência para a curva da Figura 41.

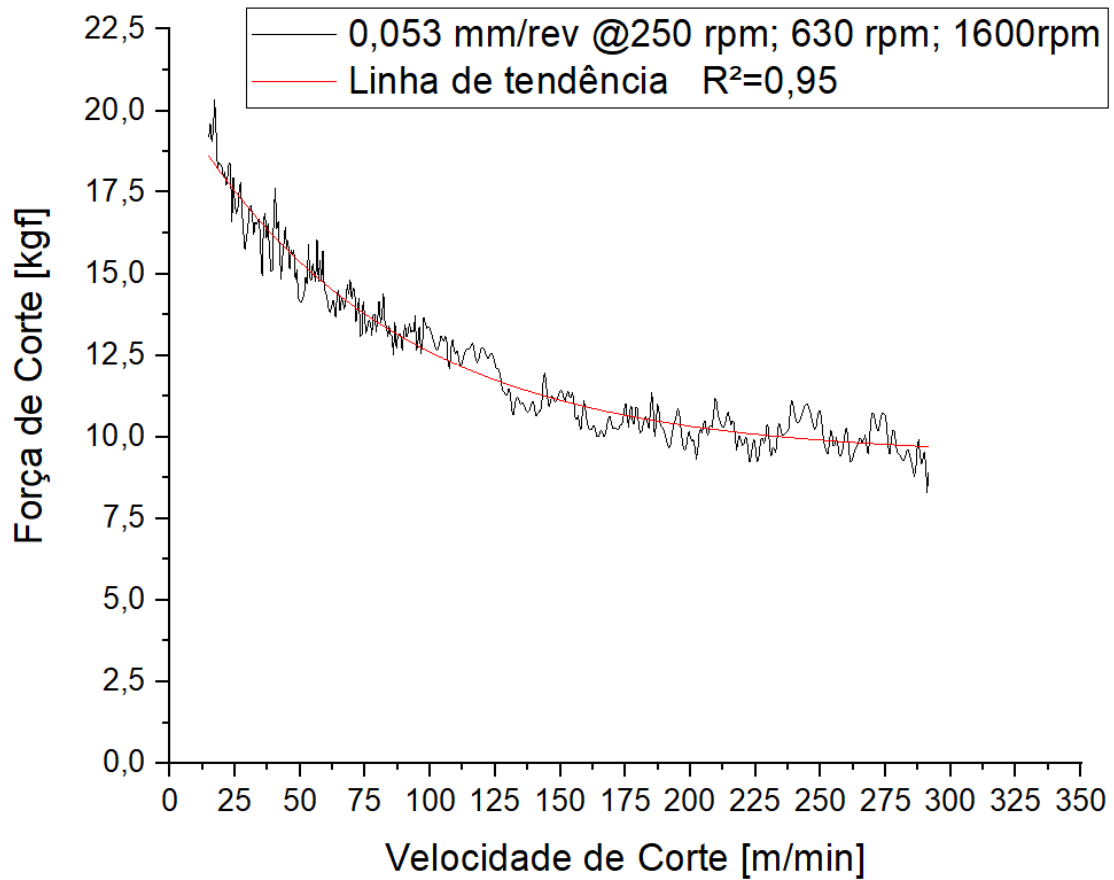


Figura 44 – Curva ajustada com filtro de média móvel e linha de tendência para o avanço de 0,053 mm/revolução

Fonte: Elaboração própria (2019).

Para os demais avanços foram aplicadas as mesmas etapas descrita para o avanço de 0,053mm e os resultados estão apresentado em uma figura única, A partir deste ponto, apenas a tendência será apresentada, vide Figura 45.

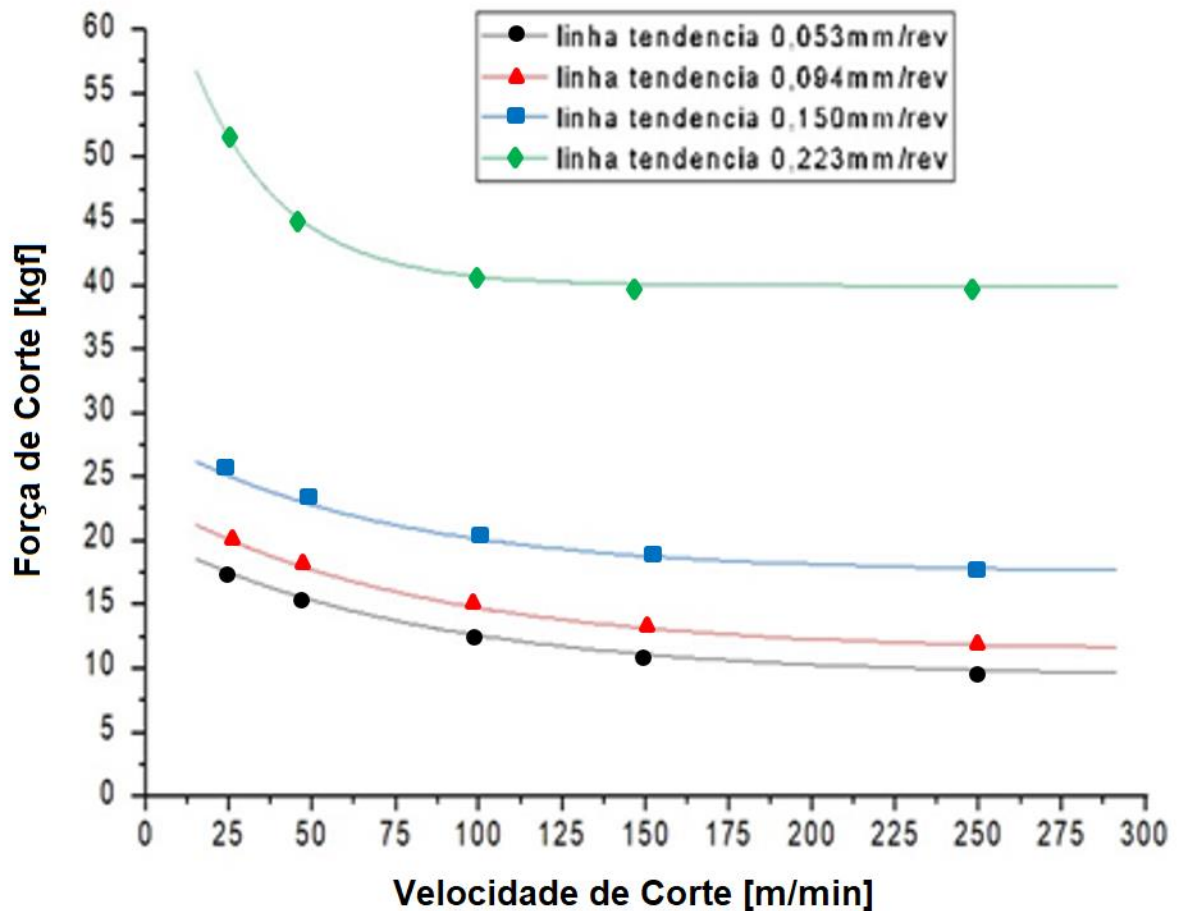


Figura 45 – Curva ajustada da Força de Corte em função da velocidade de corte para testes experimentais para diferentes avanços.

Fonte: Elaboração própria (2019).

Ao analisar as curvas apresentada na Figura 45 se observa um aumento da força de corte para as velocidades de corte menores e também para os avanços maiores (55 kgf), para avanços menores e velocidade de corte menor obteve a menor força e corte dos testes (10 kgf). A força de corte estabiliza a partir da velocidade de corte de 200 m/min, obtendo a mesma tendência dos testes realizados pelo Gonçalves (2012) e Da Cunha (2012).

Após o fim dos ensaios experimentais foram obtidas amostras de alguns cavacos ilustrados na Figura 46 com a sua configuração para cada velocidade de corte aplicada, podendo ser comparada com a Figura 8 deste trabalho.

