

GUSTAVO VILELA OLIVEIRA

**SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE
ROSQUEAMENTO INTERNO COM MACHO DE
CORTE UTILIZANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS
FINITOS**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

2020

GUSTAVO VILELA OLIVEIRA

**SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE ROSQUEAMENTO INTERNO
COM MACHO DE CORTE UTILIZANDO O MÉTODO DOS
ELEMENTOS FINITOS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

UBERLÂNDIA - MG

2020

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

O48 2020	<p>Oliveira, Gustavo Vilela, 1992- Simulação do processo de rosqueamento interno com macho de corte utilizando o método dos elementos finitos [recurso eletrônico] / Gustavo Vilela Oliveira. - 2020.</p> <p>Orientador: Marcio Bacci da Silva. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Modo de acesso: Internet. Disponível em: http://doi.org/10.14393/ufu.di.2020.26 Inclui bibliografia. Inclui ilustrações.</p> <p>1. Engenharia mecânica. I. Silva, Marcio Bacci da, 1964-, (Orient.). II. Universidade Federal de Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.</p> <p>CDU: 621</p>
-------------	---

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:
Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091
Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074


UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902

Telefone: (34) 3239-4282 - www.posgrad.mecanica.ufu.br - secposmec@mecanica.ufu.br


ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Dissertação de Mestrado Acadêmico, nº 563, COPEM				
Data:	dezessete de fevereiro de dois mil e vinte	Hora de início:	13:30	Hora de encerramento:	16:15
Matrícula do Discente:	11812EMC009				
Nome do Discente:	Gustavo Vilela Oliveira				
Título do Trabalho:	Simulação do Processo de Rosqueamento Interno com Macho de Corte Utilizando o Método dos Elementos Finitos				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:					

Reuniu-se no Auditório do CEaD - Bloco 1S, Campus Santa Mônica, da Universidade Federal de Uberlândia, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Lincoln Cardoso Brandão - UFSJ; Arthur Alves Fiocchi - FEMEC/UFU; Márcio Bacci da Silva - FEMEC/UFU, orientador do candidato.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Dr. Márcio Bacci da Silva, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato, agradeceu a presença do público, e concedeu ao Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

Aprovado.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Marcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 17/02/2020, às 16:16, 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 **Arthur Alves Fiocchi, Professor(a) do Magistério Superior**, em 17/02/2020, às 16:17, 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 **Lincoln Cardoso Brandão, Usuário Externo**, em 17/02/2020, às 16:42, 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://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **1870947** e o código CRC **C39B0F41**.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, João Edson Carmo de Oliveira e Divina Márcia Vilela de Oliveira, pelo total apoio para a realização deste trabalho.

Ao meu orientador e mentor prof. Dr. Marcio Bacci da Silva, que aceitou me orientar neste trabalho, tanto com conhecimentos técnicos sobre o assunto quanto por todos os recursos e materiais disponibilizados para o desenvolvimento deste projeto de pesquisa.

À minha irmã, Juliana Vilela Oliveira e à toda a minha família, que sempre me motivou na realização deste trabalho.

À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica que por meio do Programa de Pós-Graduação, conceito CAPES 7, me concedeu a oportunidade de realizar este excelente curso de pós-graduação a nível de Mestrado.

A todos os colegas da pós-graduação e ex-colegas da graduação que se tornaram amigos e incentivadores deste trabalho.

A todos os meus professores, que sempre me agraciaram com conhecimento das suas disciplinas e me estimularam a buscar mais conhecimento.

As agências de fomento CAPES, CNPq e FAPEMIG, pelo apoio financeiro.

Por fim a todas as pessoas que de alguma forma me ajudaram e não foram citadas aqui, mas não por falta de reconhecimento.

RESUMO

O processo de rosqueamento interno com macho de corte, apesar de ser realizado muito rapidamente, é uma operação muito complexa. Isso se dá pela dificuldade de sincronismo entre o movimento de rotação da ferramenta com seu avanço, além do macho de corte ser uma ferramenta de geometria complexa. Essa operação, é, ainda, pouco estudada pela comunidade científica e não se conhece todas as suas singularidades. Nos últimos anos, pesquisadores passaram a utilizar métodos numéricos, principalmente o método dos elementos finitos (MEF), para tentar estudar os processos de usinagem através de modelos matemáticos. Dessa maneira, esse trabalho tem como objetivo propor um modelo tridimensional da ferramenta do processo de rosqueamento interno para estudar essa operação e as particularidades do macho de corte, usando o software comercial AdvantEdge para isso, através do MEF. Para estudar esse tipo de rosqueamento, foi proposto um modelo tridimensional onde a ferramenta foi seccionada após a segunda carreira de filetes da sua parte cilíndrica e cortou apenas o primeiro filete de rosca no furo, momento esse, onde as forças e o torque apresentam os seus valores máximos. Foram feitos testes para se estudar o erro de sincronismo do processo, variou-se o tipo de revestimento da ferramenta, o tipo de detalonamento utilizado, o número de canais na ferramenta e seu ângulo de chanfro. Os resultados das simulações mostraram que é possível se estudar o processo de rosqueamento interno através do modelo tridimensional proposto. O torque e as forças de avanço diminuem com o aumento do número de canais da ferramenta. Essas duas variáveis aumentam quando se aplica um revestimento no macho. Elas também são muito sensíveis a uma alteração no avanço por volta da ferramenta, e quanto mais distante do ideal (1 mm/volta) maiores são as alterações que elas sofrem. O tipo de detalonamento tem bastante impacto na força na direção do avanço, sendo que o detalonamento do tipo reto apresenta as menores forças. O ângulo de chanfro apresentou uma grande influência no torque do processo, aumentando à medida que esse ângulo diminui.

Palavras chave: rosqueamento interno; macho de corte; elementos finitos; AdvantEdge; modelo tridimensional.

ABSTRACT

Internal thread tapping is a very quick, but complex, manufacturing process. This is due, mainly, for two reasons: the difficulty of synchronizing the rotational movement of the tool with its advance and the complex geometry of a cutting tap. This operation, therefore, is still little studied by the scientific community and not all of its peculiarities are known. In recent years, researchers have used numerical methods, especially the finite element method (FEM), to try to study machining processes through mathematical models. Thus, this work aims to propose a three-dimensional model of the tapping process to study the operation and the particularities of your tool, using the commercial software AdvantEdge to solve this model through the FEM. To study this type of threading, a three-dimensional model was proposed where the tool was sectioned after the second row of its cylindrical threads and cut only the first thread fillet in the hole, at which time the forces and torque develop in their maximum values. With this simplified model, tests were made to study the synchronization error, varying the type of tool coating, the type of tool radial relief used, the number of flutes in the tool and its chamfer angle. The simulation results showed that it is possible to study the internal threading process through the proposed three-dimensional model. Torque and thrust forces decrease as the number of tool flutes increases. These two variables increase when a coating is applied to the tool. They are also very sensitive to a change in feed rate around the tool, and the farther from the ideal (1 mm/revolution) the greater the changes they undergo. The type of radial relief has a great impact on the force in the feed direction, and the flatted land relief type presented the lowest force. The chamfer angle has a great influence on the process torque, increasing it as this angle decreases.

Keywords: tapping; cutting tap; finite element; AdvantEdge; tri-dimensional model.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Esquema mostrando a operação de rosqueamento interno com macho de corte (DA MOTA, 2006).	6
Figura 2.2 - Projeto de um macho de corte (SCHAUB, 1877).....	8
Figura 2.3 – Diferentes projetos de patentes de machos de corte ao longo dos anos: a) Macho de corte idealizado por JONES, 1890; b) Macho de corte idealizado por VAN VLEET, 1965 e por c) Macho de corte idealizado por OKNESTAM; ZIVKOVIC, 2009	9
Figura 2.4 - Mecanismo de corte dos filetes da rosca pelos dentes na parte cônica do macho de corte (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016, modificado).....	10
Figura 2.5 - Esquema da formação do primeiro filete de rosca em um furo. P é o passo da ferramenta e C é o comprimento do chanfro da ferramenta (OEZKAYA; BIERMANN, 2017, modificado).....	10
Figura 2.6 – Desenho de um macho de corte e algumas de suas denominações (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016, modificada).....	11
Figura 2.7 - Tipos de comprimento de chanfro dos machos de corte (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016, modificado).....	14
Figura 2.8 - Tipos de ângulo de saída nos machos de corte: a) ângulo de 0°; b) ângulo negativo; c) ângulo positivo e d) ângulo muito positivo	15
Figura 2.9 - Folga radial do tipo concêntrica.....	16
Figura 2.10 - Folga radial do tipo excêntrica.....	16
Figura 2.11 - Folga radial do tipo cên-excêntrica	17
Figura 2.12 - Outros tipos de alívio radial que podem ser aplicados nas nervuras dos machos de corte (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016, modificado).....	17
Figura 2.13 - Novo tipo de folga na nervura do macho de corte (DOGRA, <i>et al.</i> , 2002).	18
Figura 2.14 - Tipos convencionais de machos de corte (MANUAL TÉCNICO - MACHOS - TAPS, 2002).	19
Figura 2.15 - Forças normais (FN), radiais (FX), e axiais(FZ) em uma aresta do macho de corte	

(REIS, 2004).....	26
Figura 2.16 - Componentes da força radial em um macho de quatro canais (REIS, 2004)	26
Figura 2.17 - Componentes radiais da força de usinagem em um processo de rosqueamento interno com macho de corte (DINIZ, 2018)	27
Figura 2.18 - Componente axial da força de usinagem em um processo de rosqueamento interno com macho de corte (DINIZ, 2018)	27
Figura 2.19 - Forças F_x pelo número de roscas produzidas por dois machos de corte: a) macho de aço rápido sem revestimento e b) macho de aço rápido nitretado (REIS, 2004).....	28
Figura 2.20 - Força na direção do avanço para diferentes avanços no rosqueamento interno com macho de corte (PEREIRA, 2014)	30
Figura 2.21 – Variação da força axial no rosqueamento interno através da variação do avanço programado na máquina (DA MOTA, 2009)	31
Figura 2.22 - Força na direção do avanço média na fase de corte para diferentes tipos de revestimentos (REIS, 2004).....	32
Figura 2.23 - Força transversal F_x na fase de corte para diferentes tipos de revestimentos (REIS, 2004).....	32
Figura 2.24 - Comportamento do torque para a operação de rosqueamento interno (DINIZ, 2018).....	33
Figura 2.25 - Torque pela vida do macho de corte (DA MOTA, 2009).....	35
Figura 2.26 - Torque comparativo de uma ferramenta sem revestimento e uma com revestimento (DA MOTA, 2006).	36
Figura 2.27 - Torque da fase de corte para machos com diversos tipos de revestimento (STEININGER; SILLER; BLEICHER, 2015).....	37
Figura 2.28 - Torque para cada filete da parte chanfrada do macho de corte	39
Figura 2.29 - Torques experimentais e simulados para as seguintes situações: a) rosqueamento ideal; b) desalinhamento da ferramenta com o furo e c) macho com batimento (DOGRA; KAPOOR; DEVOR, 2002).....	42
Figura 2.30 - Torque e força de avanço para: a) ferramenta convencional e avanço 0,01 mm/volta menor que o ideal; b) ferramenta com o novo alívio na nervura e avanço 0,01	

mm/volta menor que o ideal; c) ferramenta convencional e avanço 0,0005 mm/volta menor que o ideal; d) ferramenta com o novo alívio na nervura e avanço 0,0005 mm/volta menor que o ideal (DOGRA; KAPOOR; DEVOR, 2002).	43
Figura 3.1 - Distribuição das operações (A) e de problemas (B) na usinagem que utilizam o MEF. (A) a torneamento; b, fresamento; c, furação; d, serramento; e, retificação; f, brochamento; g, processos de usinagem não convencionais. (B) 1, mecanismos de remoção de material e generalidades dos processos; 2, modelos computacionais para processos específicos de usinagem; 3, efeitos da geometria da ferramenta e parâmetros do processo; 4, aspectos térmicos na usinagem; 5, estresse residual na usinagem; 6, análise dinâmica; 7, vida da ferramenta; 8, mecanismo de formação do cavaco; 9, otimização do processo e outros problemas (MARKOPOULOS, 2013).	50
Figura 3.2 – Resultados de tempo de simulação, do número de elementos na malha da ferramenta e do corpo de prova para cada modelo seccionado utilizado (OEZKAYA; BIERMANN, 2017).....	51
Figura 3.3 - Malha composta por elementos tetraédricos em uma aresta de corte de um inserto utilizado na usinagem	52
Figura 3.4 - Processos de usinagem simulados com a ajuda do software AdvantEdge: A) Torneamento; B) Furação; C) Fresamento tangencial; D) Fresamento plano frontal; E) Serramento; F) Rosqueamento (ADVANTEDGE USER’S MANUAL, 2017).....	55
Figura 3.5 - Esquema simplificado do método Lagrangiano (ARRAZOLA, PEDRO J.; ÖZEL, 2010, modificado).....	56
Figura 3.6 - Esquema de como novos elementos são gerados na malha adaptativa (BIL; KILIÇ; TEKKAYA, 2004, modificado)	56
Figura 4.1 - Modelo e algumas dimensões do macho de corte utilizado.....	65
Figura 4.2 - Corpo de prova utilizado.....	66
Figura 4.3 - Menu de seleção do tipo de processo de rosqueamento requerido pelo usuário ..	67
Figura 4.4 - Modelo gerado pelo software AdvantEdge	68
Figura 4.5 - Macho de corte simplificado: seccionado após a segunda carreira de dentes da sua parte cilíndrica.	69

Figura 4.6 - Modelo simplificado, gerado pelo software AdvantEdge	69
Figura 4.7 - Menu de seleção dos parâmetros de corte. Em destaque, a velocidade de rotação da ferramenta: 750 RPM	70
Figura 4.8 - Elemento finito tetraédrico com 4 nós (VENKATESHAN; SWAMINATHAN, 2014).....	71
Figura 4.9 - Menu de seleção dos parâmetros de malha para a ferramenta.....	72
Figura 4.10 - Menu de seleção dos parâmetros de malha para o corpo de prova.....	72
Figura 4.11 - Menu de seleção dos parâmetros de malha adaptativa no corpo de prova	73
Figura 4.12 - Método de reconstrução da malha	76
Figura 4.13 - Malha tetraédrica do corpo de prova	77
Figura 4.14 - Malha tetraédrica da ferramenta otimizada	77
Figura 4.15 - Ferramentas com diferentes ângulos de chanfro utilizadas: a) 20,5°; b) 10°; c) 7,5°; d) 6,5°; e) 5°; f) 3,5° e g) 3°.....	79
Figura 4.16 - Corpo de prova diferenciado utilizado apenas nos testes de variação do ângulo do chanfro das ferramentas.....	81
Figura 4.17 - Ferramentas utilizadas com: a) dois canais; b) três canais; c) quatro canais; d) cinco canais.....	81
Figura 4.18 - Ferramentas utilizadas com os seguintes alívios radiais: a) tipo con-excêntrico; b) na forma cônica; c) reto no filete; d) em forma de “V”; e) tipo excêntrico (ferramenta padrão); f) plano e g) tipo concêntrico (sem alívio radial)	82
Figura 4.19 - Vista em corte para os resultados de máxima energia de distorção (Von Mises)	83
Figura 4.20 - Vista em corte para os resultados de deformação plástica.....	84
Figura 4.21 - Vista em corte para os resultados de pressão.....	84
Figura 4.22 - Vista em corte para os resultados de taxa de deformação	84
Figura 4.23 - Vista em corte para os resultados de temperatura.....	85
Figura 4.24 - Sistemas de coordenadas utilizado	85

Figura 4.25 - Resultado bruto para força transversal na direção X	85
Figura 4.26 - Resultado bruto para força transversal na direção Y	86
Figura 4.27 - Resultado bruto para força axial na direção Z	86
Figura 4.28 - Resultado bruto para o torque	86
Figura 4.29 - Curva polinomial utilizada para ajuste dos pontos dos resultados relativos à força na direção Y para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta.....	87
Figura 4.30 - Curva polinomial utilizada para ajuste dos pontos dos resultados relativos à força na direção X para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta.....	88
Figura 4.31 - Curva polinomial utilizada para ajuste dos pontos dos resultados relativos à força na direção Z para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta.....	88
Figura 4.32 - Curva polinomial utilizada para ajuste dos pontos dos resultados relativos ao torque para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm /volta.....	89
Figura 5.1 - Resultados para a força na direção do avanço do teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta	91
Figura 5.2 - Resultados para o torque para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta	91
Figura 5.3 - Força axial máxima observada para cada passo utilizado	93
Figura 5.4 - Torque máximo observado para cada passo utilizado	94
Figura 5.5 - Vista em corte, sem a ferramenta, para o teste com passo 1,100 mm/volta	95
Figura 5.6 - Vista em corte, sem a ferramenta, para o teste com passo 0,900 mm/volta	96
Figura 5.7 - Força na direção do avanço para o teste de passo 0,900 mm/volta.	97
Figura 5.8 - Resultados de torque para as ferramentas com diferentes canais utilizadas.....	97
Figura 5.9 - Resultados de força axial para as ferramentas com diferentes canais utilizadas..	98
Figura 5.10 - Esquema do avanço por dente para a ferramenta com dois canais. É possível	

visualizar a contribuição por dente e por carreira, das três carreiras presentes na parte chanfrada do macho e que efetuam o corte da rosca	99
Figura 5.11 - Esquema do avanço por dente para a ferramenta com cinco canais. É possível visualizar a contribuição por dente e por carreira, das três carreiras presentes na parte chanfrada do macho e que efetuam o corte da rosca	100
Figura 5.12 - Resultados de força na direção do avanço para as ferramentas usadas	101
Figura 5.13 - Resultados de torque para as ferramentas usadas	102
Figura 5.14 - Resultado bruto para força axial para a ferramenta com 8 filetes na parte do chanfro	103
Figura 5.15 - Resultado bruto para força axial para a ferramenta com 10 filetes na parte do chanfro	103
Figura 5.16 - Torque para os diferentes tipos de alívio radial	104
Figura 5.17 - Força axial para os diferentes tipos de alívio radial	105
Figura 5.18 - Vista superior do resultado da simulação com a ferramenta com alívio reto na ranhura	105
Figura 5.19 - Vista superior do resultado da simulação com a ferramenta com alívio do tipo excêntrico	108
Figura 5.20 - Vista superior do resultado da simulação com a ferramenta com alívio do tipo concêntrico	108
Figura 5.21 - Força axial para as ferramentas com revestimento e sem revestimento	109
Figura 5.22 - Torque para as ferramentas com revestimento e sem revestimento	109
Figura 5.23 - Força axial para as ferramentas revestidas, sem revestimento e revestidas com coeficiente de atrito igual a 0,5	110
Figura 5.24 - Temperatura na ferramenta durante os testes com as ferramentas revestidas e sem revestimento	111

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Algumas propriedades de revestimentos usualmente usados nos machos de corte (MANUAL TÉCNICO - MACHOS - TAPS, 2002; STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).	23
Tabela 3.1 - Visão geral dos métodos numéricos aplicados à engenharia	50
Tabela 4.1 - Ângulos importantes do macho de corte base do trabalho	65
Tabela 4.2 - Dimensões do corpo de prova utilizado nos testes.....	66
Tabela 4.3 - Composição química do ferro fundido nodular "Nodular 4040" (ADVANTEDGE USER'S MANUAL, 2017).....	66
Tabela 4.4 - Composição química do aço rápido HSS-M2 (ASTM INTERNATIONAL STEEL STANDARDS, 2019).....	67
Tabela 4.5 - Propriedades mecânicas do aço HSS-M2 (ASTM INTERNATIONAL STEEL STANDARDS, 2019).....	67
Tabela 4.6 - Parâmetros de malha utilizados para a ferramenta	73
Tabela 4.7 - Parâmetros de malha utilizados para o corpo de prova	74
Tabela 4.8 - Parâmetros de malha adaptativa utilizados	74
Tabela 4.9 - Diferentes passos utilizados nos testes para estudo do erro de sincronismo	78
Tabela 4.10 - Informações acerca do ângulo de chanfro e da quantidade de filetes na região do chanfro das ferramentas utilizadas.	80
Tabela 4.11 - Dimensões do corpo de prova utilizado nos testes que variaram o ângulo do chanfro dos machos de corte empregados.	80
Tabela 5.1 - Informações gerais da simulação padrão.....	90
Tabela 5.2 - Força axial máxima observada no teste para cada tipo de alívio radial empregado	106

LISTA DE SÍMBOLOS

3D	Que possui três dimensões
a	Coefficiente de uma curva polinomial
c	Velocidade do som
C	Comprimento do chanfro do macho de corte
C_1	Constante de amortecimento
CAD	<i>Computer-aided drawing</i>
CBN	Nitreto cúbico de Boro
CrN	Nitreto de cromo
d	Diâmetro da ferramenta
dF_{ri}	Forças radiais elementares
dT_{ci}	Torques elementares
D	Diâmetro de um furo
D_a	Variável adimensional para armazenar o dano acumulado
DLC	Carbono tipo diamante
E	Módulo de elasticidade
EUA	Estados Unidos da América
f	Avanço
FEM	<i>Finite element method</i>
Fig	Figura
Fc	Força de corte
F _n	Força na direção normal da superfície
F _x	Força na direção do eixo X
F _y	Força na direção do eixo Y
F _z	Força na direção do eixo Z
g	Endurecimento advindo do encruamento
h	Altura do filete de rosca
HSS	<i>High Speed Steel</i> (aço rápido)
HSS-M	Aço rápido cujo principal elemento de liga é o Molibdênio
HSS-M2	Tipo de aço rápido cujo principal elemento de liga é o Molibdênio
HSS-P/M	Aço rápido produzido pela metalurgia do pó
HSS-T	Aço rápido cujo principal elemento de liga é o Tungstênio
L	Comprimento característico do menor elemento

$m_1; m_2$	Expoentes da sensibilidade à taxa de deformação.
M	Matriz de massa
M2	Rosca métrica com dois milímetros de diâmetro
M6	Rosca métrica com seis milímetros de diâmetro
M6x1	Rosca métrica com seis milímetros de diâmetro e passo de 1,0 mm
M8x1,25	Rosca métrica com oito milímetros de diâmetro e passo de 1,25 mm
M12	Rosca métrica com 12 milímetros de diâmetro
M_t	Momento torsor
MEF	Método dos elementos finitos
MoS2	Dissulfeto de molibdênio
n	Expoente de encruamento
Ni-P	Níquel-Fósforo
P	Passo da rosca
RAM	<i>Random access memory</i>
r_e	Braço do momento equivalente
RPM	Rotações por minuto
SiC	Carbeto de silicone
t_n	Passo de tempo qualquer n
t_{n+1}	Passo de tempo seguinte ao t_n
T	Temperatura
Tab	Tabela
T_{cut}	Limite de temperatura operacional do material
TiAlN	Nitreto de titânio alumínio
TiB2	Diboreto de titânio
TiCN	Carbonitreto de titânio
TiN	Nitreto de titânio
T_{melt}	Temperatura de fusão
u	Vetor deslocamento
\dot{u}	Vetor velocidade
\ddot{u}	Vetor aceleração
Vc	Velocidade de corte
WC/C	Carbono amorfo tipo diamante
Y	Ângulo de saída da ferramenta
z	Número de dentes necessários para usinar um filete completo

α_i	Ângulo local
Γ	Sensibilidade da taxa de deformação
δ	Ângulo da rosca
Δt_{crit}	Tempo crítico
$\Delta \varepsilon_i^p$	Incremento instantâneo de deformação
ε^p	Deformação plástica
ε_0^p	Deformação plástica de referência
ε_{cut}^p	Limite de resistência
ε_{fi}^p	Deformação instantânea limite para o colapso do material
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de deformação plástica
$\dot{\varepsilon}_0$	Taxa de deformação plástica de referência
$\dot{\varepsilon}_t$	Ponto de transição entre baixa e alta taxa de deformação
Θ	Perda de resistência do material pelas altas temperaturas
κ	Tensão de cisalhamento dinâmico
μ	Coefficiente de atrito
ξ	Cosseno do ângulo de chanfro
ρ	Densidade
σ	Tensão de fluxo
σ_0	Início da tensão de escoamento
ϕ	Ângulo de cisalhamento entre a ferramenta e a peça

SUMÁRIO

CAPÍTULO I : INTRODUÇÃO.....	1
1.1. Objetivo.....	2
1.2. Justificativa	2
CAPÍTULO II : REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1. Rosqueamento.....	4
2.2. Rosqueamento com macho de corte	5
2.3. Erro de Sincronismo	7
2.4. Macho de corte.....	8
2.5. Principais partes do macho	12
2.5.1. Canais.....	12
2.5.2. Região do chanfro	12
2.5.3. Ângulo de saída.....	14
2.5.4. Detalhonamento	15
2.6. Tipos de macho de corte	18
2.6.1. Outras geometrias de macho.....	20
2.7. Materiais da ferramenta	22
2.8. Revestimento dos machos de corte	22
2.9. Forças de usinagem.....	25
2.9.1. Outros fatores que influenciam as forças: Geometria da ferramenta	29
2.9.2. Outros fatores que influenciam as forças: erro de sincronismo	29
2.9.3. Outros fatores que influenciam as forças: Revestimento da ferramenta	31
2.10. Torque.....	32
2.10.1. Outros fatores que influenciam o torque: Vida da ferramenta.....	34
2.10.2. Outros fatores que influenciam o torque: Características da máquina.....	35
2.10.3. Outros fatores que influenciam o torque: Revestimento da ferramenta	36

2.10.4. Outros fatores que influenciam o torque: Geometria da ferramenta.....	37
2.11. Modelos matemáticos – Rosqueamento interno	39
CAPÍTULO III : ELEMENTOS FINITOS	49
3.1. Malha	51
3.2. Algoritmos explícitos.....	53
3.2.1. Solução por integração explícita no tempo.....	53
3.3. AdvantEdge.....	55
3.4. Método Lagrangiano.....	55
3.5. Modelo Constitutivo	57
3.6. Contato.....	59
3.7. Simulação utilizando o software AdvantEdge	60
CAPÍTULO IV : METODOLOGIA.....	64
4.1. Obtenção do modelo em elementos finitos	64
4.2. Preparação do modelo em elementos finitos	69
4.3. Parâmetros de corte.....	70
4.4. Malha	71
4.5. Testes realizados	77
4.5.1. Testes para o estudo do erro de sincronismo.....	78
4.5.2. Variação do ângulo de chanfro.....	79
4.5.3. Alteração do número de canais.....	81
4.5.4. Testes quanto ao tipo de detalonamento	82
4.5.5. Alteração do tipo de revestimento.....	82
4.6. Visualização dos resultados via Tecplot	83
CAPÍTULO V : RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	90
5.1. Teste para o modelo final idealizado	90
5.2. Testes para o estudo do erro de sincronismo;	92
5.3. Alteração do número de canais	97

5.4.	Variação do ângulo de chanfro;	100
5.5.	Testes quanto ao tipo de detalonamento	104
5.6.	Alteração do tipo de revestimento	109
CAPÍTULO VI : CONCLUSÕES.....		112
CAPÍTULO VII : SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS		114
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS		115

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A normatização de roscas e parafusos foi um marco na evolução da indústria em meados do século XIX. Por pressão da recente indústria automobilística, os governos começaram a definir, dentro de suas fronteiras, as normas para a fabricação das roscas, sendo as mais importantes na Inglaterra, com o padrão Whitworth e nos EUA, com o padrão Sellers (BURGESS; PECK, 1928). Já naquela época, os engenheiros percebiam as vantagens das juntas roscadas, como a fácil manutenção, rápida substituição de componentes defeituosos e capacidade de intercambialidade de novas peças, apenas retirando e recolocando os parafusos fixadores, além de serem juntas extremamente rígidas e fortes (FROMENTIN *et al.*, 2005).

A necessidade de se produzir roscas que servissem para diversas aplicações Mundo afora se tornou evidente e a padronização do perfil de rosca se tornou necessário (BURGESS; PECK, 1928). A norma de rosca American National (unificada) foi então aprovada nos Estados Unidos e Grã-Bretanha para uso em produtos roscados padronizados (BUDYNAS; NISBETT, 2011).

O processo de fabricação mais usado para a abertura de roscas em furos é o rosqueamento interno com macho de corte. Este é um processo muito complexo pois envolve a ação simultânea das arestas de corte da ferramenta, e essa, ainda, tem que efetuar em sincronia, os movimentos de rotação e de avanço.

Um dos maiores problemas dessa operação é a quebra da ferramenta devido ao torque excessivo. O rosqueamento é, em sua maioria, um dos últimos processos de usinagem que são

efetuados em uma peça semi-acabada, e assim, a quebra da ferramenta dentro de um furo, seria muito dispendioso, pois essa peça já possui um grande valor agregado a ela (ARMAREGO; CHEN, 2002). Esse tipo de falha pode levar ao descarte dessa peça ou ainda gerar um tempo indesejado para se retirar a ferramenta que falhou de dentro do furo (CAO; SUTHERLAND, 2002).

O projeto dos machos e suas especificações não são muito divulgadas pois as empresas que manufaturam as ferramentas não compartilham esse tipo de informação, o que torna difícil o estudo da geometria dessas ferramentas (CHEN; SMITH, 2010). Sabe-se que a parte de maior interesse do macho de corte encontra-se na região de seu chanfro, nas regiões vizinhas às arestas de corte. Segundo Agapiou, 1994 os parâmetros mais importantes na geometria do macho são: o comprimento do seu chanfro, o número de arestas de corte no chanfro, o número de canais, o ângulo de saída e o ângulo de hélice (quando houver canais helicoidais), além do passo dos seus filetes e do diâmetro da ferramenta.

O estudo experimental do processo de rosqueamento interno utilizando um macho de corte não esclarece muitas dúvidas sobre os mecanismos do processo, e assim, vê-se a necessidade de se utilizar outras ferramentas para estudá-lo. Um modelo utilizando a técnica dos elementos finitos seria de grande valia para isso, gerando novas possibilidades para se entender melhor as características do processo, assim como detalhes da ferramenta utilizada (CAO; SUTHERLAND, 2002).

1.1. Objetivo

O processo de rosqueamento interno com macho de corte é bastante complexo, muito por conta de sua ferramenta e do movimento relativo que ocorre entre ela e o corpo de prova. Pensando nisso, este trabalho tem como objetivo principal estudar esse processo de maneira diferente da convencional, propondo um modelo tridimensional do macho de corte para simular essa operação, utilizando-se do método dos elementos finitos para resolvê-lo. Adicionalmente, tem-se como propósito aprender sobre as peculiaridades do rosqueamento interno e características pouco estudadas da geometria do macho.

1.2. Justificativa

Simulações computacionais utilizando modelos mecanicistas e térmicos de processos de usinagem provaram ser úteis em prever os seus comportamentos mecânicos. Num futuro próximo, para alcançar a qualidade que a indústria necessita, as empresas deverão utilizar de todos os mecanismos computacionais de simulação disponíveis para melhorar o seu produto (GRZESIK, 2008).

No rosqueamento interno com macho de corte, as simulações possuem grandes desafios, já que o torque, uma das principais variáveis do processo, é produzido por toda a região do chanfro da ferramenta. Assim, é complicado simplificar essa operação em um modelo bidimensional. Pensando nisso, simulações deste processo devem ser realizadas em um ambiente tridimensional (OEZKAYA; BIERMANN, 2017).

O estudo de processos que utilizam uma ferramenta de geometria complexa, o caso do rosqueamento interno, pode ser facilitado através de métodos numéricos de simulação, como o dos elementos finitos. Através de um modelo do macho de corte, pode-se estudar com maior facilidade alguns aspectos de sua geometria (MARUSICH; ORTIZ, 1995), como o ângulo de folga no chanfro, pouco estudada pelos pesquisadores (CHEN; SMITH, 2010).