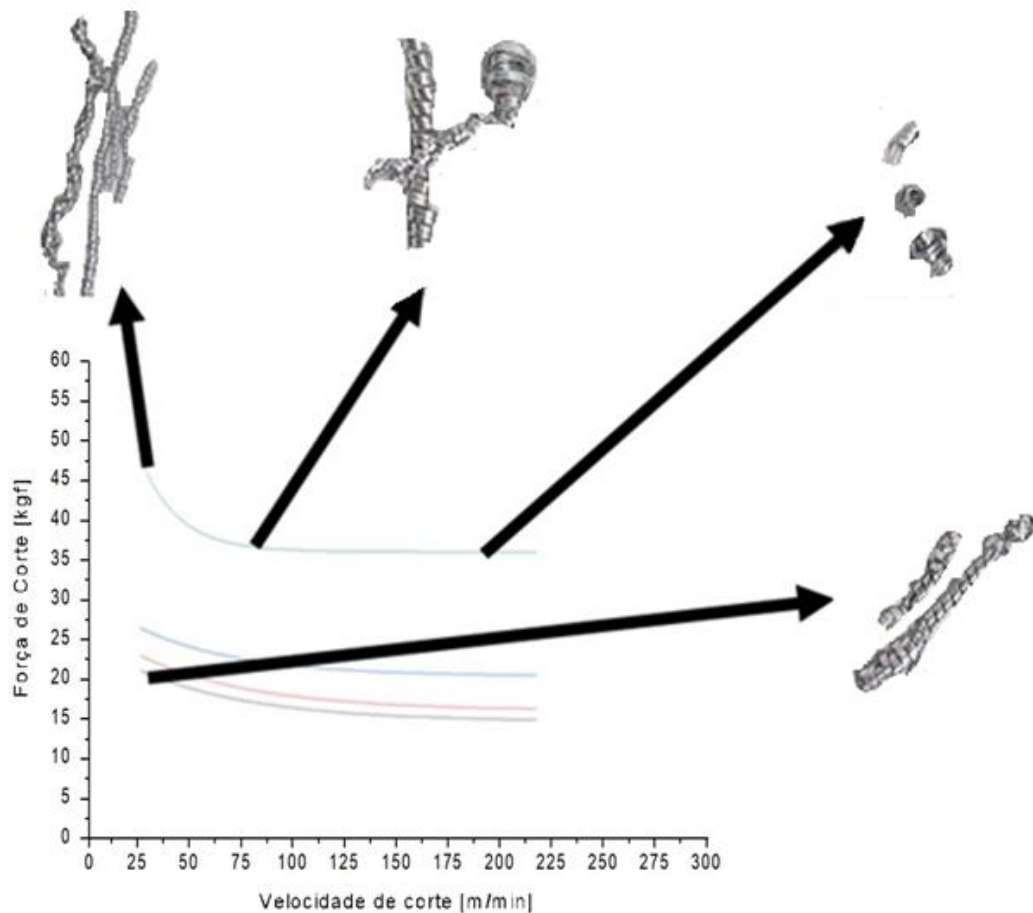


Figura 46 – Configuração do cavaco retirada dos ensaios

Fonte: Elaboração própria (2019).

Os cavacos na Figura 46, mostra que para avanços de 0,223 mm/rot e velocidade de corte baixa, obteve se cavacos alongados com grande dificuldade de manuseio e perigoso durante experimento. Ao contrário, ocorreu para o parâmetro de 0,053 mm/rot e velocidade de corte baixa, na qual obteve se cavaco com menor alongamento e de fácil manuseio. Para o parâmetro de 0,223 mm/rot e velocidades de corte altas, obteve se um cavaco quebradiço de fácil manuseio, porem com alto desgaste da ferramenta durante experimento.

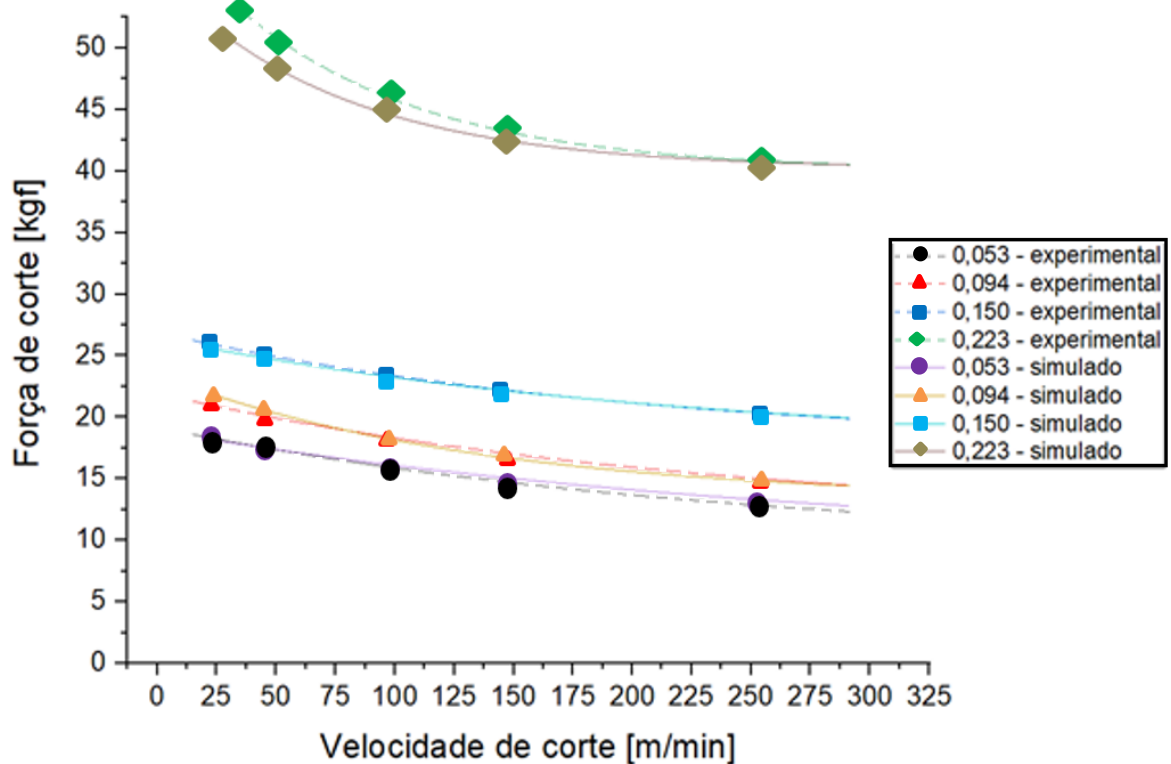


Figura 47 – Curva comparativa entre valor simulado e valor experimental

Fonte: Elaboração própria (2019).

Em seguida, chega-se à Figura 45, que mostra por fim, a comparação entre os valores obtidos pela solução numérica e pelos testes experimentais.

Conforme pode ser visto na Figura 47, o maior erro relativo encontrado para o sistema simulado e o experimental se concentrou na curva de 0,223 mm/rotação. A Tabela 11 mostra o erro relativo máximo para cada curva comparada.

Tabela 11 – Erros relativos máximo entre as curvas

Fonte: Elaboração própria (2019).

Avanço (mm/rot)	Erro relativo máximo (%)
0,053	3,44%
0,094	4,65%
0,15	1,92%
0,223	5,42%

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

Diante dos resultados obtidos no presente trabalho pode-se chegar às seguintes conclusões apresentadas a seguir:

O corte ortogonal em processo de torneamento pode ser simulado por meio de um programa de Elementos Finitos (FEM) usando-se modelos clássicos de material e de ruptura, com resultados para força ou temperatura (embora este trabalho trate de força, o ANSYS também simula temperatura).

Foi utilizado um intervalo de tempo de simulação do processo de formação de cavacos de 0,0005 s. Isso se deve para reduzir o longo tempo de computação quando submetido tempos maiores. Estes intervalos de tempo foram suficientes para uma completa estabilização do processo de formação de cavacos, assim como das forças de corte e de avanço.

Foi implantado o modelo de erosão com a formulação Euleriana, no qual pode-se perceber resultados bons e estáveis, pois para esses modelos que simulam o atrito direto do sistema, ocorrem pouca distorção da malha de elementos finitos.

A simulação de operações que envolvem corte em metais já está sendo bem estudada por modelos numéricos, e os modelos implementados com a lei de plasticidade de Johnson-Cook tem apresentado ótimos resultados, convergindo com ótima precisão para os ensaios obtidos. Os parâmetros da lei de Johnson-Cook são encontrados com facilidade na literatura.

As curvas obtidas pela simulação e pelos métodos experimentais se aproximam mais para os avanços menores e para velocidades de corte maiores. Isso pode ser explicado pela influência do cavaco durante medição da força de corte. O cavaco em fita que é produzido em alto avanço e velocidade corte baixa produz momentaneamente uma adicional de força durante o processo de usinagem, introduzindo um incremento desta força no resultado.

Na simulação não é possível dimensionar o sistema de rigidez do sistema máquina e ferramenta, para isso, deveria ser modelado toda a interface da máquina considerando sua não linearidade durante a simulação dinâmica, o que contribuiu com gap para alguns parâmetros de corte comparando as curvas plotadas.

A força de corte para avanços maiores e velocidades de cortes menores apresenta a

maior discrepância entre o numérico e o experimental. Para avanços menores com velocidades de cortes maiores a força reduziu consideravelmente para todos os avanços aplicado em teste e no simulado.

5.1 Sugestões para trabalhos futuros

Para sugestões para trabalhos futuros, sugere-se utilizar como motivação vencer os problemas numéricos permitindo simulações tridimensionais, utilizando modelos de materiais com parâmetros testados e validados em laboratórios, além de considerar o desgaste da ferramenta.

Também, podem ser aproveitados os resultados mostrados neste trabalho e testar outros materiais não ferrosos como: latão, bronze e magnésio.