Não há, no Brasil, nenhum tipo de trabalho em usinagem que proponha um modelo tridimensional, utilizando o MEF, para se estudar algum processo de usinagem complexo. Por isso, pensando em âmbito nacional, esse trabalho poderia adicionar bastante conhecimento a área.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Rosqueamento

O rosqueamento é o processo mecânico, de usinagem ou conformação, destinado à obtenção de filetes, por meio da abertura de um ou vários sulcos helicoidais de passo uniforme, em superfícies cilíndricas ou cônicas de revolução. Este processo envolve movimentos relativos de rotação e avanço entre a peça e a ferramenta, onde uma delas gira enquanto a outra se desloca, simultaneamente, segundo uma trajetória retilínea paralela ou inclinada em relação ao eixo de rotação, ou apenas uma delas executa os dois movimentos, ou seja, gira e avança, enquanto a outra fica parada (FERRARESI, 1970).

A abertura de roscas é uma operação bastante diversificada e que pode ser realizada com o uso de dispositivos manuais (cossinetes) ou por meio de máquinas ferramentas (tornos, fresadoras e centros de usinagem). O rosqueamento pode ser externo ou interno. Roscas externas podem ser produzidas por cossinetes ou ferramentas de perfil único ou múltiplo (MACHADO *et al.*, 2015). Já as roscas internas são comumente produzidas utilizando machos ou através do fresamento (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

As roscas estão presentes em vários equipamentos, inclusive naqueles de uso diário, tanto internamente a um furo como de maneira externa, em superfícies cilíndricas (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016). As juntas roscadas representam, ainda hoje, um dos métodos mais usados

para se unir elementos. Além de ser um importante meio fixador, as roscas ainda podem transmitir potência através do parafuso de potência, que transforma o movimento angular em movimento linear. Esse mecanismo é muito usado para aplicar o avanço em tornos mecânicos (FERRARESI, 1970).

O método para a obtenção de roscas internas mais usado na indústria é o rosqueamento interno com um macho. Essa, é a maneira mais usual de se produzir roscas internas em furos pequenos, por exemplo, o que ainda é um grande desafio (WAN *et al.*, 2017).

2.2. Rosqueamento com macho de corte

O rosqueamento interno com macho de corte é um dos processos mais complexos que existem na usinagem. Mesmo a baixas velocidades de corte é uma operação muito rápida e que existem diversos fatores complicadores (PEREIRA, 2014). Ela tem o objetivo de produzir filetes de rosca, internamente a um furo, com a remoção de material deste furo, que possui diâmetro menor que o da ferramenta.

As juntas roscadas são amplamente empregadas na engenharia, sendo utilizadas em 60 a 80 % de todas as junções presentes em instrumentos e equipamentos da engenharia mecânica. A capacidade de trabalho deste tipo de conexão é determinada pela qualidade do seu filete interno que, por sua vez, depende das características da ferramenta, das condições e parâmetros de corte, tipo de fluido de corte utilizado, dentre outros fatores (BRATAN *et al.*, 2016).

O processo de rosqueamento interno com macho de corte pode ser descrito da seguinte maneira: a ferramenta inicia sua rotação, acelerando em direção ao pré-furo; o movimento de avanço e rotação, imprimidos pela máquina, devem ser sincronizados com precisão; no início do corte, essa rotação é constante, até que há uma desaceleração, ao chegar próximo do fim do corte da rosca; quando a operação termina, a ferramenta para por alguns instantes e, dessa forma, há uma inversão do seu sentido de giro; então, à uma rotação constante, a ferramenta sai do furo recém usinado (AHN *et al.*, 2003). O processo pode ser melhor entendido através da Fig. 2.1.

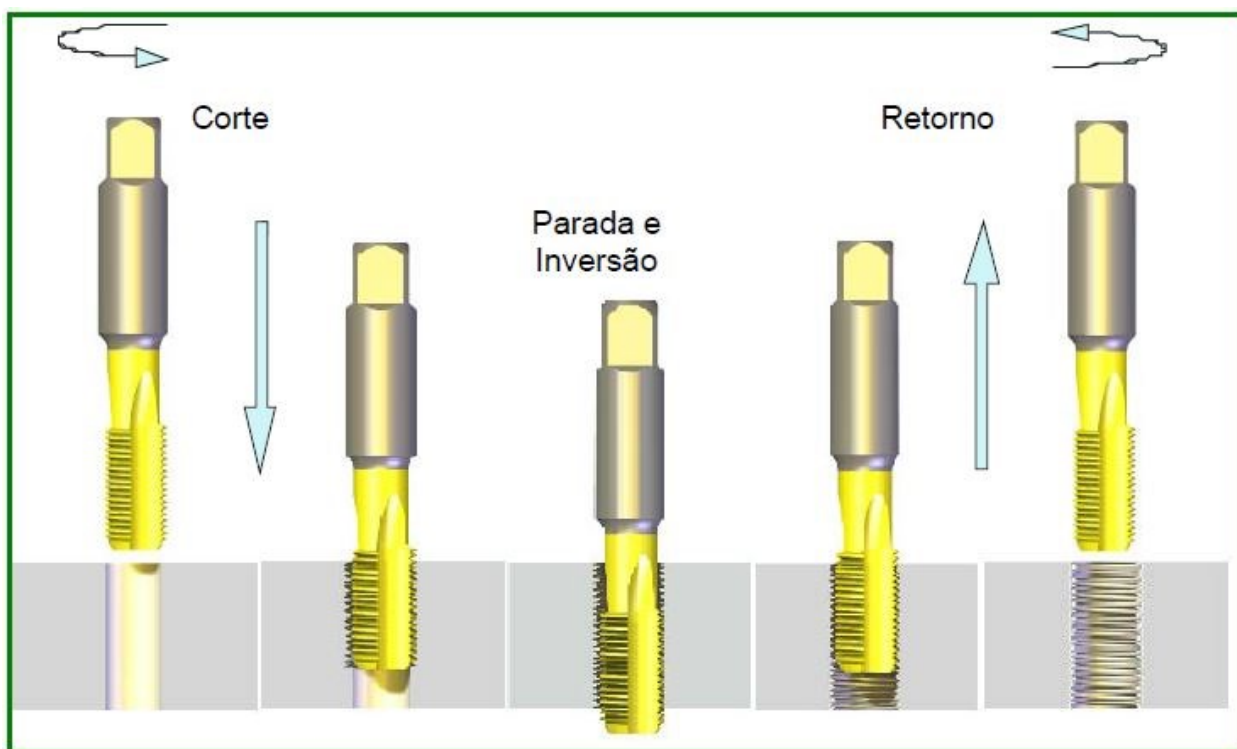


Figura 2.1 - Esquema mostrando a operação de rosqueamento interno com macho de corte (DA MOTA, 2006).

As roscas internas podem ser fabricadas em furos cegos (com comprimento menor que a altura da peça) ou furos passantes. Para os furos cegos é necessária uma maior atenção com o comprimento a ser roscado. Um cálculo errado pode causar problemas na operação, como a colisão da ferramenta no fundo do furo, o que pode gerar uma falha catastrófica da mesma. O tipo de furo interfere na escolha do tipo de macho a ser usado. Além disso, o diâmetro do pré-furo é um fator que influencia diretamente no processo de rosqueamento, visto que ele determinará o tamanho do filete de rosca e a quantidade de material que deve ser removido pela ferramenta (CONRAD, 1985).

O rosqueamento com macho de corte se difere dos outros processos convencionais de usinagem, como o torneamento, fresamento e furação devido à complexa ferramenta utilizada neste processo. Ela possui múltiplas arestas de corte, que, vão removendo material a partir de seu engajamento no furo, com o avanço do macho (OEZKAYA; BIERMANN, 2018).

Dentro deste contexto, esse é um processo de usinagem que merece uma atenção especial, pois normalmente é um dos últimos realizados sobre a peça que está sendo fabricada, e que, portanto, já possui um alto valor agregado (FROMENTIN *et al.*, 2005). É um processo influenciado por vários fatores, como: condições de corte, comprimento roscado (PEREIRA, 2014), geometria da ferramenta, material da peça, maquinário empregado (problemas

operacionais como desalinhamento entre a ferramenta e o furo e erro síncrono entre o movimento rotacional e de avanço do macho de corte) e utilização ou não de um fluido de corte (pode gerar má lubrificação na interface ferramenta-peça).

Qualquer decisão operacional equivocada pode levar a um desgaste excessivo do macho o que, na melhor das hipóteses, pode gerar um rosqueamento fora da tolerância requerida, e, na pior, a quebra da ferramenta dentro do furo e o descarte da peça (DA MOTA, 2006).

2.3. Erro de Sincronismo

Durante a usinagem dos filetes da rosca, o corte ocorre na parte chanfrada do macho, que gira em torno do próprio eixo e avança, com o valor do passo da rosca que se quer produzir. Dessa forma, há a necessidade de um rígido e preciso sistema CNC da máquina para produzir esse movimento síncrono (ARMAREGO; CHEN, 2002).

A necessidade de se aumentar a produtividade na indústria também atingiu o processo de rosqueamento interno, exigindo-se aumentar a sua velocidade de corte. A característica de se acelerar e desacelerar os eixos motores das máquinas de comando numérico passou a ser uma importante característica da operação, que é muito rápida por si só (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Agapiou (1994) percebeu que a máquina, ao efetuar a operação de rosqueamento em altas rotações (9000 rpm), passava mais tempo desacelerando a ferramenta do que em corte à velocidade constante. Ainda, o autor percebeu que ao se aumentar a rotação da máquina de 3000 rpm para 9000 rpm houve uma diminuição de apenas 37 % no tempo total de operação. Esse acréscimo na velocidade de corte aumentou drasticamente as forças de avanço na operação pois os eixos da máquina ferramenta tiveram maior dificuldade de sincronizar o avanço da ferramenta com sua velocidade de rotação.

O erro de sincronismo, portanto, é uma característica presente em todas as operações de rosqueamento interno utilizando um macho máquina (WAN *et al.*, 2017b) e, dependendo da qualidade do maquinário utilizado, ele pode acontecer em maior ou menor grau. Essa incompatibilidade dos movimentos de avanço e de rotação pode ocorrer de duas maneiras: a ferramenta pode avançar menos que o necessário, gerando uma força que "puxa" a peça, tentando levá-la; ou, a ferramenta pode avançar mais que o necessário, gerando uma força que tenta empurrar a peça na mesa da máquina.

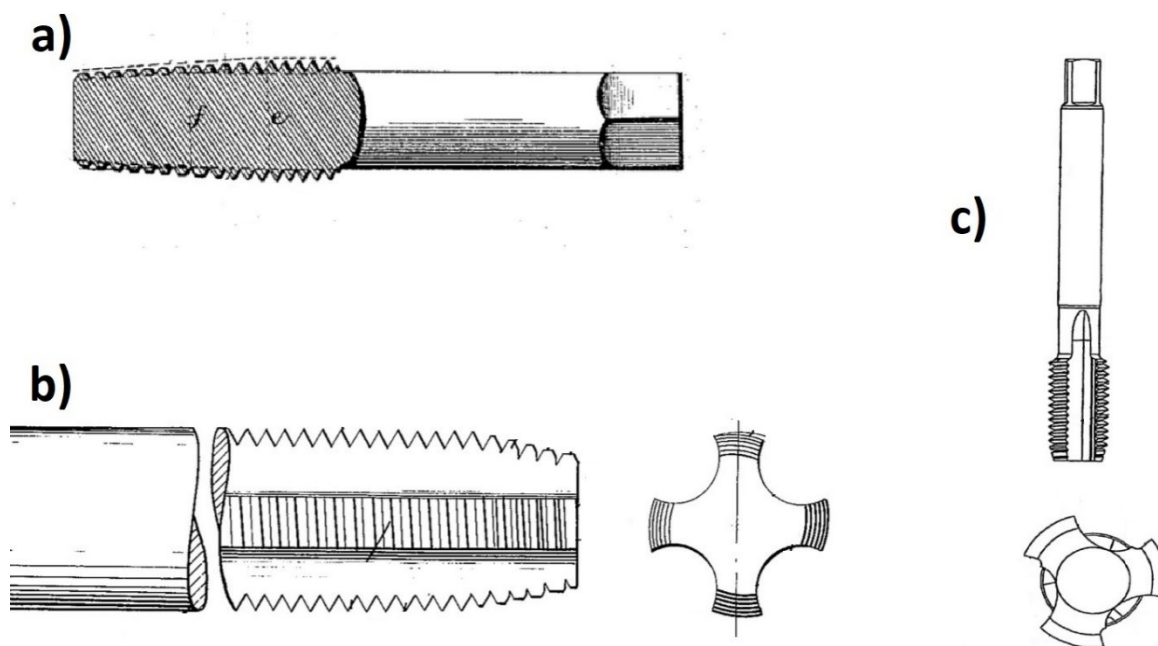


Figura 2.3 – Diferentes projetos de patentes de machos de corte ao longo dos anos: a) Macho de corte idealizado por JONES, 1890; b) Macho de corte idealizado por VAN VLEET, 1965 e por c) Macho de corte idealizado por OKNESTAM; ZIVKOVIC, 2009

Os machos de corte são ferramentas de múltiplo corte específicas para a execução de roscas internas (DA MOTA, 2006). Essa sofisticada ferramenta possui filetes externos e rasgos longitudinais, originando daí o aparecimento de arestas cortantes e sulcos necessários à saída dos cavacos (FREIRE, 1978).

Os filetes da parte chanfrada do macho são os responsáveis pelo corte dos filetes de rosca. O primeiro filete de rosca é formado após a total imersão da parte chanfrada da ferramenta no furo, mais a primeira carreira de arestas de cortes posteriores a essa região (BEZERRA, 2003; REIS, 2004) como mostrado na Fig. 2.4. Dessa forma, é possível notar que todo o trabalho de usinagem é feito por partes, pois cada dente da região cônica do macho contribui cortando uma parte do filete de rosca (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

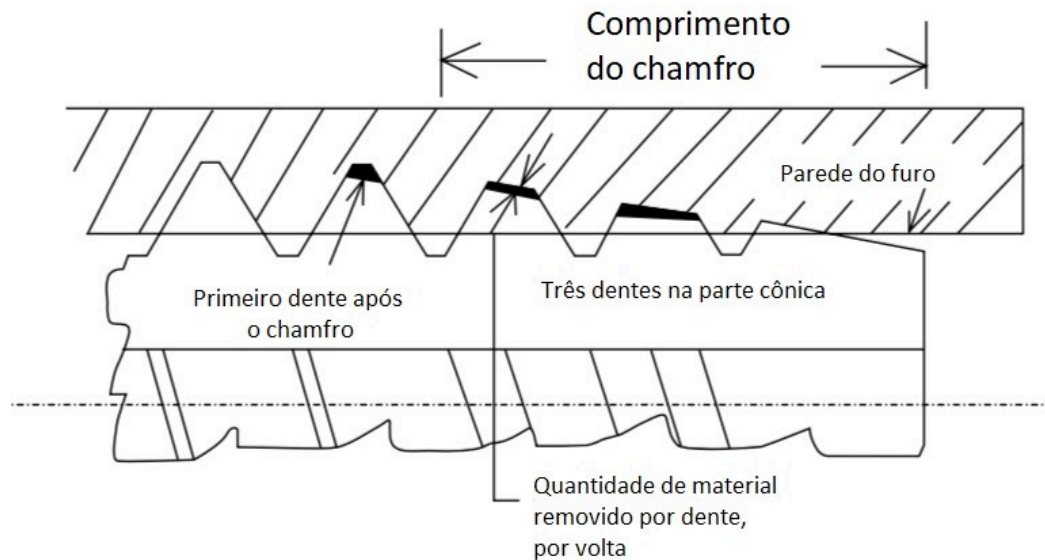


Figura 2.4 - Mecanismo de corte dos filetes da rosca pelos dentes na parte cônica do macho de corte (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016, modificado)

Na Figura 2.5, um macho de corte com três filetes de rosca na sua parte cônica e três canais foi usado para mostrar como cada aresta de corte da região do chanfro da ferramenta produz um filete de rosca. A ferramenta necessita girar três vezes de forma completa para formar esse filete, e o avanço por dente da ferramenta está destacado, mostrando a quantidade de material que cada uma dessas arestas (9), remove na operação.