REFERÊNCIAS

- ANSYS DYNAMIC EXPLICIT - Theory Guide. Versão 19.2. [S. l.]: ANSYS INC, 2019. 1 CD.
- ANSYS DYNAMIC EXPLICIT - User's Guide. Versão 19.2. [S. l.]: ANSYS INC, 2019. 1 CD.
- ALTINTAS, Y.; EYNIAN M.; ONOZUKA H. ANALS MANUFACTURING TECHNOLOGY, 2008, CIRP. **Identification of dynamic cutting force coefficients and chatter stability with process damping.** [...]. [S. l.: s. n.], 2008. 371-374 p. v. 57.
- ASM METALS HANDBOOK: ASM. [S. l.: s. n.], 1989. v. 16.
- BRAGA, A. R.; JOTA, F. G.; OLIVEIRA, J. C. R. INSTRUMENTAÇÃO Balança de Precisão Com Strain Gages. Belo Horizonte, 2002.
Disponível em: <http://studylib.net/doc/18857736/balança-de-precisão-com-strain-gages>
Acesso em: 14 jun. 2018.
- CEZARINO, W. SILVA FILHO, O. S. RATTO, J. R. IN: ENCONTRO NACIONAL DE ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, 2008, Rio de Janeiro. **Planejamento agregado da produção: modelagem e solução via planilha Excel & Solver** [...]. [S. l.: s. n.], 2008.
- CHAITANYA S.; DWIVEDI; P. KUMAR. Influence of pre-weld temper conditions of base metal on microstructure and mechanical properties of friction stir weld joints of Al–Zn–Mg alloy AA7039. **Materials Science & Engineering**, India, ed. 602, p. 107 - 119, 2015.
- COOK, R. D.; MALKUS D. S.; PLESHA, M. E. Concepts and applications of Finite Elements Analysis. **Wisconsin**, University of Wisconsin, 1988.
- DA CUNHA, D. F. *Influência do Teor de Silício na Usinabilidade da Liga de Alumínio 6351 Avaliada Através da Força de corte e Acabamento Superficial.* 2012. 86 p. Dissertação (Mestrado) - Universidade de Uberlândia, Uberlândia, 2012.
- DAVIM, J. P., SREEJITH, P. S., GOMES, R., PEIXOTO, C. EXPERIMENTAL studies on drilling of aluminium (AA1050) under dry, minimum quantity of lubricant, and flood- lubricated conditions: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. **Journal of Engineering Manufacture**, [S. l.], p. 1605 - 1611, 14 out. 2019.

DEAN, W. A. EFFECTS of alloying elements and impurities on properties. **Metals Park**, Ohio: ASM, v. 5.5, p. 200, 1990.

DINIZ, A. E.; MARCONDES F. C.; COPPINI, N. L. Tecnologia da Usinagem dos metais. [S. l.]: Art Liber, 2000.

DUAN, C.Z.; DOU, T.; CAI, Y.J.; LI, Y.Y. Finite Element Simulation and Experiment of Chip Formation Process during High Speed Machining of AISI 1045 Hardened Steel. **International Journal of Recent Trends in Engineering**, India, v. 1, n. 5, p. 120-130, may 2009.

FERRARESI, D. Fundamentos da usinagem dos metais. 9. ed. São Paulo: Edgard Blücher, 1977.

FRANÇA, F. A. Instrumentação e medidas: grandezas mecânicas. 9. ed. Campinas: Unicamp, 2007. Disponível em:
http://www.fem.unicamp.br/~instmed/Instrumentacao_Medidas_Grandezas_Mecanicas.pdf.
Acesso em: 14 jun. 2018.

GONÇALVES, R. A. *Investigação da Usinabilidade das Ligas de Alumínio da Série 6XXX*. 2012. 107 f. Dissertação (Mestrado) - Universidade de Uberlândia, Uberlândia, 2012.

ISO. ISO 3685 . Norma. **Tool life testing with single-point turning tools**, [S. l.], 1977. Disponível em:
[http://www.upcomillas.es/periodicas/Normas/ISO_3685_1993_PDF_version_\(en\).pdf](http://www.upcomillas.es/periodicas/Normas/ISO_3685_1993_PDF_version_(en).pdf).
Acesso em: 14 jun. 2018.

JADHAV, A.A.; RAMGIR, M.S. FINITE Element Simulation of Orthogonal Cutting. **International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT)**, India, v. 4, p. 110 - 120, 4 abr. 2015.

JOHN .E. HATCH. Aluminum Properties and Physical Metallurgy. US: ASM, Ohio, 1984. 424 p.

JOHNSON, G. R.; COOK, W. H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. **Engineering Fracture Mechanics**, USA, v. 21, ed. 1, p. 31 - 48, 1985.

KALDOR, S.; MALKIN, S. A COMMON DENOMINATOR FOR OPTIMAL CUTTING TOOL GEOMETRY, 2011, Israel. **Annals of the CIRP** [...]. Israel: [s. n.], 2011. 26 p.

KUNAI, S.; Finite element Analysis of Hard Turning by using Ansys/Implicit. Kanpur: H.B.T.I, 1986. 44 p.

LUTTERVELT, C. A; CHILDS T HC, JAWAHIR I S. PRESENT SITUATION AND FUTURE TRENDS IN MODELLING OF MACHINING OPERATIONS, 2., 1998, India. **Annals of the CIRP** [...]. [S. l.: s. n.], 1986. v. 47.

MABROUKI, T.; RIGAL, J. F. A Contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning. **Journal of Materials Processing Technology**, France, v. 176, p. 214 - 221, 3 jun. 2006.

MACHADO, A. R.; E DA SILVA, M.B. Usinagem dos Metais: Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem. Universidade Federal de Uberlândia: UFU, 2004. 266 p.

MACHADO, A. R.; DA SILVA, M. B.; COELHO, R. T.; ABRÃO, A. M. Teoria da Usinagem dos Metais. 3. ed. São Paulo: Edgard Blucher, 2015.

MERCHANT, M. E. Mechanisms of the Metal Cutting Process. I: Orthogonal Cutting and Type 2 Chip. **J. Applied Physics**, São Paulo, v. 16, n. 5, p. 267 - 275, may 1954.

POLMEAR I.J. LIGHT Alloys, Traditional Alloys to Nanocrystals. **Butterworth-Heinemann**, Oxford, Burlington, MA, USA, ed. 4, p. 421 - 425, 2006.

SHEKHAR PRASAD, C. *Finite Element Modeling to Verify Residual Stress in Orthogonal Machining*. 2009. Thesis (Master) - Oxford: Butterworth Heinemann, Sweden - Karlskrona, 2009.

STEMMER, C. E. Ferramentas de Corte I. 3. ed. Florianópolis: UFSC, 1993.

TRENT, E. M.; Wright, P. K. Metal Cutting. 4. ed. England: Oxford: Butterworth Heinemann, 1977.

VIEREGGE, G. Zerspanung der Eisenwerkstoffe. Stahleesen-Bücher. **Stahleesen GmbH**, Düsseldorf - Germany, v. 16, 1959.

WERTHEIM, R.; SATRAN. A.BER, A. MODIFICATIONS OF THE EDGE GEOMETRY AND CHIP AND CHIP FORMATION IN MILLING, 1994, Israel. **Annals of the CIRP** [...]. Israel: [s. n.], 1959. 68 p.

ZANGRANDI, A. *Um estudo sobre o Endurecimento, o Processamento e Propriedades Mecânicas de uma Liga de Alumínio da Série 3XXX Tipo AA 3104 com Adições de Zinco*. 2006. Tese (Mestrado) - UNESP, Guaratinguetá - SP, 2006.

ZANGRANDI, A. Alumínio e suas ligas: fundamentos metalúrgicos e tecnológicos. 1. ed. Lorena: [s. n.], 2008.

APÊNDICE

A Figura 48 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,053mm e velocidade de 50m/min.

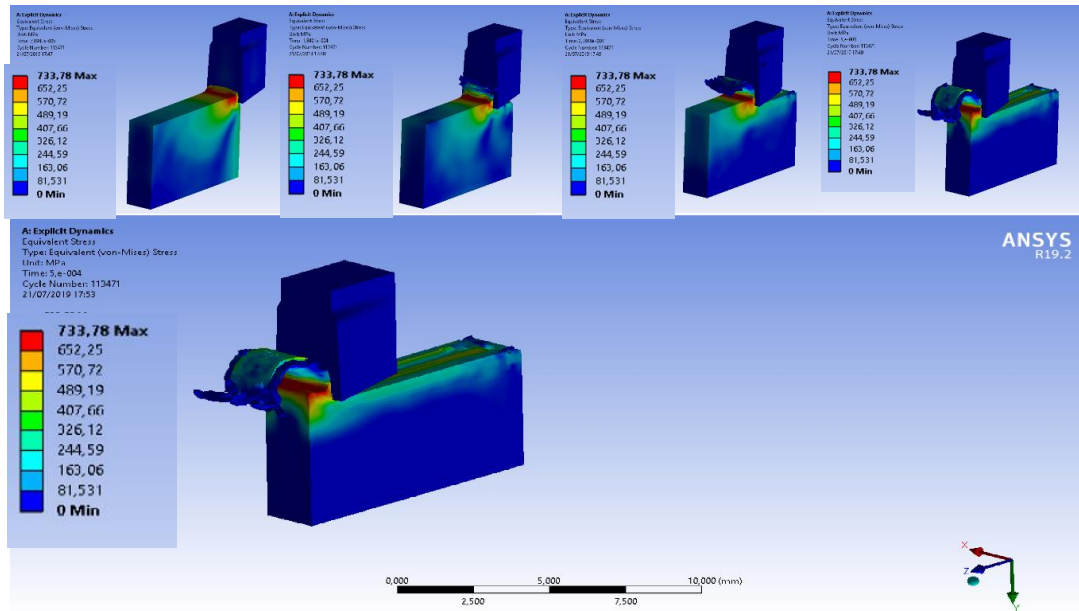


Figura 48– Simulação 0,053 mm x 50 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 49 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,053mm e velocidade de 100 m/min.