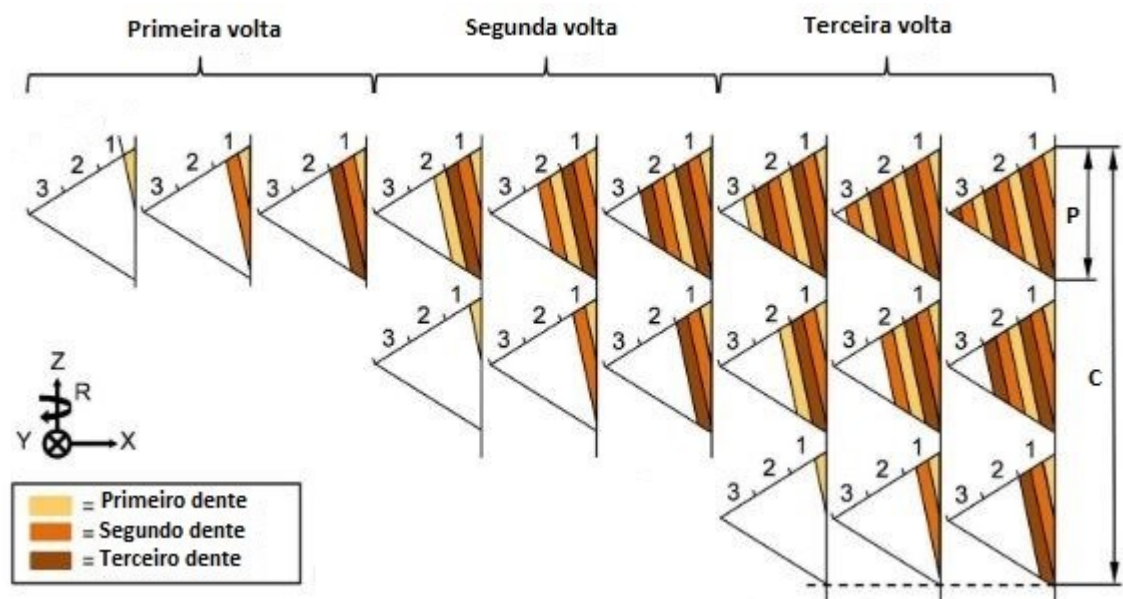


Figura 2.5 - Esquema da formação do primeiro filete de rosca em um furo. P é o passo da ferramenta e C é o comprimento do chanfro da ferramenta (OEZKAYA; BIERMANN, 2017, modificado).

A geometria de um macho de corte pode ser melhor visualizada na Fig. 2.6.

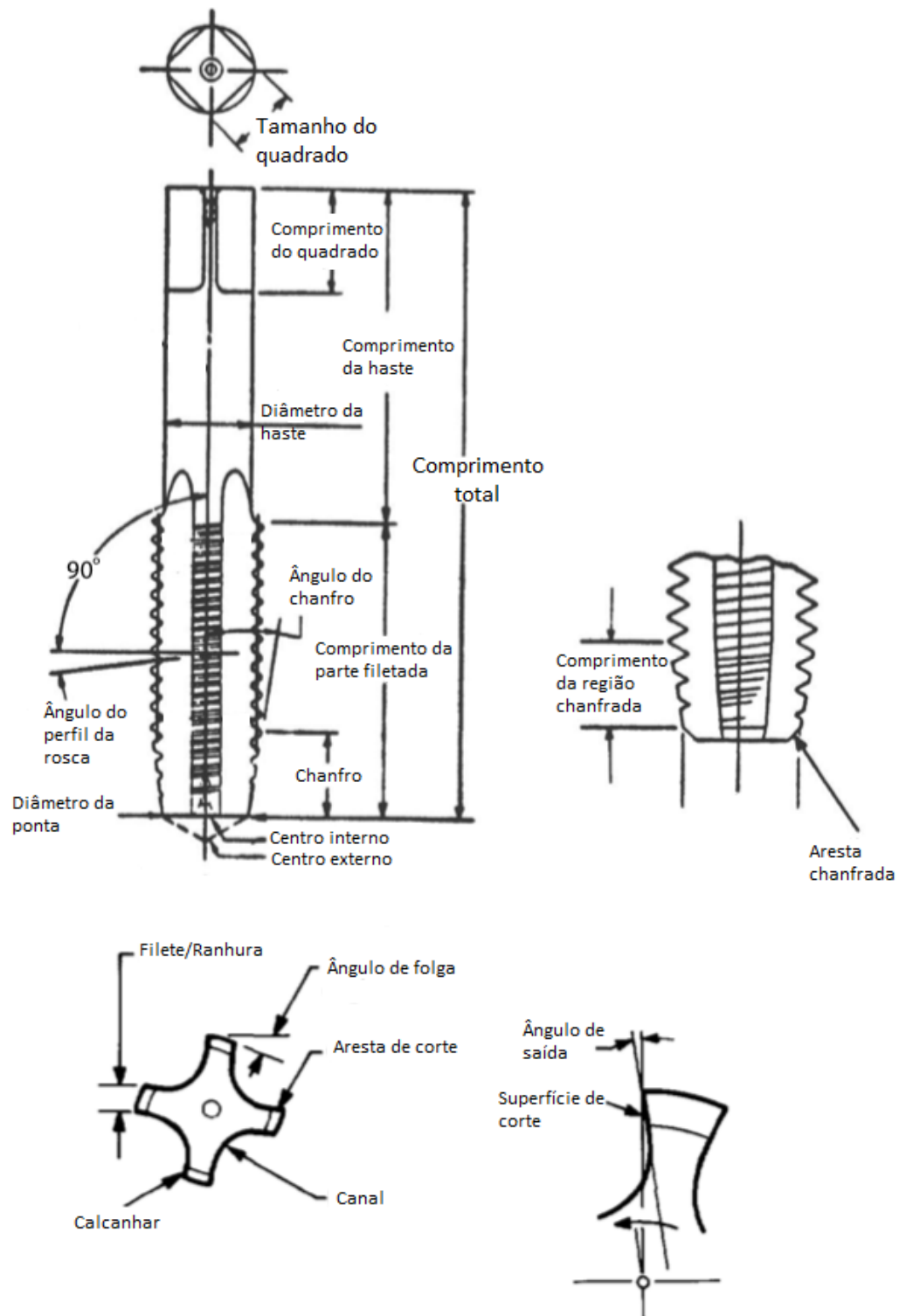


Figura 2.6 – Desenho de um macho de corte e algumas de suas denominações (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016, modificada).

2.5. Principais partes do macho

2.5.1. Canais

Os canais da ferramenta são as ranhuras longitudinais executadas no macho para criar as arestas de corte no perfil da rosca e prover espaço para os cavacos e passagem para o fluido de corte (STEMMER, 1992).

Os machos de corte possuem canais por três razões principais: proporcionar arestas de corte, folga para saída dos cavacos e conduzir fluido para a região de corte. Esses canais podem ser de dois tipos: retos ou helicoidais (CONRAD, 1985). Canais semicirculares são usados em alguns casos, mas é vantajoso o emprego de formas assimétricas, para dar mais espaço para os cavacos, sem reduzir a seção do núcleo (STEMMER, 1992).

Um macho de quatro canais remove cerca de 20 % a menos de cavaco por canal, se comparado a um macho de 3 canais. Um maior número de canais demanda uma ferramenta com um núcleo maior, menor comprimento da nervura e menor espaço para o cavaco no canal, o que aumenta a chance de entupimento no mesmo, podendo levar a uma falha catastrófica (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

A quantidade de canais necessários na ferramenta está intimamente ligada ao tipo de material que se está usinando. Materiais dúcteis, com dureza até 55 HRC, tendem a produzir cavacos longos, e, deste modo, utiliza-se machos com três ou dois canais. Para materiais com formação de cavacos curtos, que são normalmente frágeis, pode-se usar mais canais no macho de corte, chegando usualmente até a 5 (BEZERRA, 2003).

O tipo de furo também é um fator importante na decisão do número de canais no macho de corte. Furos mais profundos demandam uma ferramenta com mais espaço para expulsar o cavaco, principalmente se o furo for cego. Neste caso, um macho com canais mais profundos (menor número de canais) é mais indicado. Para furos cegos e profundos na usinagem de metais, o mais adequado são machos com canais helicoidais, que forçam o cavaco para fora do furo (CONRAD, 1985).

Uma escolha errada do número de canais na ferramenta pode gerar um acúmulo de cavacos nos mesmos, o que gera um aumento da energia necessária para o corte, o que pode levar a uma falha da ferramenta (CONRAD, 1985).

2.5.2. Região do chanfro

O chanfro da ferramenta é a retificação cônica dos filetes na parte frontal do macho, pela remoção das cristas e detalonagem dos primeiros dentes, com o objetivo de distribuir a ação de corte entre vários dentes. O comprimento do chanfro é um importante parâmetro geométrico para os machos de corte e quem o determina é o ângulo de chanfro (STEMMER, 1992).

O ângulo de chanfro é formado entre a entrada e o eixo do macho, medido em um plano axial, junto ao gume. Ele tem a função de subdividir a operação de corte da rosca entre um maior número de filetes. O diâmetro de entrada da ferramenta deve ser um pouco menor que o diâmetro interno da rosca, para evitar que o macho se choque bruscamente com a borda de entrada do furo ao passar por ele (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Outro ângulo importante na região chanfrada é o ângulo de folga (incidência) no chanfro. Ele é o complemento do ângulo formado entre a tangente à superfície de incidência, em um ponto do gume e uma linha radial passando pelo mesmo ponto. O ângulo de folga no chanfro é essencial para o corte da rosca e ele é usualmente de 10° para a maioria dos materiais e 8° para o aço inox e ferro fundido nodular (STEMMER, 1992).

O comprimento do chanfro está intimamente ligado ao avanço por dente da ferramenta. Outro parâmetro importante, que também é dependente do comprimento do chanfro é a quantidade de material removido por dente (CONRAD, 1985).

Existem três tamanhos de chanfro para machos de corte:

1- Chanfro curto (Bottoming) - Neste tipo de chanfro existem apenas de um a dois filetes de rosca, o que implica um grande avanço por dente, gerando uma grande carga para cada aresta de corte (STEMMER, 1992). Ele é usado, normalmente, para furos cegos (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

2- Chanfro médio (Plug) - Esse tipo de chanfro é o mais comum, possuindo de três a cinco filetes de rosca. Ele é usado para furos passantes, na maioria dos materiais, utilizando velocidades padrão ou mais alta (STEMMER, 1992).

3- Chanfro longo (Taper) - Esse chanfro possui entre oito e onze filetes de rosca. Ele é usado em materiais de difícil usinagem, já que seu avanço por dente é menor, e as cargas são menores e melhores distribuídas entre as arestas de corte. Esse tipo de macho também é usado para operações de acabamento, e, podem ser adaptados para serem usados com uma maior velocidade de corte em materiais de difícil usinagem como superligas e aços inoxidáveis (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Na Figura 2.7, a seguir, são mostrados esses diferentes tipos de chanfro, comparativamente.

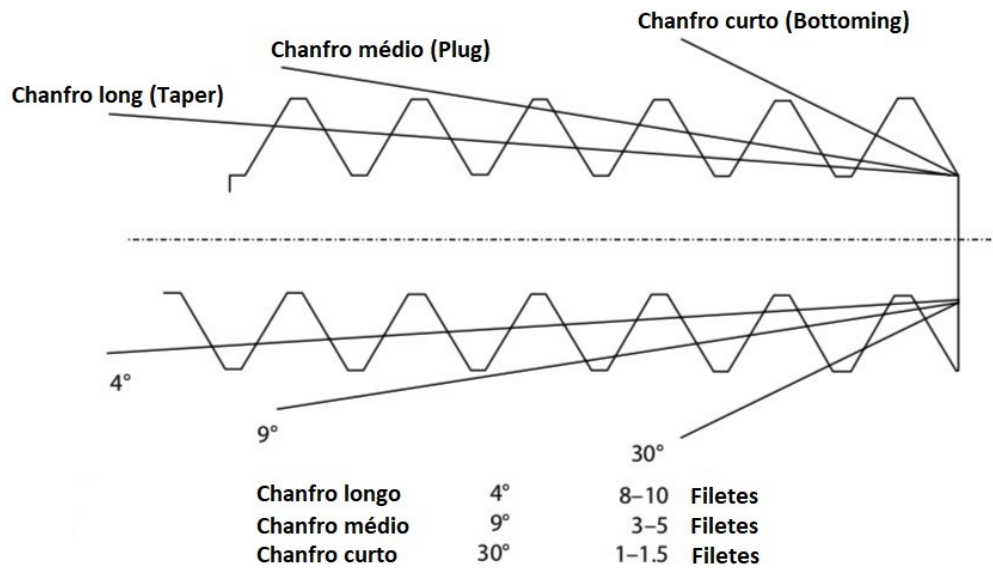


Figura 2.7 - Tipos de comprimento de chanfro dos machos de corte (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016, modificado).

2.5.3. Ângulo de saída

O ângulo de saída é o ângulo entre a tangente à superfície de saída e uma linha radial, a partir da crista dos filetes, na aresta de corte (STEMMER, 1992).

O ângulo de saída que interessa no processo de rosqueamento é o ângulo de saída no chanfro do macho de corte, que determina a facilidade de formação do cavaco (STEMMER, 1992), e ele, deve ser escolhido de acordo com o material que se quer usinar.

Os tipos de ângulo de saída mais utilizados nos machos podem ser vistos na Fig. 2.8.

Um ângulo de saída positivo é melhor para materiais menos duros e dúcteis, além de reduzir o torque do processo. Porém, ângulos de saída muito positivos tendem a fragilizar a aresta de corte, o que pode ocasionar em falhas e desgastes mais acentuados nessas arestas (STEMMER, 1992).

Ângulos de saída iguais a zero ou negativos são usados para materiais duros e frágeis, pois geram arestas de corte mais robustas, o que previne seu lascamento, que, geralmente, ocorre na fase de retorno do macho (SMITH, 2008; STEMMER, 1992; STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

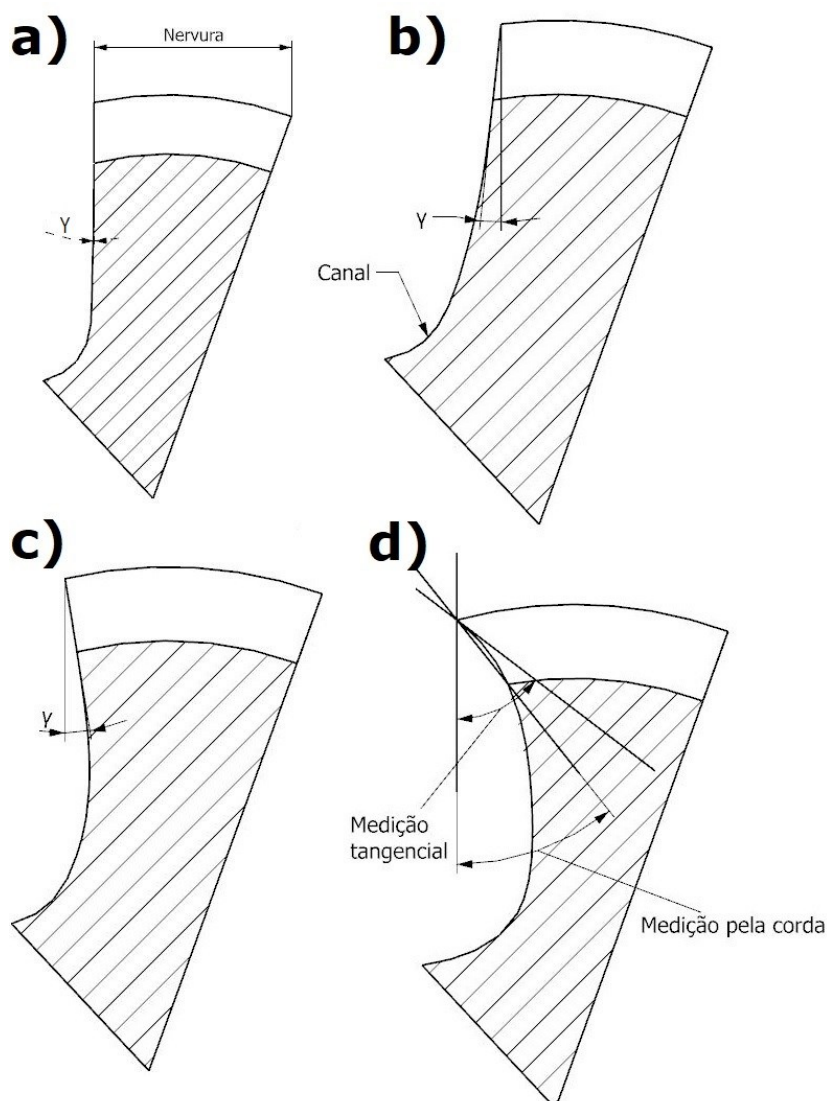


Figura 2.8 - Tipos de ângulo de saída nos machos de corte: a) ângulo de 0° ; b) ângulo negativo; c) ângulo positivo e d) ângulo muito positivo

2.5.4. Detalonamento

O detalonamento é o procedimento utilizado para se criar um ângulo de incidência na nervura do macho de corte. Essa incidência nada mais é que a remoção de material atrás do gume para gerar espaço livre entre a parte a ser roscada e a nervura do macho (STEMMER, 1992).

A detalonagem, normalmente, é muito pequena, da ordem de centésimos de milímetros, suficientes para reduzir a área de contato e, conseqüentemente, o atrito entre a ferramenta e a rosca cortada. O tamanho da rosca produzida e sua qualidade são fatores afetados pelo tamanho dessa incidência (STEMMER, 1992).

Existem vários tipos de incidência radial na nervura do macho de corte. As mais

importantes são listadas a seguir:

Uma incidência concêntrica, como na Fig.2.9, significa que não há detalonamento, portanto, não há folga radial na ferramenta. Esse tipo geometria é usado para materiais de fácil usinagem.

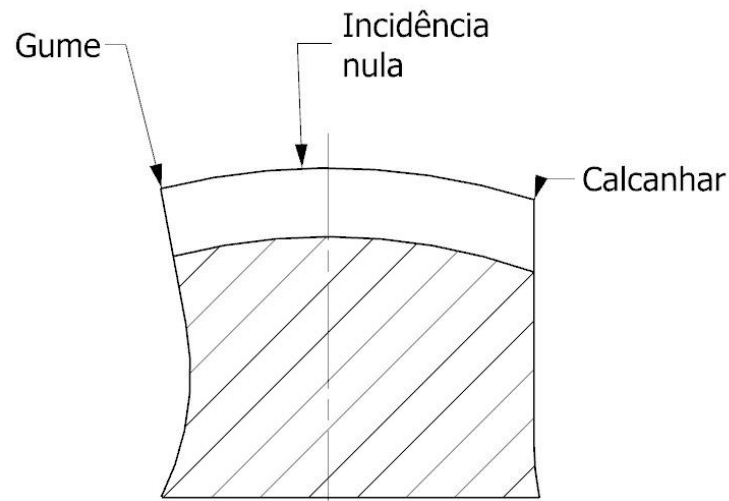


Figura 2.9 - Folga radial do tipo concêntrica.

Uma incidência excêntrica, Fig. 2.10, ocorre quando o detalonamento vai do gume da nervura até seu calcanhar. Esse alívio tende a cortar roscas superdimensionadas e é usada para materiais de difícil usinagem.

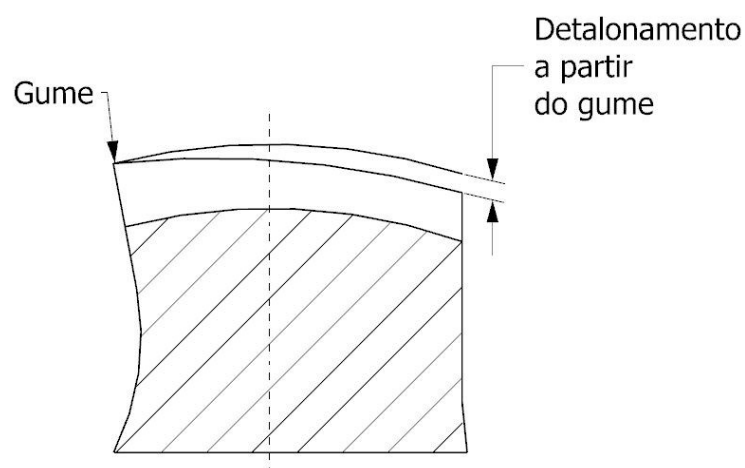


Figura 2.10 - Folga radial do tipo excêntrica.

Uma incidência cên-excêntrica, Fig.2.11, é uma combinação das duas anteriores. A primeira terça parte do detalonado tem um alívio concêntrico, enquanto o restante da nervura possui um alívio excêntrico. Este design garante sustentação suficiente para a ferramenta

garantir uma dimensão adequada para a rosca, além de evitar esforços desnecessários.

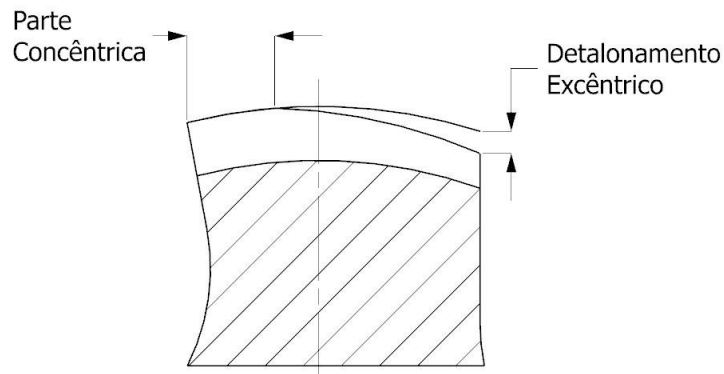


Figura 2.11 - Folga radial do tipo cônica-excêntrica

Existem, ainda, outras formas de se imprimir um alívio na nervura do macho de corte e elas podem ser vistas na Fig. 2.12. (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016) .



Figura 2.12 - Outros tipos de alívio radial que podem ser aplicados nas nervuras dos machos de corte (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016, modificado).

Alívio plano na ranhura reduz gradualmente a crista da nervura, localizada entre a aresta de corte e o seu calcanhar de modo que não há contato entre a crista do filete e o furo (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Alívio de forma côncava no filete do macho: é similar ao alívio plano, porém, forma um entalhe no centro da nervura, tirando sua crista e diminuindo o atrito do filete da ferramenta com o interior do furo (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Alívio central: Esse tipo de alívio possui um entalhe de design mais profundo e maior que

o alívio de forma cônica. Ele é melhor pois ajuda a diminuir mais o atrito da ferramenta com o furo e facilita a chega do fluido de corte nas arestas de corte (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016) .

Entalhe em forma de “V”: Neste tipo de alívio, um entalhe em forma de V é feito na região central do filete da ferramenta. Isso é feito pensando-se em diminuir a crista da nervura, gerando um menor atrito na região (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016) .

Alívio reto na nervura: Esse tipo de folga é feito através de um corte reto, a partir de uma distância da aresta de corte, e diminui gradativamente a altura da crista do filete, até uma certa distância do calcanhar deste mesmo filete (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016) .

Dogra; Devor; Kapoor (2002) propuseram um novo estilo de folga nos dentes do macho de corte, a fim de minimizar o erro de sincronismo. Este alívio, nos flancos dos dentes, serve não só para aplicar uma folga radial, como também uma nos flancos, o que diminui o atrito entre a ferramenta de corte e os filetes de rosca. Esse design está representado na Fig. 2.13

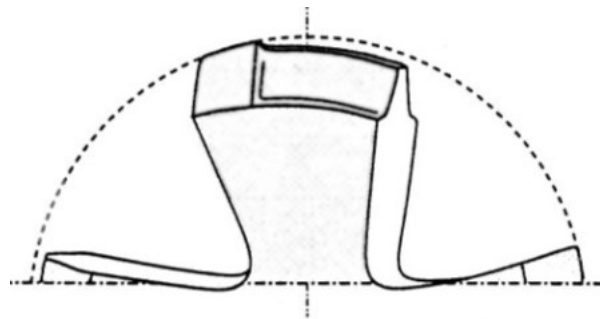


Figura 2.13 - Novo tipo de folga na nervura do macho de corte (DOGRA, *et al.*, 2002).

2.6. Tipos de macho de corte

Os machos de corte podem ser divididos em três tipos básicos, como pode ser observado na Fig. 2.13, que são os tipos mais usuais dessa ferramenta:

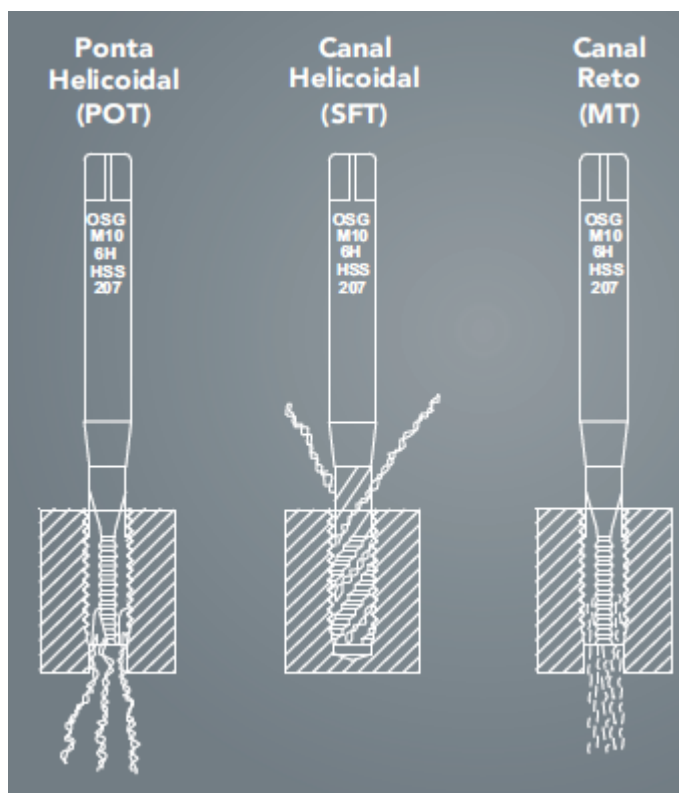


Figura 2.14 - Tipos convencionais de machos de corte (MANUAL TÉCNICO - MACHOS - TAPS, 2002).

Canais retos: Os machos de canais retos são os que possuem geometria mais simples e são amplamente utilizados. Podem ser aplicados em furos passantes (preferencialmente) ou cegos. Possuem arestas de corte mais resistentes e são mais fáceis de serem afiados novamente (STEMMER, 1992). Sua aplicação é mais usual em materiais frágeis que produzem cavaco curto (MANUAL TÉCNICO - MACHOS - TAPS, 2002).

Macho com a ponta helicoidal: Machos com a ponta helicoidal são usados para gerar uma superfície de saída positiva na superfície secundária de folga, presente ao longo do canal da ferramenta. Esse tipo de macho expelle o cavaco na direção de seu avanço, e assim, são ideais para furos passantes de materiais dúcteis. Além disso, esse tipo de geometria mantém o canal do macho limpo, proporcionando boa lubrificação por meio do uso de fluidos de corte, e evitando que cavacos fiquem presos nos canais e entre as arestas de corte da ferramenta, durante as fases de corte e retorno da operação (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Canais helicoidais: Machos com canais helicoidais possuem esse formato para tirar o cavaco de dentro dos furos cegos, resultando em sua rápida remoção e menos casos de entupimento dos canais. Esse tipo de canal reduz os casos de quebra nos machos. Ferramentas deste tipo que possuem muitos dentes na parte chanfrada podem sofrer com o controle de

cavacos inadequado, pois produzem vários cavacos com raios de curvatura diferentes, que podem se enredar nos seus canais ou, eventualmente, na própria ferramenta, resultando em danos às roscas durante a reversão do macho. Os machos helicoidais com dois canais e um pequeno comprimento de chanfro são melhores para rosquear materiais quebradiços como ferro fundido (pela facilidade de remover o tipo de cavaco que esse material produz) e materiais menos duros como alumínio (retirando o cavaco da interface de corte)(STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Para machos com canais helicoidais, o ângulo de hélice se torna um importante aspecto de sua geometria. Ele varia de acordo com a aplicação da ferramenta e, principalmente, com o material que se necessita cortar (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Ângulos de hélice em torno de 15° combinados com pequenos ângulos de saída (3° a 5°), são usados para a abertura de rosca em ligas de titânio; se combinados com ângulos de saída maiores (entre 14° e 18°), a ferramenta poderá ser usada para o rosqueamento de furos pequenos ($<1,5D$) em aços carbono, aços liga, ferro fundido nodular e cinzento, além de ligas de bronze e cobre (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Ângulos de hélice maiores, entre 35° e 45° com ângulo de saída na faixa de 7-13 graus, são utilizados na usinagem de furos profundos ($>2,5 \times D$) em aços carbono, aços liga e para todos os aços inoxidáveis (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Um ângulo de hélice médio, em torno de 25° , combinado com um ângulo de saída pequeno (entre 3° e 5°) é usado para aços temperados mais duros e ligas de níquel (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Ângulos de hélice maiores que 40° em ferramentas que possuem grandes ângulos de saída (entre 15° e 25°) são usados para ligas de alumínio com baixa quantidade de silício, materiais que apresentam cavacos longos e materiais termoplásticos (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

MONKA *et al.* (2019) testaram a influência do ângulo de hélice e da velocidade de corte na vida de machos M12 usinando um aço AISI 1045. Eles descobriram que, para velocidades de corte menores que 15 m/s, ferramentas com ângulos de hélice de 35° e 15° duram mais. Quando se aumenta a velocidade de corte, porém, a vida dessas ferramentas diminui consideravelmente.

2.6.1. Outras geometrias de macho

Existem machos de corte, que, assim como as brocas, possuem canais internos para a passagem de fluido de corte. Esses furos podem existir em cada canal do macho ou em um furo central, que nessa configuração, é usado no rosqueamento de furos cegos profundos, melhorando a expulsão do cavaco. Esses machos também são usados para melhorar a lubrificação na usinagem de materiais menos duros, como aços de baixo carbono (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Biermann e Oezkaya (2017) otimizaram um macho de corte de canais retos, que possuía canais internos para lubrificação. Eles utilizaram um modelo 3D para realizar uma simulação computacional de dinâmica dos fluidos para tal otimização. As modificações feitas na ferramenta apresentaram uma redução de 36 % no desgaste da ferramenta, indicando uma lubrificação correta na interface ferramenta-peça e aumentando sensivelmente a vida do macho de corte.

Um macho com filetes interrompidos também foi criado, produzido através da remoção de filete sim, filete não em toda extensão de seu chanfro. Esse tipo de projeto foi criado para que a falta de alguns filetes funcionasse como uma espécie de quebra cavaco e, também, ajudasse na remoção dos cavacos de dentro do furo (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

A tentativa de se mesclar machos de corte com machos laminadores também é uma importante linha de pesquisa no rosqueamento interno. Bratan; Novikov; Roshchupkin (2016) testaram um novo tipo de macho, que combina dentes que cortam e lóbulos que laminam na mesma nervura da ferramenta. Essa nova configuração foi pensada para reduzir as arestas postiças de corte em ferramentas de pequeno diâmetro (M2-M6) usinando ligas de alumínio. Os resultados, utilizando esse novo macho, melhoraram a qualidade e a exatidão do filete de rosca produzido.

Aleksandrova e Ganey (2013) também tentaram combinar machos de corte com machos laminadores, mas de maneira um pouco diferente. Os autores propõem um macho que possua, ao mesmo tempo, uma parte que corta o material e uma parte que o deforme plasticamente. Os primeiros dentes são os de corte, localizados na região do chanfro da ferramenta. Os últimos filetes da parte cônica e os da parte cilíndrica fazem parte da seção do macho laminador. Com essa configuração, os autores afirmam que a ferramenta ficou mais resistente aos esforços mecânicos e, através de testes, conseguiram perceber que as roscas possuíam um melhor acabamento superficial.

2.7. Materiais da ferramenta

O aço rápido ainda é o principal material utilizado para a fabricação de ferramentas para furação, fresamento, rosqueamento e brochamento. Principalmente para operações do dia a dia, em oficinas mecânicas, essas ferramentas ainda não foram substituídas pelas de maior dureza, como o metal duro (TRENT; WRIGHT, 2000).