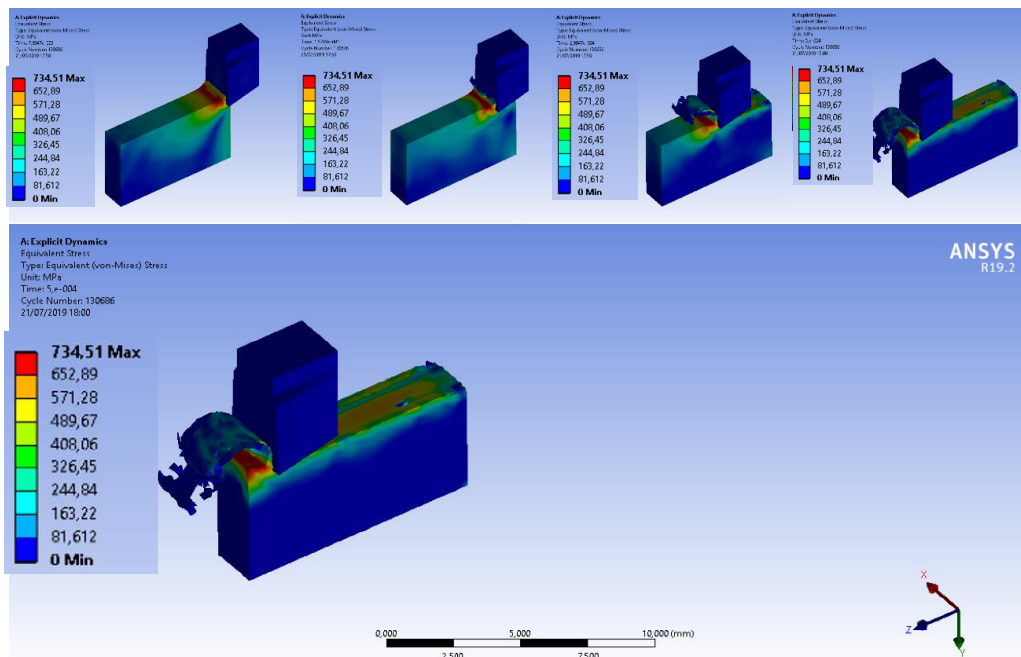


Figura 49 – Simulação 0,053 mm x 100 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 50 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,053 mm e velocidade de 150 m/min.

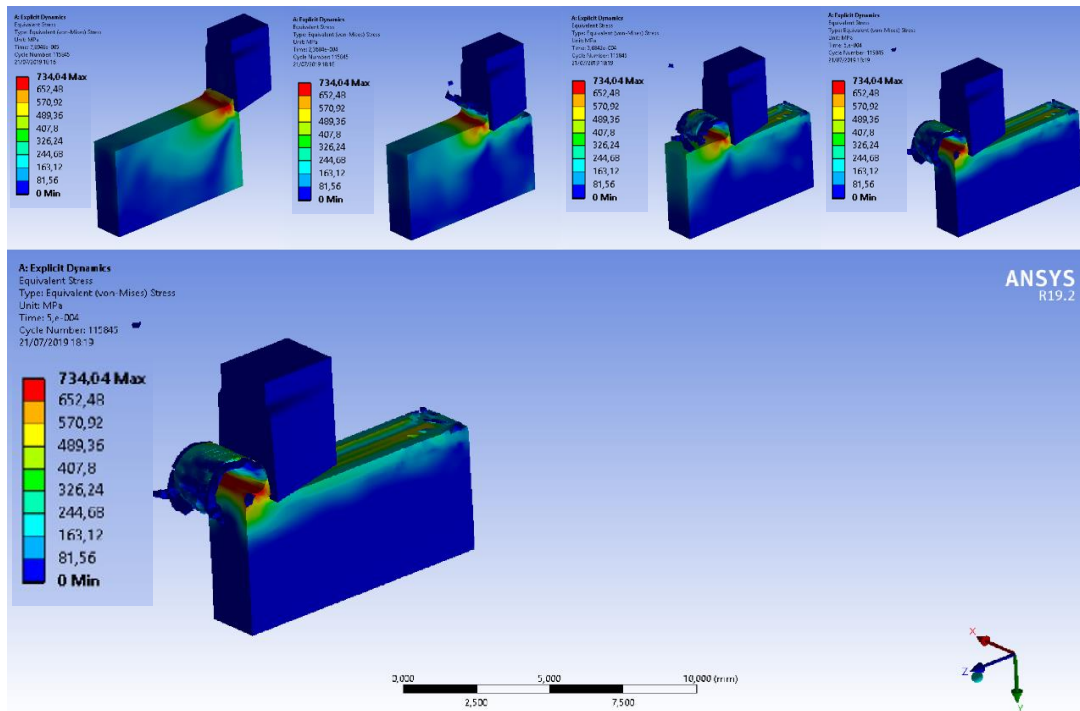


Figura 50 – Simulação 0,053 mm x 150 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 51 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,053 mm e velocidade de 250 m/min.

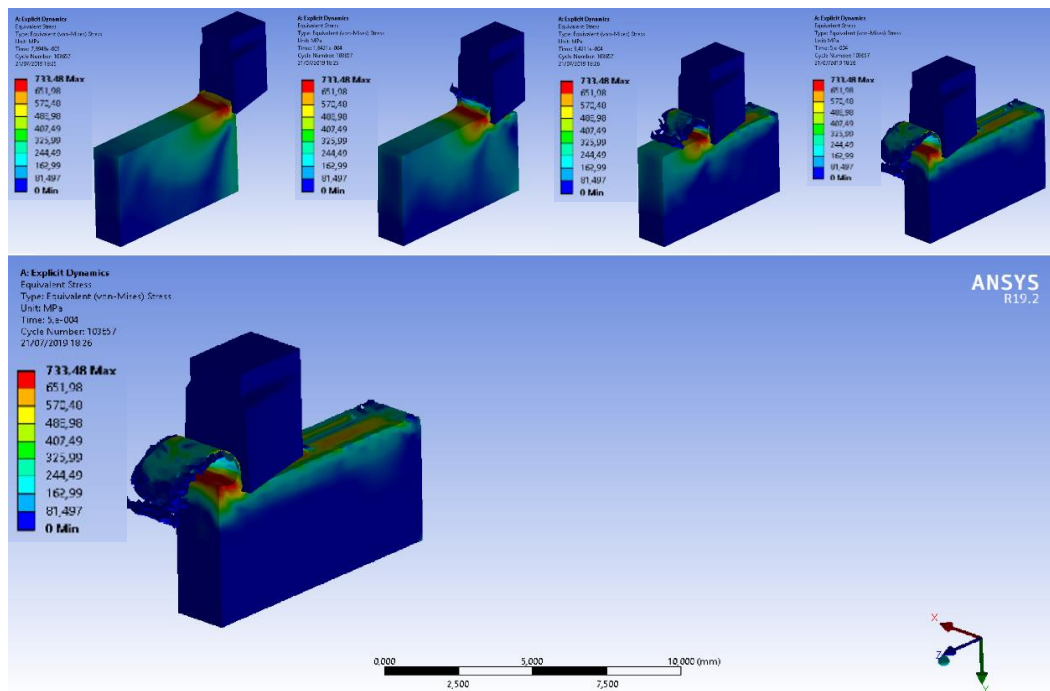


Figura 51 – Simulação 0,053 mm x 250 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 52 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,094 mm e velocidade de 25 m/min.

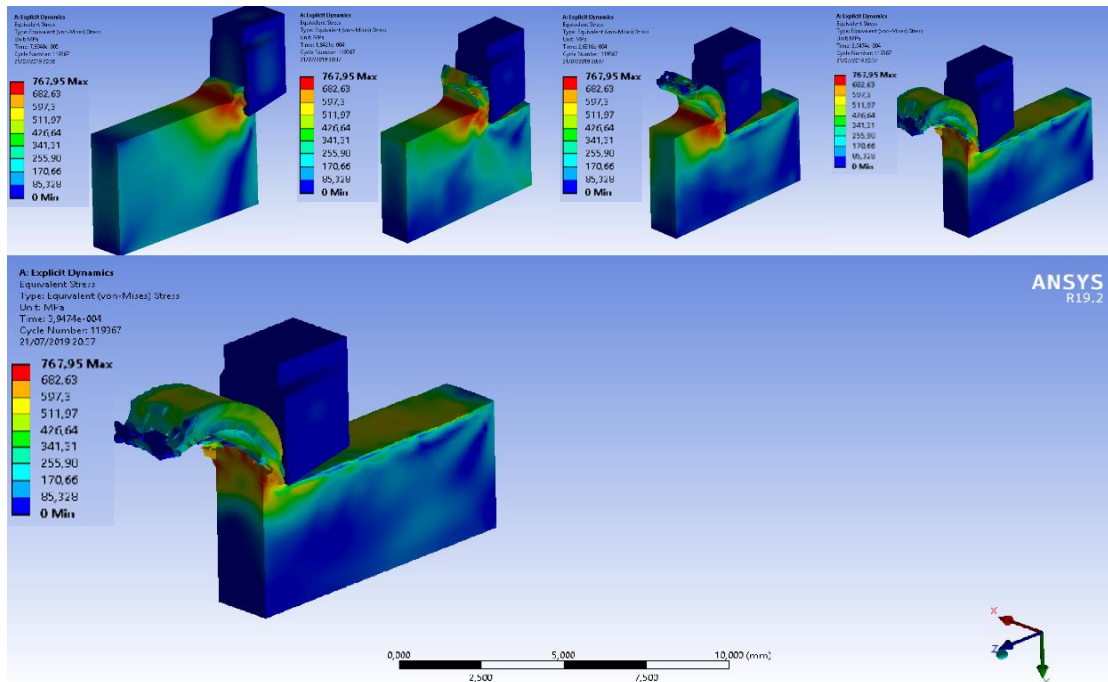


Figura 52 – Simulação 0,094 mm x 25 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 53 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,094 mm e velocidade de 50 m/min.