Os aços rápidos (HSS) tem duas grandes classificações: tipo T e tipo M. Os HSS-T possuem tungstênio como maior elemento de liga enquanto no HSS-M, o principal elemento de liga é o molibdênio. O tipo T é menos resistente que o tipo M, mas pode ser tratado termicamente com uma maior facilidade. Os HSS-M são mais usados para a fabricação de ferramentas rotativas, como brocas e machos. Além disso, para esse tipo de ferramenta, uma subclassificação do HSS-M é a mais usual: a denominada M2 (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Ferramentas mais complexas, como os machos, são feitas de aço rápido produzido através da técnica da metalurgia do pó. Designada como HSS-P/M esse tipo de fabricação permite que as ferramentas alcancem uma forma muito próxima daquela idealizada em projeto, o que economiza tempo e energia (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

2.8. Revestimento dos machos de corte

O revestimento no substrato das ferramentas de corte, atualmente, é uma técnica utilizada para evitar o contato direto do substrato com o material da peça durante a usinagem. Devido ao avanço dos materiais de engenharia, cada vez mais difíceis de se usinar, os revestimentos auxiliam na diminuição do desgaste das arestas de corte, protegem contra os efeitos da difusão, aumentam a resistência mecânica à altas temperaturas e a dureza superficial, prolongando a vida das ferramentas de corte. (MACHADO *et al.*, 2015). Reiter *et al* (2006) descobriram que existe uma ligação entre a taxa de desgaste abrasivo e a estabilidade das arestas de corte da ferramenta: quanto menor a taxa de desgaste do revestimento, melhor é a proteção às arestas de corte do macho.

Os catálogos das grandes empresas que produzem ferramentas de corte de alto desempenho, oferecem cada vez menos opções de ferramentas sem revestimento. No processo de rosqueamento, essa realidade não é diferente. Os revestimentos mais usuais utilizados nos

machos de corte são os de TiN (nitreto de Titânio) e TiCN (carbonitreto de titânio) (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016). A Tabela 2.1 apresenta algumas propriedades de importantes tipos de revestimento para machos de corte.

Tabela 2.1 - Algumas propriedades de revestimentos usualmente usados nos machos de corte (MANUAL TÉCNICO - MACHOS - TAPS, 2002; STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Revestimento	Dureza (HmV0,005)	Espessura da Camada (µm)	Temperatura máxima de utilização (° C)	Coefficiente de atrito em aços
TiN	2.300	1 a 4	600	0,4 - 0,5
TiCN	3.000	1 a 4	400	0,25 - 0,4
TiAlN	4.500	1 a 5	800	0,3 - 0,65

TiN é um composto cúbico e isomorfo e é o revestimento mais utilizado em ferramentas de aço rápido. É conhecido por aumentar a vida nas ferramentas em até 100 vezes, dependendo da operação de usinagem. Vários testes em laboratório e em oficinas mecânicas mostraram que esse revestimento apresenta bons resultados na usinagem de ferros fundidos e na maioria dos aços, para o processo de torneamento cilíndrico. Outra observação é que as forças de usinagem, neste processo, são menores ao utilizar ferramentas com revestimento, se comparadas àquelas sem revestimento, devido à diminuição da região de contato na superfície de saída da ferramenta (TRENT; WRIGHT, 2000). Segundo Shaw (2005), o revestimento de TiN não apresenta diferenças significativas para o processo de rosqueamento, visto que esse processo acontece a baixas velocidades de corte.

O TiCN é um revestimento um pouco mais duro que o de TiN, e apresenta baixo coeficiente de atrito com aços e grande resistência ao desgaste abrasivo. Esse revestimento é mais utilizado para se usinar aços, aços inoxidáveis e materiais não ferrosos (MACHADO *et al.*, 2015; STEPHENSON; AGAPIOU, 2016). Reiter *et al.*, 2006 aplicaram vários tipos de revestimento em machos de corte, para estudá-los. Dentre eles, um dos revestimentos que apresentaram melhor resistência ao desgaste abrasivo foi justamente o de TiCN.

O nitreto de titânio alumínio (TiAlN) proporciona um aumento considerável na vida útil das ferramentas e, além de possuir grande ductilidade (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016), tem se mostrado excelente na usinagem de ferros fundidos. Ensaaios de furação mostraram que ferramentas com esse revestimento podem produzir até 3 vezes o número de furos conseguidos com uma broca sem revestimento (MACHADO *et al.*, 2015). Esse revestimento, ainda, tem

grande resistência à oxidação, alta dureza a quente, resistência química aumenta e possui condutividade térmica elevada, facilitando a dissipação de calor na usinagem. O revestimento de TiNAl pode ser aplicado nas ferramentas que irão usinar metais de até 65 HRC (DAVIM, 2008).

Materiais lubrificantes também estão sendo aplicados como revestimento nos machos de corte. Alguns exemplos são o dissulfeto de molibdênio (MoS₂), dissulfeto de tungstênio e carbono amorfo tipo diamante (WC/C), que são utilizados em rosqueamento interno sem o uso de fluido de corte. Usualmente, finas camadas destes revestimentos são depositadas acima de revestimentos mais duros, como o TiN e o TiAlN. Esse tipo de revestimento multicamadas previnem a formação de arestas postiças de corte, especialmente no rosqueamento de alumínio, ferro fundido e aços. O coeficiente de atrito destes revestimentos menos duros é menor que a metade do revestimento tipo TiN, para qualquer par tribológico com aços (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Existem inúmeras pesquisas ligadas ao desenvolvimento de novos revestimentos para os machos de corte. Bhowmick; Lukitsch; Alpas, 2010, realizaram testes com diamante sintético (DLC – diamante como carbono) revestindo a ferramenta para a usinagem de uma liga de alumínio silício. Eles concluíram que além deste revestimento ter prolongado a vida da ferramenta e elevado a qualidade da rosca produzida, é possível fazer esse tipo de usinagem sem o uso de fluido de corte. Piska e Sliwkova, 2015 também testaram o DLC, porém combinado com o revestimento de TiN. As ferramentas de revestimento combinado conseguiram produzir 200 roscas a mais (em média) que as ferramentas revestidas apenas de TiN e 600 roscas a mais que as ferramentas sem revestimento, que falharam.

Houve, também, a tentativa de se usar uma camada de CBN (nitreto de boro cúbico) nos machos de corte. Jin *et al.* (2000) depositaram CBN nas ferramentas em uma primeira tentativa de implementar esse caro revestimento. Uma liga de titânio foi usinada e o revestimento se saiu muito bem, melhorando a precisão da rosca fabricada e dobrando o número de roscas produzidas, se comparado a uma ferramenta sem revestimento algum.

Um revestimento com duas camadas foi proposto para se rosquear furos internos num aço carbono S45C. A primeira camada de carbeto de silício (SiC) e a camada superficial de níquel-fósforo (Ni-P). Esse revestimento foi pensado a fim de evitar o emaranhamento de cavaco no processo de rosqueamento interno com macho de corte e aumentar a vida da ferramenta. Ambos os objetivos foram alcançados e, além disso, o novo revestimento possibilitou um aumento na velocidade de corte em cinco vezes (SAITO *et al.*, 2016a, 2016b).

Para se estudar o comportamento de ferramentas que desenvolvem um movimento rotativo (caso do macho de corte), é necessário apenas se medir a força axial e o torque por elas efetuado (SHAW, 2005). Assim, essas grandezas serão os assuntos abordados a seguir.

2.9. Forças de usinagem

O conhecimento da força de usinagem que age sobre a cunha cortante e o estudo de suas componentes são de grande importância, pois possibilitam estimar, entre outros fatores, o desgaste das ferramentas de corte, influenciando a análise de viabilidade dos processos (MACHADO *et al.*, 2015).

As forças no processo de rosqueamento interno com macho de corte estão, em sua maioria, concentradas nos dentes do chanfro do macho, devido a maior seção transversal de cavaco que está em contato com essa região (CAO; SUTHERLAND, 2002). No restante do macho (parte cilíndrica), as forças de atrito são muito mais presentes, e por isso, são elas que contribuem mais para a força total de usinagem total do processo de rosqueamento (PUZOVIĆ; KOKOTOVIĆ, 2006).

As componentes da força no rosqueamento interno podem ser divididas em: força de avanço, um esforço axial, e duas forças transversais: tangencial e radial, que estão presentes em todas as arestas cortantes do macho. Durante o ciclo de rosqueamento a força de avanço alcança um valor médio maior que as outras duas, além de se estabilizar após total imersão da parte chanfrada no furo, tanto no período de corte como no retorno do macho (PUZOVIĆ; KOKOTOVIĆ, 2006).

Existem duas fontes possíveis para a força axial F_z durante o estágio de corte no rosqueamento interno com macho de corte de canais retos: A força normal sobre a superfície de folga nas condições de estado estável de corte e a força normal sobre a superfície de folga na entrada da rosca (AGAPIOU, 1994). Desta forma, a força na direção do avanço é gerada basicamente no contato da superfície de folga da ferramenta com a superfície da peça (REIS, 2004).

Na Figura 2.15 é possível notar as forças normais, radiais e axiais nas três arestas de corte possíveis em um dente qualquer no chanfro do macho, quando este está totalmente submerso na peça. A força F_z medida será igual à soma vetorial de $F_{z1}+F_{z2}+F_{z3}$ para todos os dentes da ferramenta.

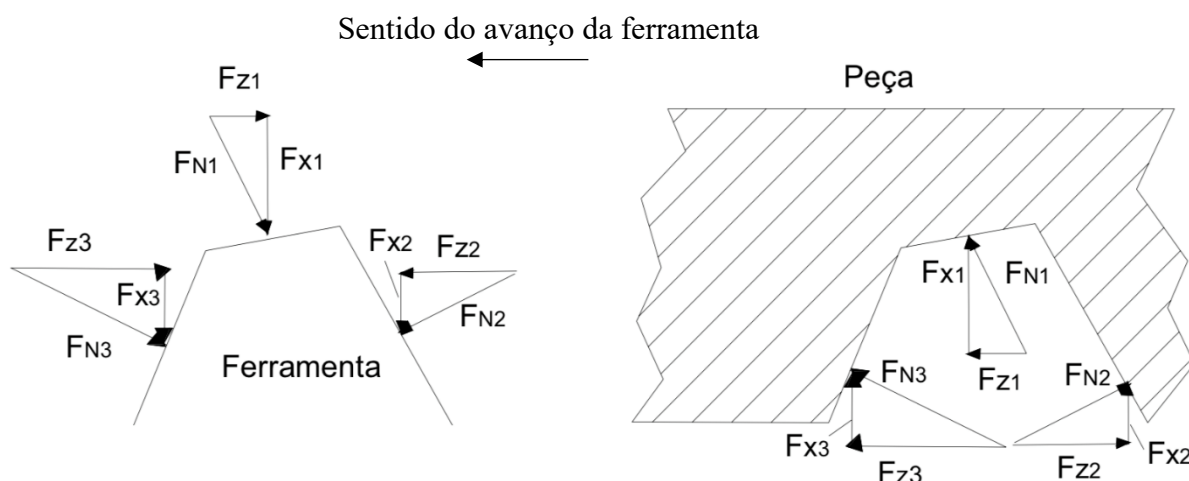


Figura 2.15 - Forças normais (FN), radiais (FX), e axiais (FZ) em uma aresta do macho de corte (REIS, 2004).

O mesmo vale para as componentes das forças transversais, em X e Y. As componentes das forças radiais, para um macho de 4 canais pode ser vista na Fig. 2.16 (REIS, 2004).

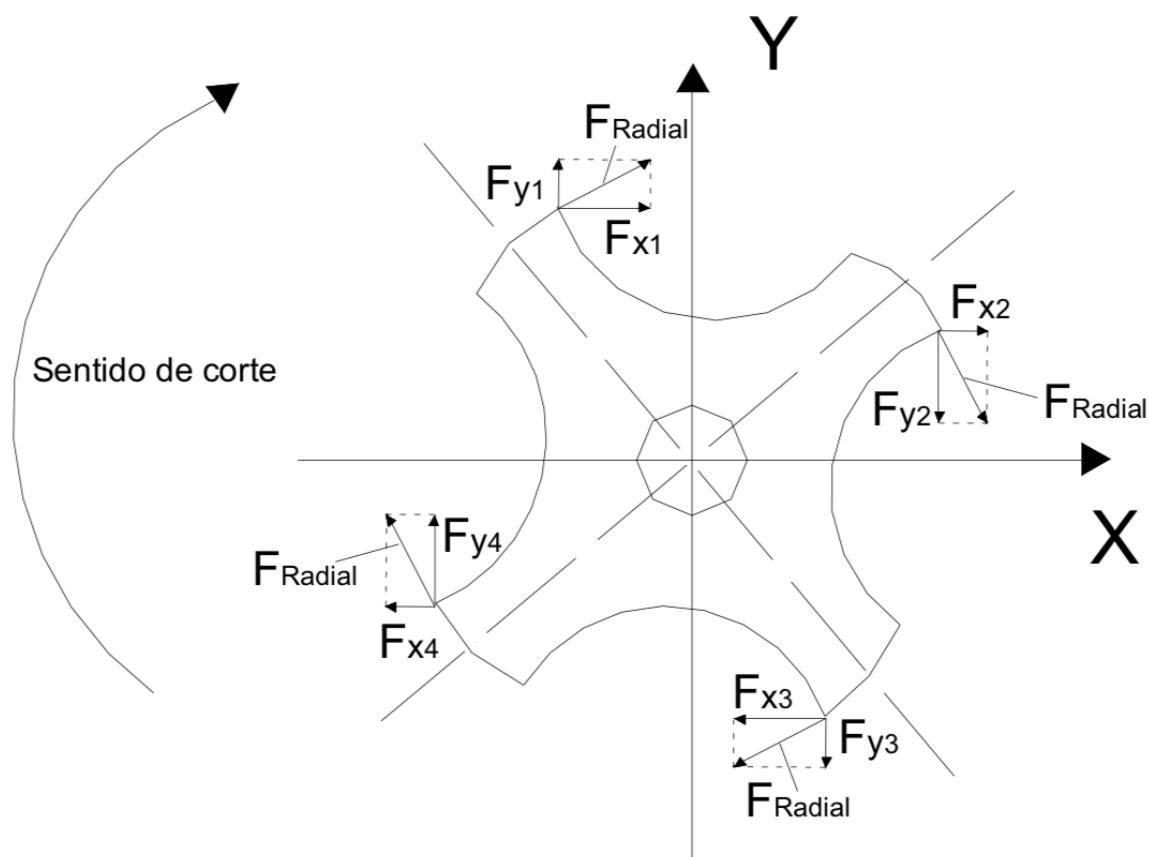


Figura 2.16 - Componentes da força radial em um macho de quatro canais (REIS, 2004)

Nas figuras a seguir pode-se observar os gráficos referentes às forças transversais (F_x e F_y), Fig. 17, e à força na direção do avanço, F_z , Fig. 2.18. Esses gráficos foram obtidos com um

dinamômetro rotativo por telemetria, usando um macho M6X1, com três canais, cortando 10 mm de rosca em um furo cego em um ferro fundido cinzento de alta resistência. Diniz (2018) apontou 5 regiões de interesse em ambos os gráficos: a primeira, em que a ferramenta está avançando em direção ao furo, sem usinar; a segunda, em que há o início da abertura da rosca e subsequente imersão de toda a ferramenta no furo; a terceira, onde o macho se encontra parado, no fim de seu percurso, preparado para inverter o seu sentido de rotação e retornar para sua posição inicial; a quarta região representa a parte de retorno da ferramenta; a quinta, novamente, mostra o macho de corte apenas girando, sem nenhum contato com o corpo de prova, após sair de dentro do furo.