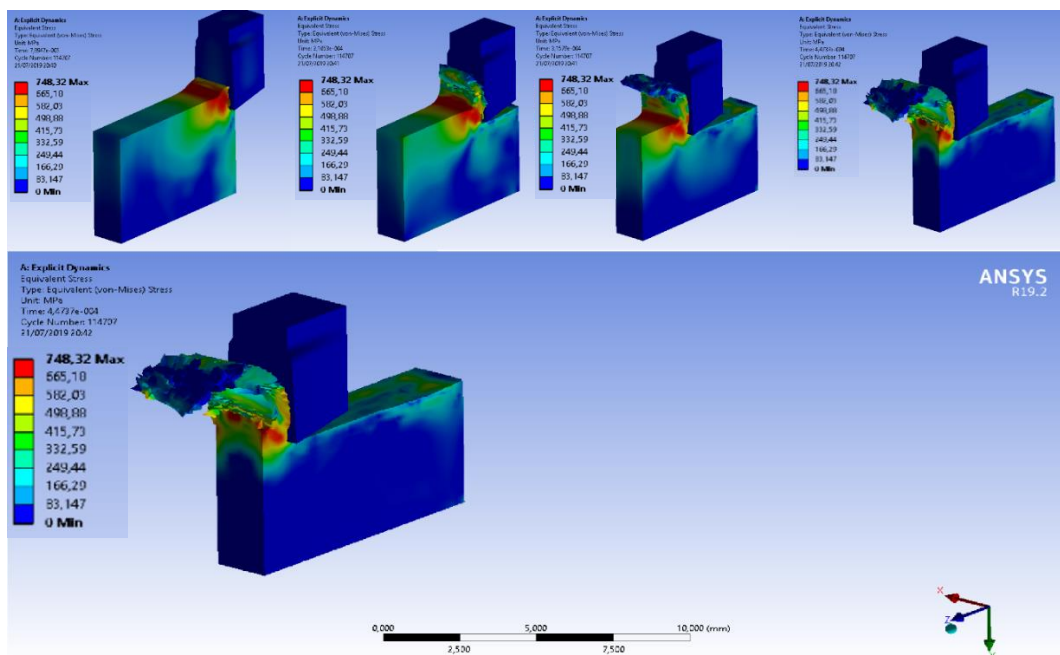


Figura 53 – Simulação 0,094 mm x 50 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 54 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,094 mm e velocidade de 100 m/min.

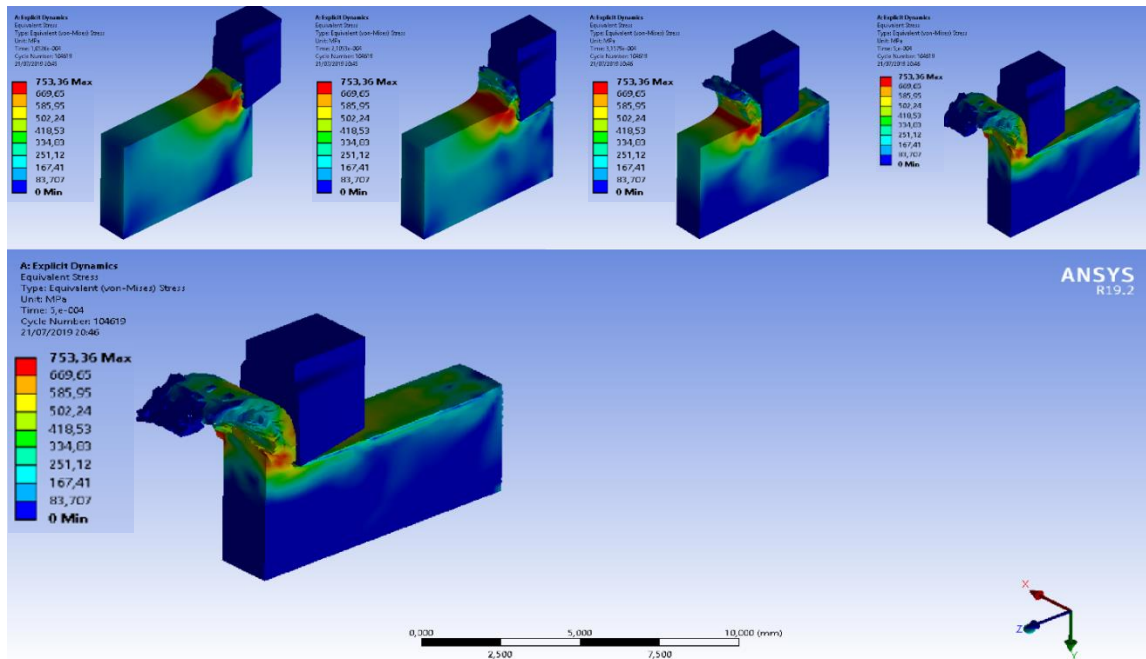


Figura 54 – Simulação 0,094 mm x 100 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 55 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,094 mm e velocidade de 150 m/min.

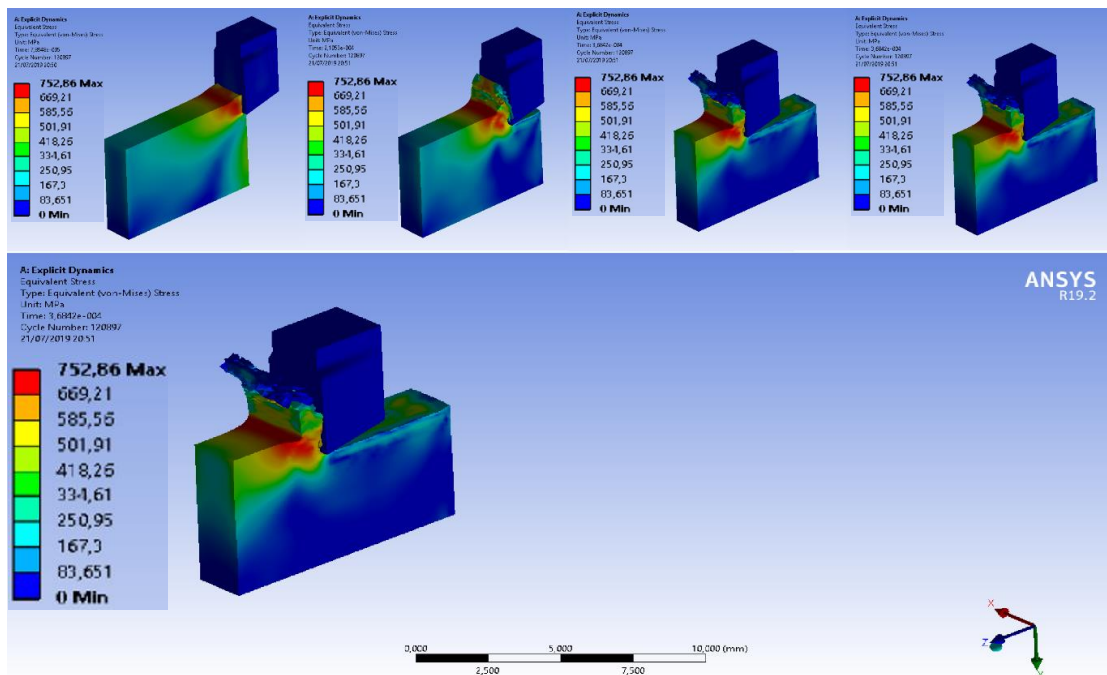


Figura 55 – Simulação 0,094 mm x 150 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 56 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,094 mm e velocidade de 250 m/min.