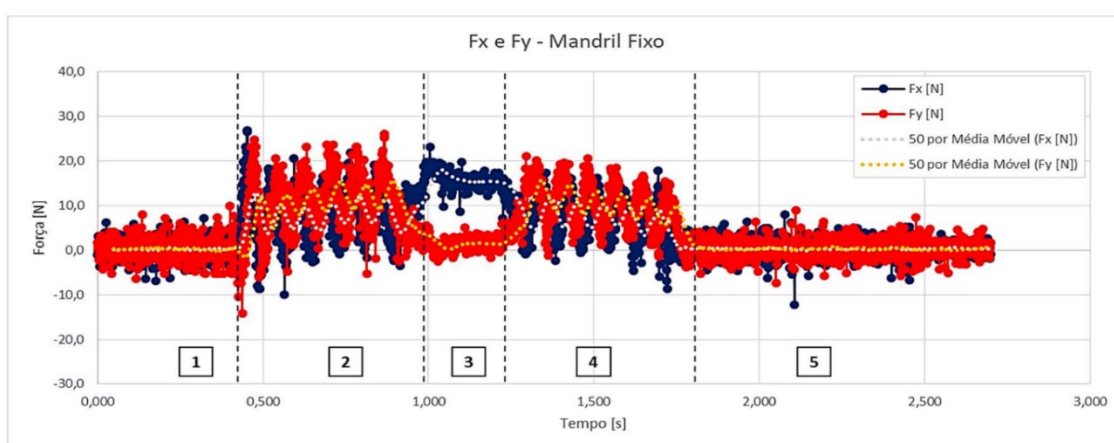


Figura 2.17 - Componentes radiais da força de usinagem em um processo de rosqueamento interno com macho de corte (DINIZ, 2018)

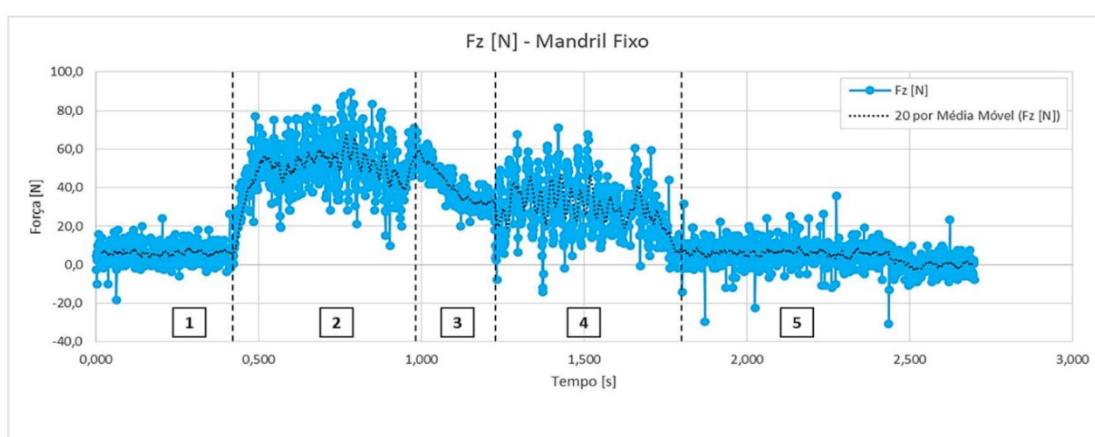


Figura 2.18 - Componente axial da força de usinagem em um processo de rosqueamento interno com macho de corte (DINIZ, 2018)

No gráfico das forças transversais, podemos notar uma variação cíclica das suas forças nos períodos de corte e retorno do macho. Essas forças atingem valores médios inferiores aos da força de avanço (ARMAREGO; CHEN, 2002) e por isso, dá-se mais atenção a essa outra

força. As forças radiais, no momento em que o macho está submerso no furo, tem um comportamento senoidal, reproduzindo o movimento helicoidal que a ferramenta descreve ao usinar a peça. O período dessa senóide equivale a uma volta completa do macho (REIS, 2004).

A força na direção do avanço é a força mais relevante para o processo de rosqueamento interno. Apesar disso, Reis (2004) utilizou a força radial F_x para comparar as forças à medida que diferentes ferramentas cortavam suas roscas. O gráfico da Fig 2.19 mostra que a força radial F_x aumentou, com o aumento de roscas produzidas pela ferramenta. O autor atribui esse aumento das forças pelo desgaste ocorrido nas ferramentas. Esse fenômeno também foi estudado por Da Mota (2006), que postulou que o aumento do número de roscas produzidas por um mesmo macho de corte faz elevar também, a força de avanço do processo.

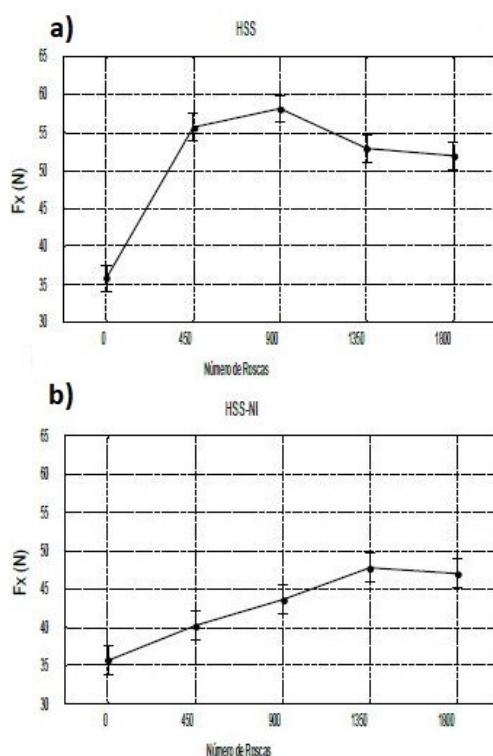


Figura 2.19 - Forças F_x pelo número de roscas produzidas por dois machos de corte: a) macho de aço rápido sem revestimento e b) macho de aço rápido nitretado (REIS, 2004)

As forças no rosqueamento interno com macho-máquina podem ser afetadas por inúmeros fatores. Conrad (1985) e Lorenz (1980) afirmam que a velocidade de corte é um fator muito importante no processo de rosqueamento. Altas velocidades de corte podem significar um aumento no desgaste da ferramenta, o que gera um aumento nas forças de usinagem.

Pereira (2014), em seu trabalho, postulou que o valor da força na direção do avanço, durante a fase de corte da ferramenta, não sofre alteração aparente com o aumento da velocidade

de corte. Apesar disso, Pereira (2014) descobriu que o tipo de material a ser usinado é um fator muito influente no rosqueamento interno, e, depois de realizar testes com vários materiais, ele percebeu que, apesar do comportamento da força de avanço ser bem parecido, a magnitude das forças eram diferentes para todos eles.

Outros elementos que podem influenciar as forças de corte no processo de rosqueamento serão discutidos a seguir.

2.9.1. Outros fatores que influenciam as forças: Geometria da ferramenta

Lorenz (1980) postulou que grandes variações na força podem acontecer quando machos com diferentes geometrias usinam uma rosca com mesmo passo e diâmetro.

Agapiou (1994) concluiu que as características geométricas dos machos influenciam diretamente na força na direção do avanço, devido à quantidade de atrito que cada tipo de geometria pode gerar.

Da Mota (2009) retirou dentes em uma das carreiras do macho de corte. Ele percebeu que quanto mais dentes eram retirados da ferramenta, menores eram as forças encontradas. O autor acredita que isso ocorreu pois havia uma quantidade menor de dentes ativos em contato com interior do furo. Ele também estudou o efeito da redução do comprimento da ferramenta, diminuindo o tamanho da região chanfrada do macho. Com essa mudança de geometria, o autor percebeu que houve uma diferença no comportamento da força axial, de maneira que as ferramentas que tiveram um maior comprimento da região do chanfro removida entravam no furo de maneira abrupta, apresentando sinais de força maiores, havendo risco de quebra das arestas de corte e da ferramenta em si.

2.9.2. Outros fatores que influenciam as forças: erro de sincronismo

Segundo Pereira (2014), o erro de sincronismo no centro de usinagem é um dos fatores que mais influem sobre a força no rosqueamento interno. A diferença entre os passos do macho e da rosca faz surgir uma força na direção do avanço, podendo causar prejuízos tanto à rosca quanto à ferramenta. Essa força pode ser positiva ou negativa, dependendo do tipo de erro de sincronismo na máquina ferramenta utilizada. Pereira (2014) reproduziu os mesmos tipos de teste que Da Mota (2009), encontrando resultados semelhantes. Um gráfico contendo os testes alterando-se o avanço da ferramenta (onde o ideal seria 1,5 mm/volta) pode ser visto na Fig. 2.20.

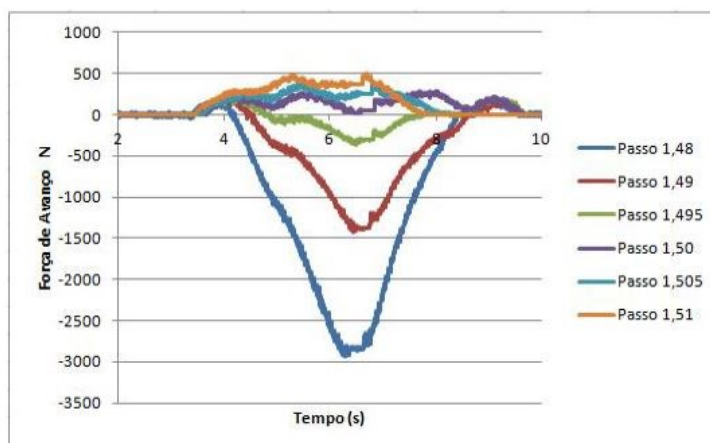


Figura 2.20 - Força na direção do avanço para diferentes avanços no rosqueamento interno com macho de corte (PEREIRA, 2014)

Da Mota (2009) estudou extensivamente o erro de sincronismo no processo de rosqueamento interno com macho de corte. Para isso, ele programou passos diferenciados na máquina ferramenta para entender os efeitos disso no processo. Quando o passo programado era maior que o adequado para a ferramenta, surgiam forças incrivelmente altas. Quando o avanço programado é menor do que o passo do macho de corte ocorre o contrário. Esse comportamento pode ser visualizado na Fig. 2.21. Os filetes do macho de corte tendem a guiar o passo da rosca, mas a máquina desloca-se com um avanço inferior ao passo da ferramenta, criando dessa forma, forças contrárias às já mencionadas. Esses dois tipos de força, segundo o autor, podem causar efeitos negativos no filete de rosca, como filetes defeituosos e até mesmo uma rosca fora do padrão, além de aumentar o atrito dos filetes recém formados com a ferramenta, gerando um contato desnecessário entre o macho e a peça, podendo gerar um desgaste mais acentuado na ferramenta, diminuindo sua vida.

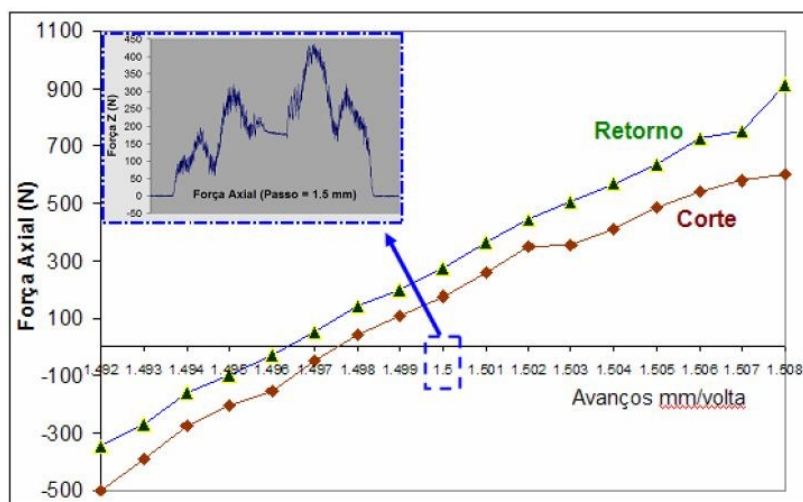


Figura 2.21 – Variação da força axial no rosqueamento interno através da variação do avanço programado na máquina (DA MOTA, 2009)

Diniz (2018) realizou testes com diferentes sistemas fixadores para o rosqueamento interno. O objetivo do autor era testar algumas maneiras de se amenizar o erro de sincronismo, utilizando-se um cabeçote flutuante e uma combinação do cabeçote fixo com um sistema compensador onde a peça ficaria presa, denominada de mesa compensadora (PEREIRA; DA SILVA, 2015).

Os sistemas designados para reduzir o erro de sincronismo funcionaram, principalmente olhando-se a força axial medida. Sem a utilização de nenhum método para se reduzir o erro de sincronismo, as forças foram aproximadamente duas vezes maiores do que quando se utilizou ou a mesa compensadora ou o mandril flutuante.

2.9.3. Outros fatores que influenciam as forças: Revestimento da ferramenta

Reis (2004) mediu a força de usinagem no rosqueamento empregando machos de corte com diferentes revestimentos. Através do gráfico da Fig. 2.22, é possível perceber que a força na direção do avanço para as ferramentas revestidas, apresentaram valores, em módulo, maiores que aqueles medidos para as não revestidas. O mesmo comportamento foi observado para o gráfico de F_x , na Fig. 2.23.

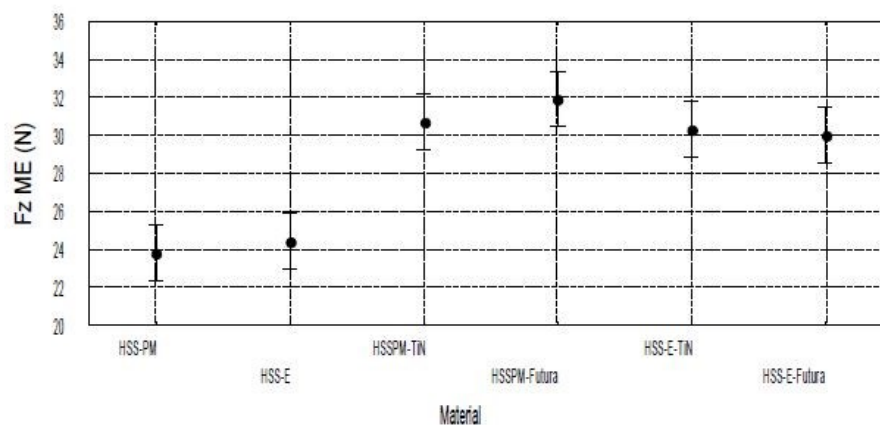


Figura 2.22 - Força na direção do avanço média na fase de corte para diferentes tipos de revestimentos (REIS, 2004).

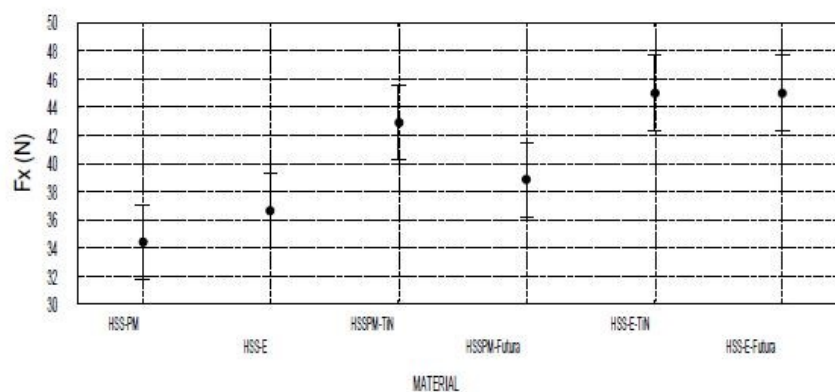


Figura 2.23 - Força transversal Fx na fase de corte para diferentes tipos de revestimentos (REIS, 2004)

Steininger; Siller; Bleicher (2015) investigaram a força no rosqueamento de machos M6x1, com vários tipos de revestimento (TiCN, CrN, TiB₂, DLC e sem revestimento), usinando a liga de alumínio-silício AlSi9Cu3. Os resultados mostraram que não houve uma diferença muito grande para as forças, comparando-se todas as ferramentas revestidas e não revestidas. O revestimento de CrN apresentou as maiores forças entre todos os testes.

2.10. Torque

O torque no rosqueamento interno utilizando um macho pode ser entendido como o esforço necessário para se girar a ferramenta e cortar ou formar a rosca dentro do furo. Ele é uma função do volume de material que deve ser movido ou removido (CONRAD, 1985). Seu máximo valor aparece após a imersão total da parte chanfrada do macho no furo, e esse valor é

muito importante para a indústria de desenvolvimento de ferramentas (PUZOVIĆ; KOKOTOVIĆ, 2006).