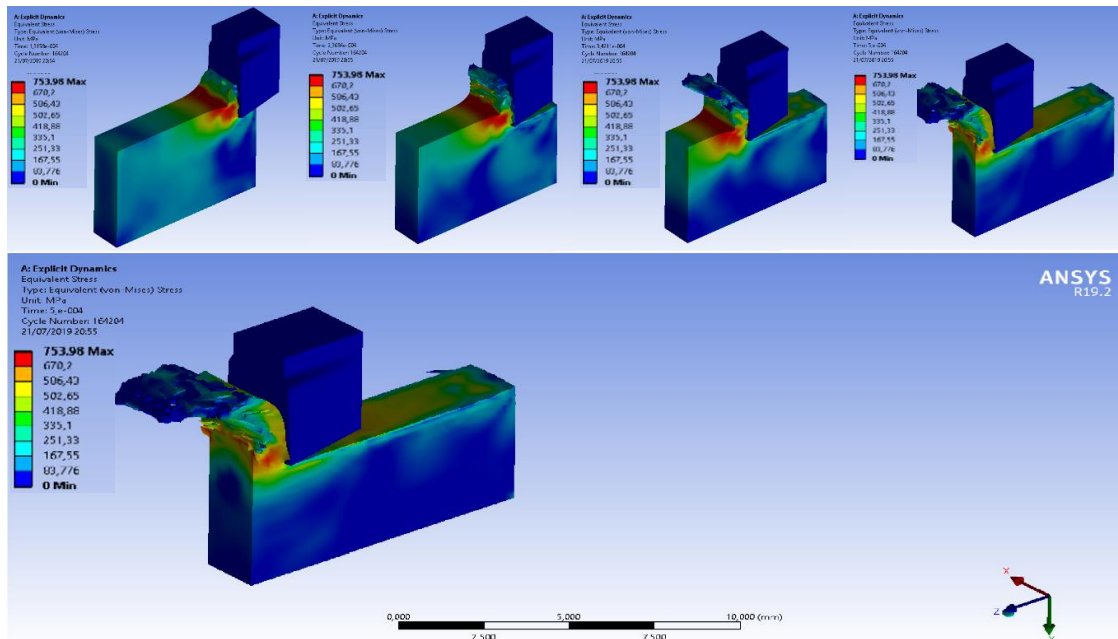


Figura 56 – Simulação 0,094 mm x 250 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 57 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,15mm e velocidade de 25 m/min.

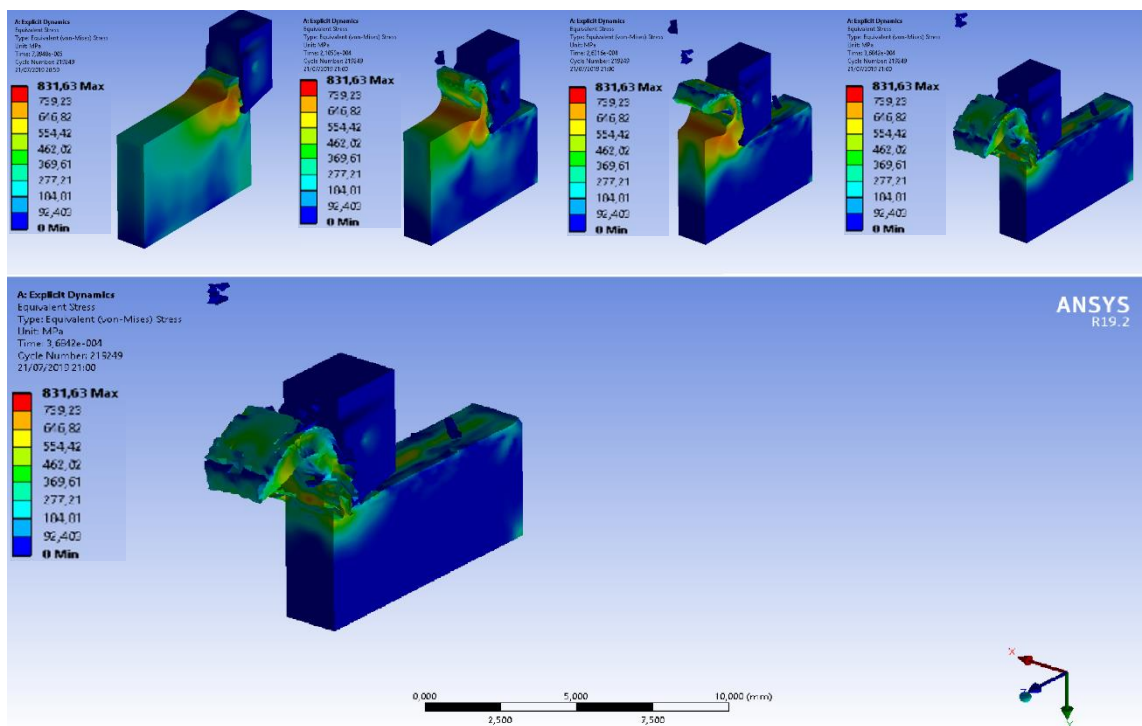


Figura 57 – Simulação 0,150mm x 25m/min

Fonte: Elaboração própria

A Figura 58 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,15 mm e velocidade de 50 m/min.

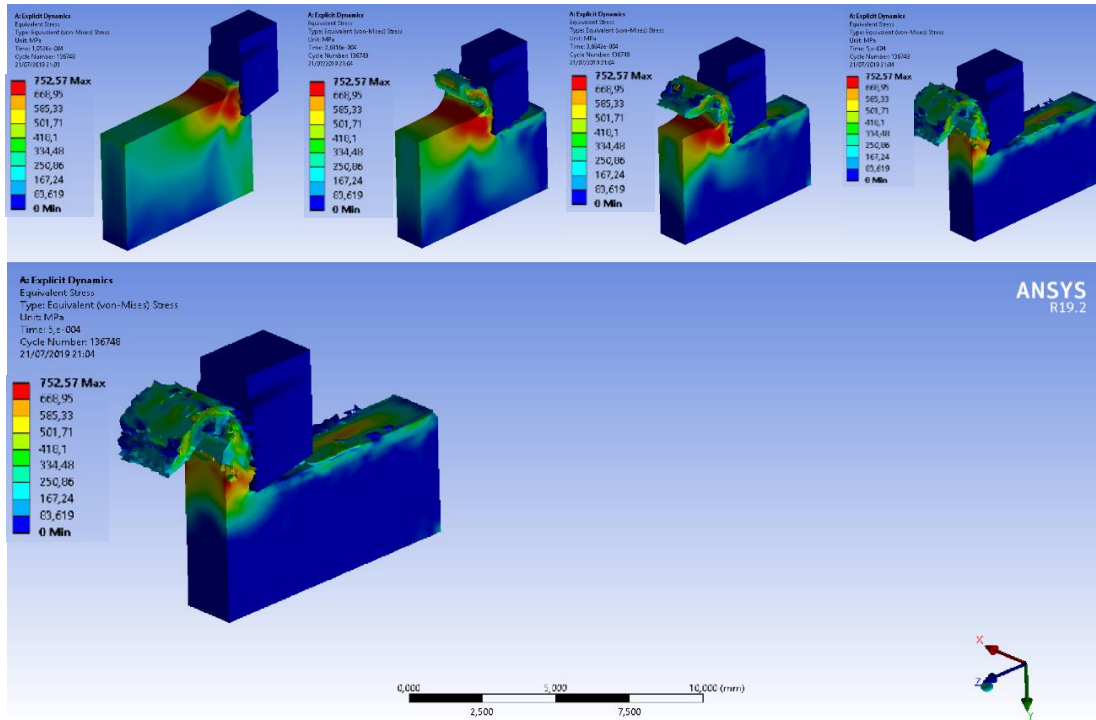


Figura 58 – Simulação 0,150 mm x 50 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 59 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,15 mm e velocidade de 100 m/min.

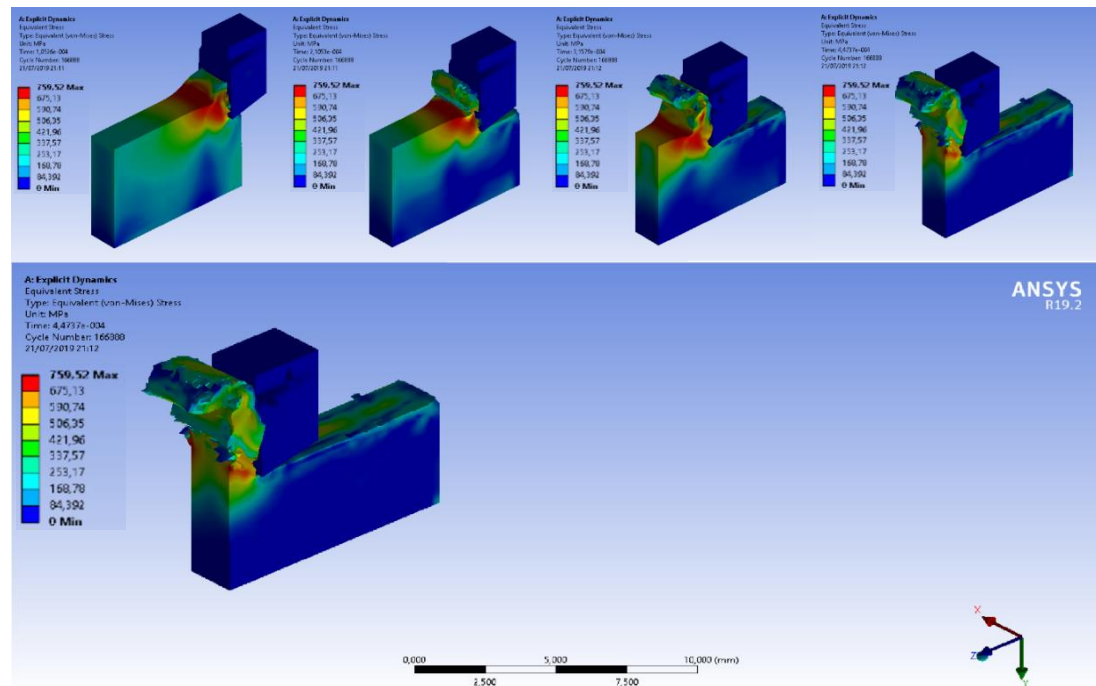


Figura 59 – Simulação 0,150 mm x 100 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 60 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,15 mm e velocidade de 150 m/min.

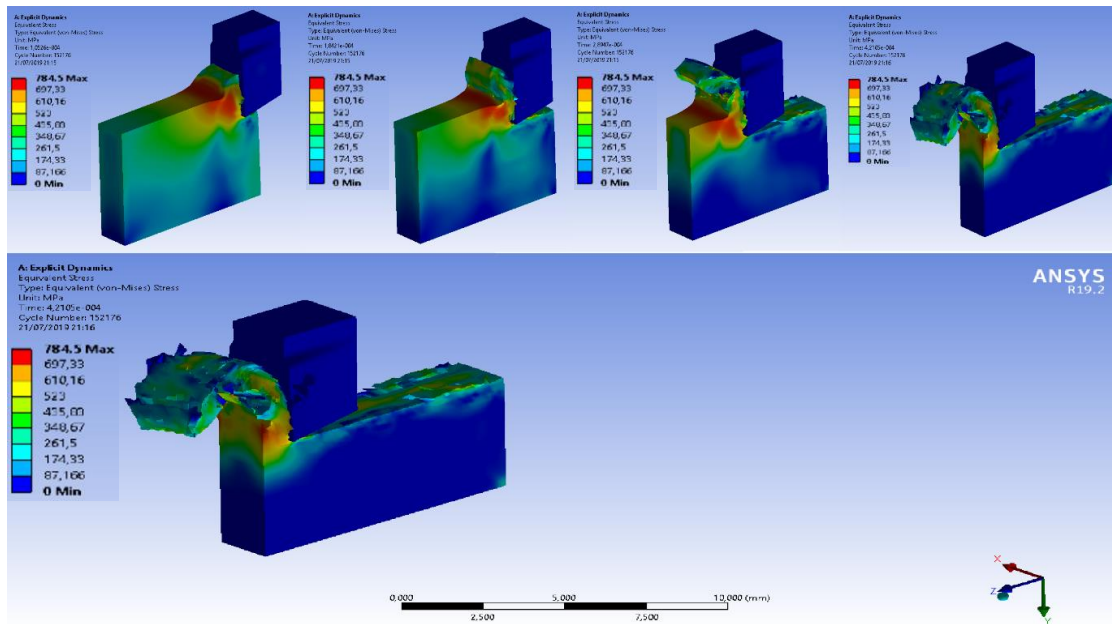


Figura 60 – Simulação 0,150 mm x 150 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 61 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,15 mm e velocidade de 250 m/min.

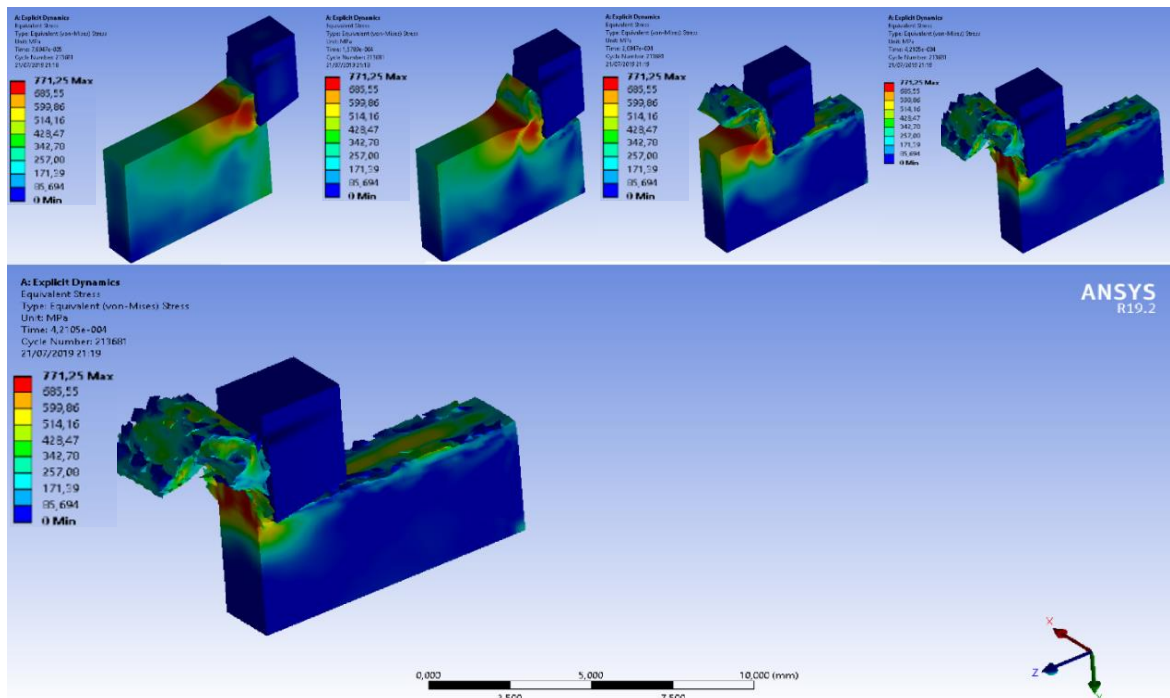


Figura 61 – Simulação 0,150 mm x 250 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 62 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,223 mm e velocidade de 25 m/min.

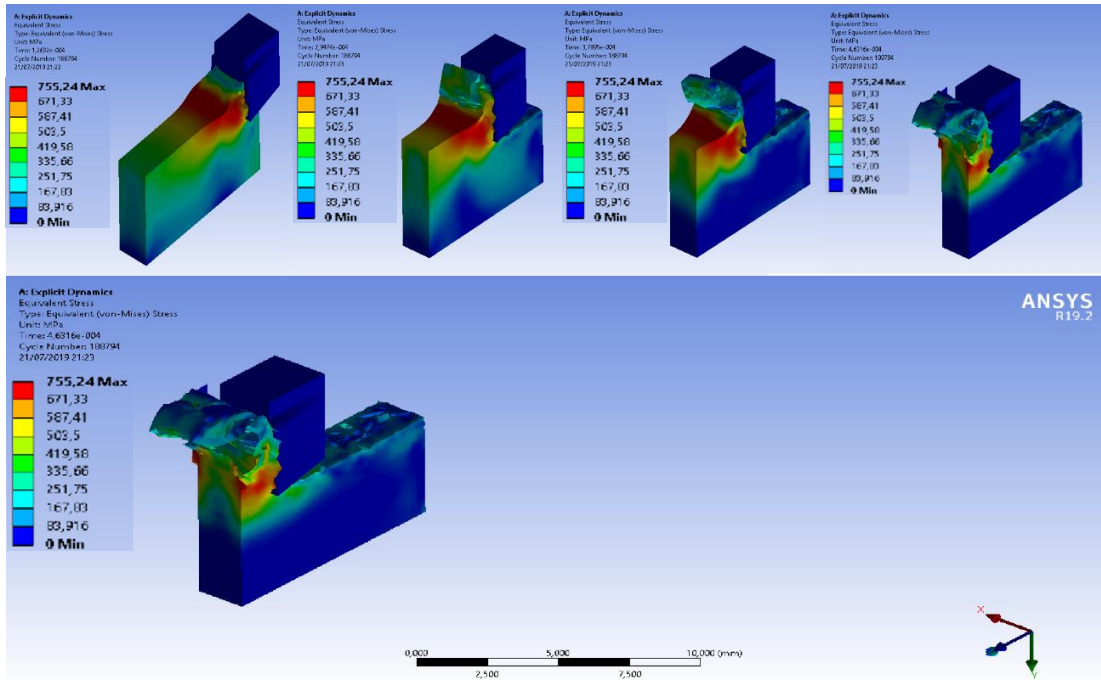


Figura 62 – Simulação 0,223 mm x 25 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 63 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,223 mm e velocidade de 50 m/min.

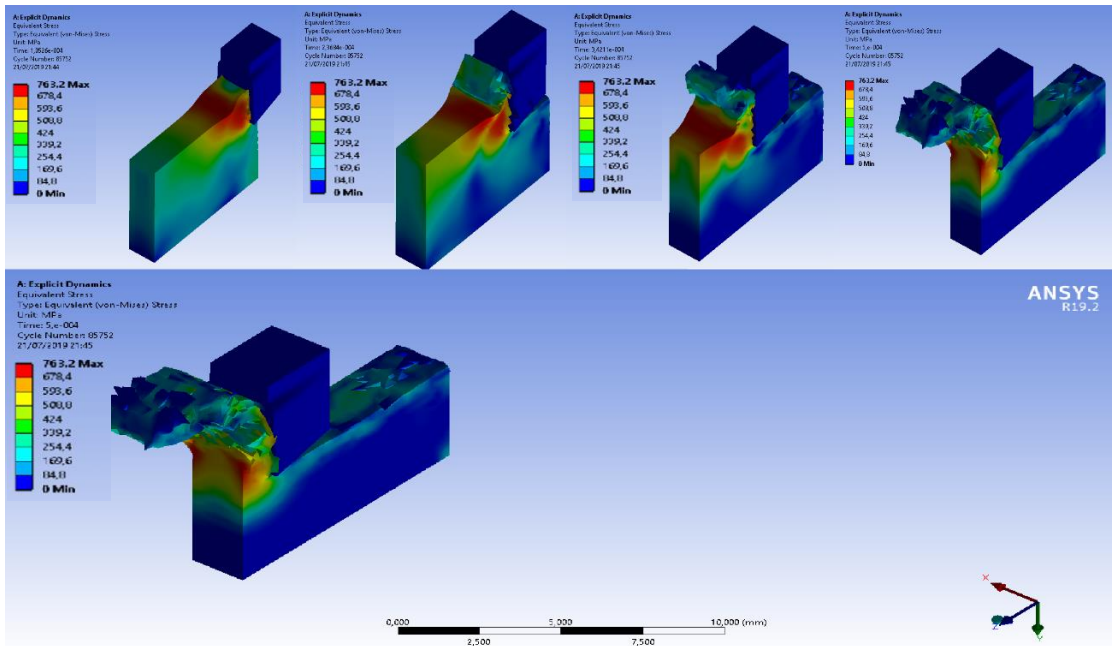


Figura 63 – Simulação 0,223 mm x 50 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 64 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,223 mm e velocidade de 100 m/min.

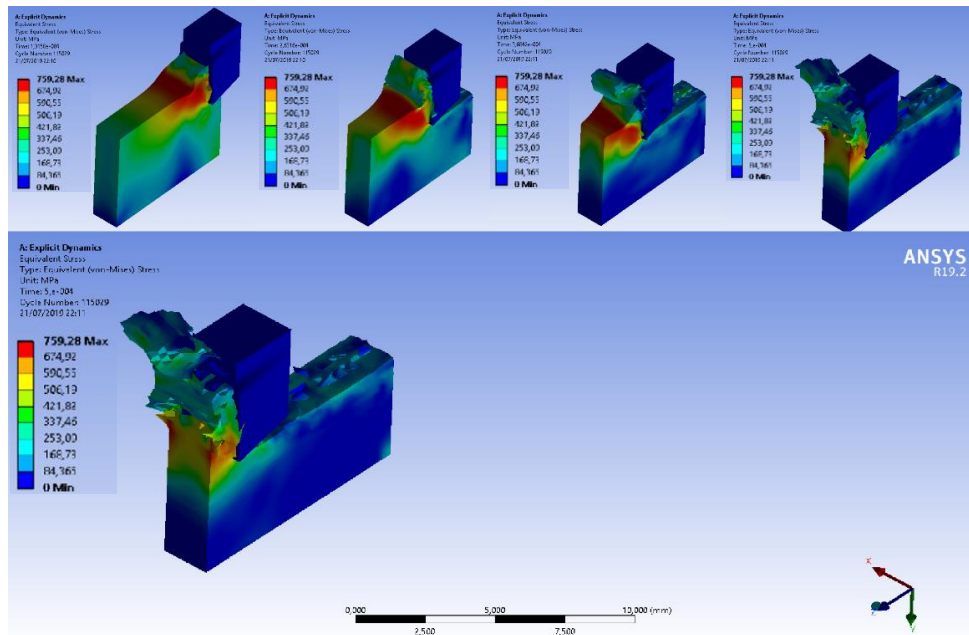


Figura 64 – Simulação 0,223 mm x 100 m/min
 Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 65 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,223 mm e velocidade de 150 m/min.

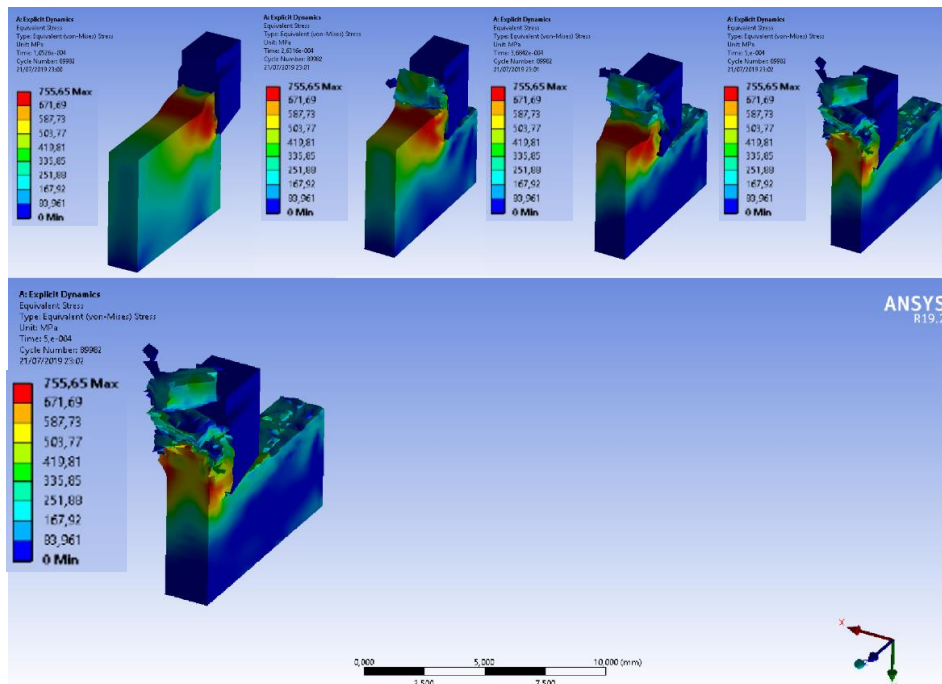


Figura 65 – Simulação 0,223 mm x 150 m/min
 Fonte: Elaboração própria (2019).

A Figura 66 mostra a tensão equivalente com a profundidade de 0,223 mm e velocidade de 250 m/min.

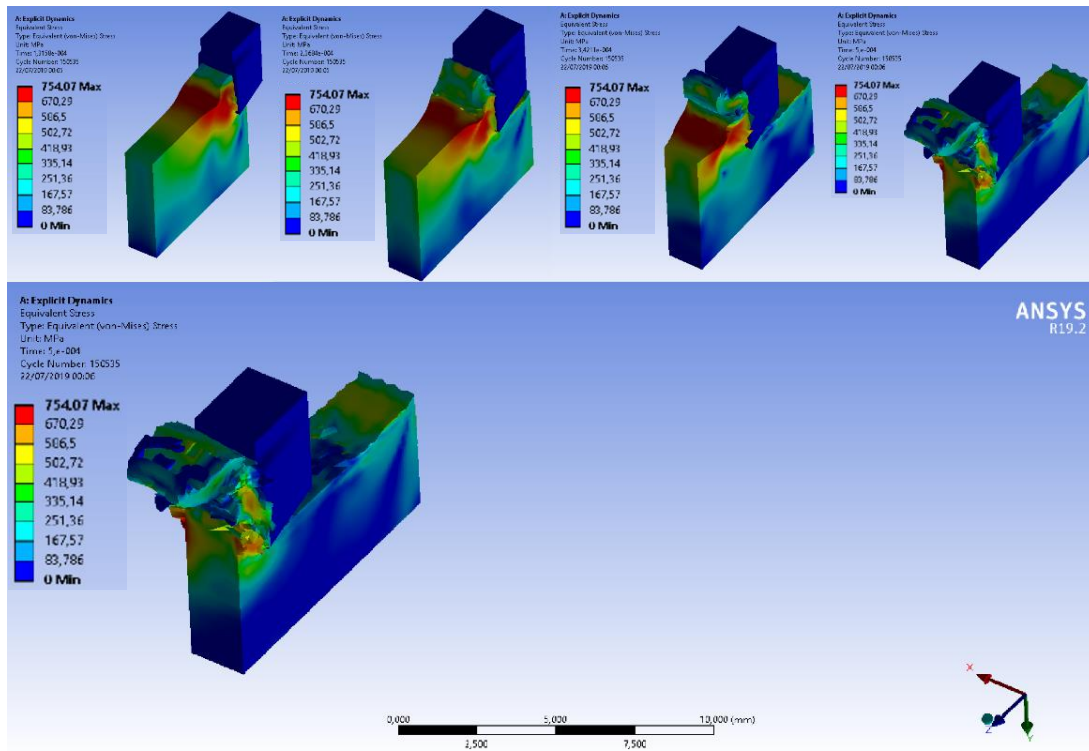


Figura 66 – Simulação 0,223 mm x 250 m/min

Fonte: Elaboração própria (2019).