Essa grandeza é influenciada pela distribuição das forças nas arestas cortantes da ferramenta, e seu monitoramento é crucial para o processo, pois ele está intimamente ligado à vida da ferramenta, importante fator para confiabilidade e qualidade do processo de rosqueamento (OEZKAYA; BIERMANN, 2017). Toda mudança na geometria do macho e na velocidade de corte afetam o torque, e o torque excessivo na ferramenta é a principal causa de falha mecânica (AGAPIOU, 1994).

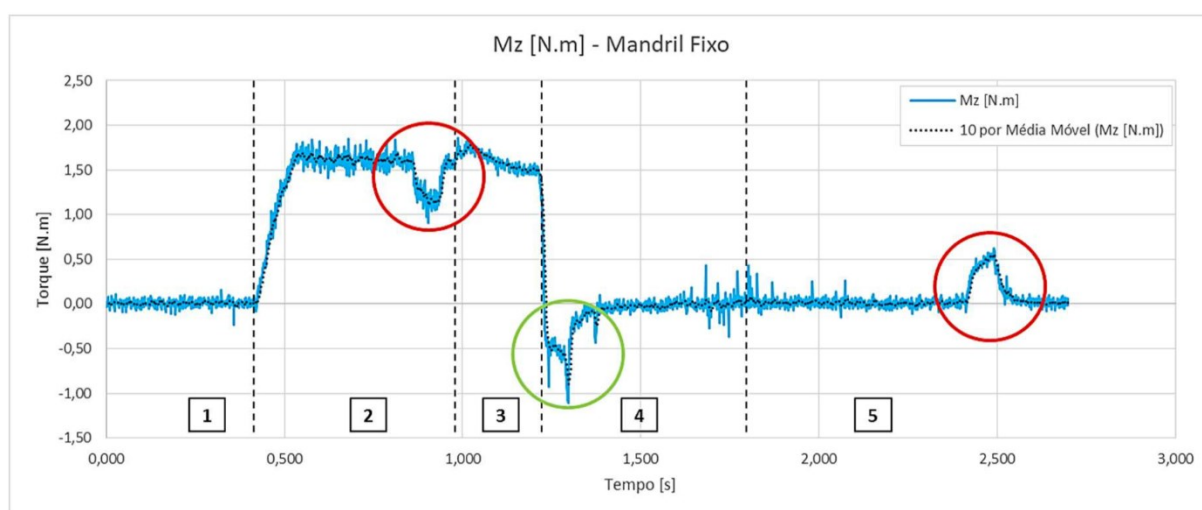


Figura 2.24 - Comportamento do torque para a operação de rosqueamento interno (DINIZ, 2018)

A Figura 2.24 mostra um gráfico típico do torque para esse processo. A ferramenta utilizada foi um M6X1, de três canais, em um furo cego, usinando um ferro fundido cinzento de alta resistência. Diniz (2018) identificou 5 regiões do sinal do torque durante o processo. A região número 2 nos mostra a entrada do macho de corte no furo, e um forte aumento no valor do torque pode ser visualizado, até a entrada do último dente da parte cônica da ferramenta, momento onde o sinal daquela variável se estabiliza. Ao final dessa região é possível ver, através do primeiro círculo vermelho, o momento em que a ferramenta para. Os círculos representam os momentos em que o eixo árvore da máquina é desligado. Na região 3 o macho de corte se encontra parado, para então, na região 4, reverter o seu sentido de giro e retornar de dentro do furo. As partes identificadas como 1 e 5 mostram a ferramenta girando, mas sem contato com o furo, são regiões de movimentos de aproximação e afastamento da ferramenta antes e após a realização da rosca. Nota-se, com clareza, que o torque durante a usinagem é maior que no momento em que o macho sai da rosca, período esse, que o sinal do toque é

negativo e apenas influenciado pelo atrito da ferramenta com as paredes do filete recém-formado, já que não há usinagem alguma acontecendo.

O torque é muito sensível a mudanças nas condições de corte. Ele se altera de acordo com o material do corpo de prova, do fluido de corte utilizado, com a velocidade de corte e a geometria da ferramenta (especialmente o ângulo de folga no chanfro) (LORENZ, 1980).

Pereira (2014) confirma com o que disse Lorenz, 1980 e mostrou que o sinal do torque aumentou quando a velocidade de corte foi incrementada de 10 para 20 m/s.

Pereira (2014) fez extensivos testes de rosqueamento interno alterando-se apenas o material da peça. Segundo o autor, o rosqueamento é sensível a essa mudança, e os valores do torque variaram com a mudança de material do corpo de prova.

Agapiou (1994) percebeu que o torque atingia valores maiores em furos cegos do que em furos passantes. Segundo o autor, a quantidade de cavaco acumulada no fundo do furo e nos dentes intermediários do macho causaram maior resistência para a formação da rosca, principalmente no final do furo, próximo ao término da formação do último filete de rosca.

Outros fatores que influenciam o torque no processo de rosqueamento interno serão discutidos a seguir.

2.10.1. Outros fatores que influenciam o torque: Vida da ferramenta

Da Mota (2006) comparou o torque para machos novos e no fim de vida. O valor do torque para uma ferramenta nova foi de aproximadamente 200 N. cm. Essa mesma ferramenta ao final de vida apresentou um valor médio de torque superior à 450 N.cm.

De acordo com Da Mota (2009), o desgaste da ferramenta é um fator que influencia no torque. Essa afirmação pode ser vista na Fig. 2.25. Percebe-se que o sinal máximo na parte de corte do torque aumenta com o número de roscas que a ferramenta produziu. Acredita-se que o atrito entre os dentes da região cônica, somados com o atrito provocado pelos dentes da parte cilíndrica com desgaste, são os responsáveis por esse aumento.

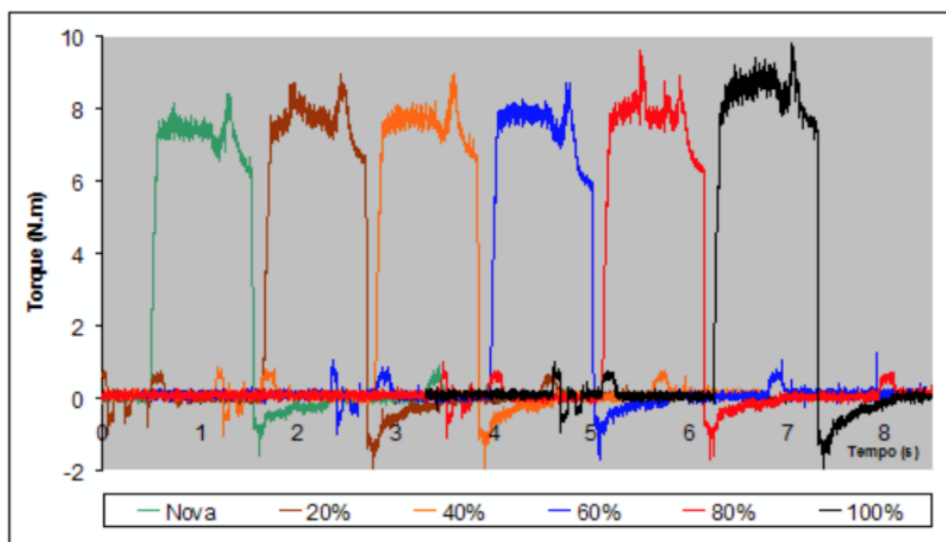


Figura 2.25 - Torque pela vida do macho de corte (DA MOTA, 2009)

2.10.2. Outros fatores que influenciam o torque: Características da máquina

As características da máquina ferramenta são um dos aspectos mais importantes para o processo de rosqueamento interno (AGAPIOU, 1994; PEREIRA, 2014). O sistema de fixação da ferramenta na máquina é essencial para garantir uma boa rigidez na operação (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016).

Da Mota (2006), em seus testes, percebeu que o sistema de fixação da ferramenta altera o comportamento e a magnitude do torque medido, para uma mesma ferramenta. Contrastante a essa descoberta, Diniz (2018), em seu trabalho, não percebeu alterações relevantes para os resultados de torque em seu trabalho, independentemente do sistema de fixação utilizado para os testes.

O erro de sincronismo surge devido à ineficácia da máquina em sincronizar os movimentos da ferramenta, gerando um torque excessivo para a operação de rosqueamento interno.

Da Mota (2009), através de seus testes alterando o avanço de corte para o rosqueamento com macho percebeu que o torque sofre mudanças: ele foi aproximadamente 1,1 N.m maior que o teste realizado com o avanço adequado. Além disso, o autor constatou que esse aumento aconteceu tanto para passos menores que o adequado quanto para passos maiores.

Pereira (2014), ao alterar o passo programado na máquina ferramenta para estudar o erro de sincronismo, notou que o torque dos testes com passo diferenciado aumentou na fase de corte do processo. Ademais, notou também uma outra característica do torque nos testes:

independente do passo ser maior ou menor do que 1,50 mm (passo correto), ele é sempre positivo na etapa de corte

2.10.3. Outros fatores que influenciam o torque: Revestimento da ferramenta

JIN *et al.* (2000) descobriram que ferramentas revestidas com CBN tiveram um torque médio menor que ferramentas sem revestimento algum.

Oezkaya e Biermann (2018) perceberam que o torque medido foi mais uniforme quando se usaram ferramentas revestidas, se comparadas às não revestidas. Isso pode ser explicado pois as ferramentas sem revestimentos têm suas arestas mais expostas às altas tensões mecânicas do processo.

Da Mota (2006) comparou dois machos de corte HSS-E, sendo um revestido com TiN e outro sem revestimento. Ele constatou que o torque foi significativamente menor para a ferramenta revestida com TiN, como mostra a Fig. 2.26. O autor atribuiu esses resultados à redução da aderência e atrito entre a ferramenta e a peça, diminuindo as forças decorrentes da fricção na zona de corte.

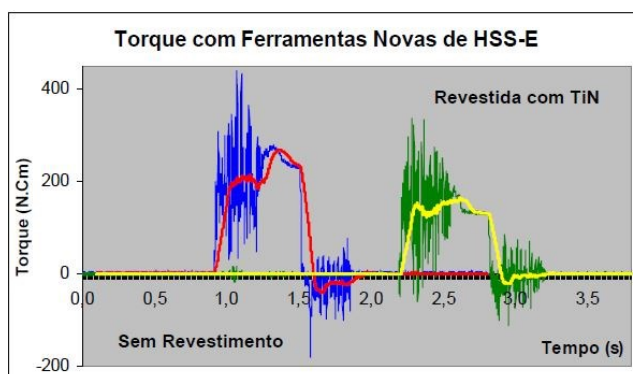


Figura 2.26 - Torque comparativo de uma ferramenta sem revestimento e uma com revestimento (DA MOTA, 2006).

Da Mota (2006) também comparou o desempenho entre uma ferramenta revestida com TiN, e uma ferramenta revestida com multicamadas (TiN/TiAlN). A ferramenta revestida com TiN apresentou um torque máximo superior à revestida com multicamadas. Atribui-se esse fato ao maior desgaste relativo apresentado pelas ferramentas revestidas com TiN, deixando os substratos descobertos, aumentando o atrito entre a peça e a ferramenta de corte.

Para Diniz (2018), o torque para ferramentas com diferentes revestimentos (TiN e TiAlN) é bastante semelhante. O autor postulou que não houve diferença significativa no torque para

as ferramentas.

Steininger; Siller; Bleicher (2015) também investigaram o torque no rosqueamento, com vários tipos de revestimento (TiCN, CrN, TiB₂, DLC e sem revestimento). Os resultados, Fig. 2.28, mostraram que não houve uma diferença muito grande no torque na fase de corte, comparando-se todas as ferramentas revestidas e não revestidas. O revestimento de CrN aumentou o torque da operação, enquanto os menores torques foram encontrados nas ferramentas com revestimento de DLC.

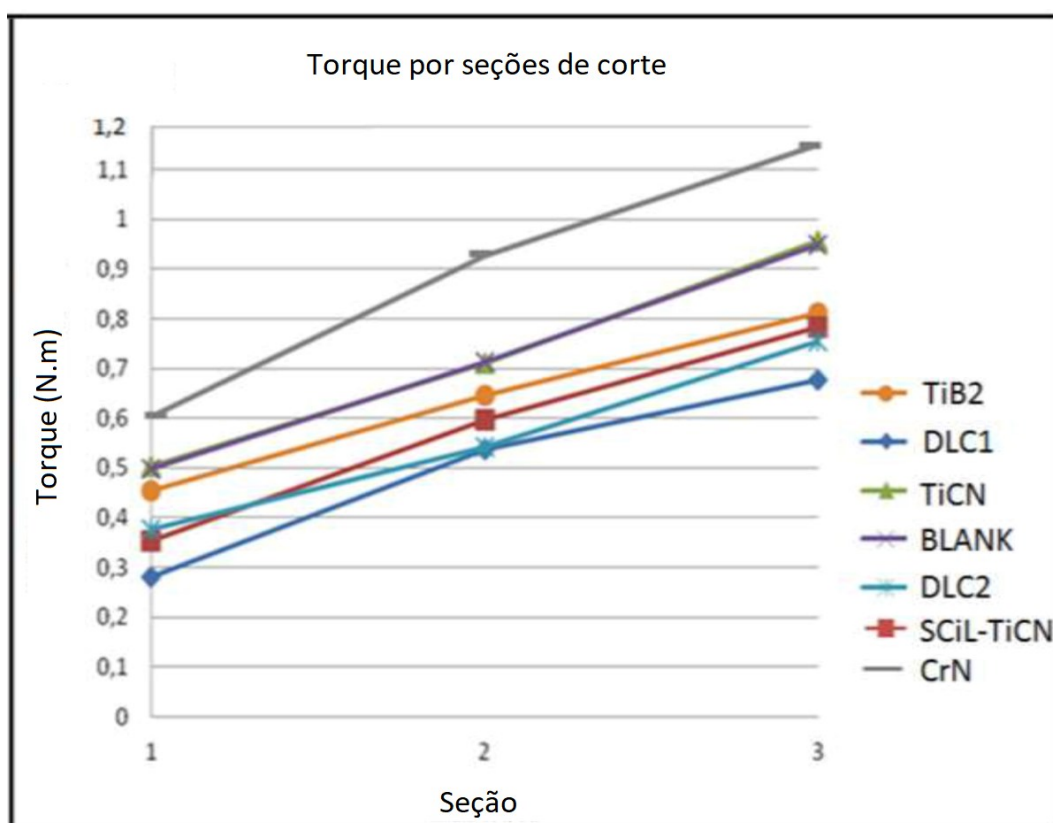


Figura 2.27 - Torque da fase de corte para machos com diversos tipos de revestimento (STEININGER; SILLER; BLEICHER, 2015).

2.10.4. Outros fatores que influenciam o torque: Geometria da ferramenta

Conrad (1985) aponta que três parâmetros de design da rosca afetam nos valores do torque: seu diâmetro externo, seu passo e a altura do filete. O torque é quase diretamente proporcional ao diâmetro da rosca, para qualquer passo e altura do filete. Aumentando-se a altura do filete da rosca (diminuindo o diâmetro do pré-furo) em 30 %, dobra-se o torque necessário para se produzir tal rosca. Esse aumento no torque se dá pelo aumento de material que deve ser removido, aumentando os esforços necessários que cada dente do macho deve

exercer para cortar o material da peça. O passo da rosca também afeta no torque, um aumento no passo, para o mesmo comprimento roscado, aumenta o torque do processo.

Após efetuar testes com diversas ferramentas, Agapiou (1994) descobriu que o maior torque encontrado foi para a ferramenta com o maior número de canais e com o maior ângulo de saída. Ainda, os menores torques estavam presentes nas ferramentas com maiores ângulos de hélice, assim, o autor postula que machos com canais helicoidais demandam menos torque para cortar uma rosca. De maneira geral os machos do tipo *Bottom* precisavam de um torque menor que os do tipo *plug*. Apesar das diferenças citadas, o autor concluiu que a geometria da ferramenta não influenciou muito no torque medido nas ferramentas.

Agapiou (1994) percebeu que geralmente, machos com maior alívio radial nos filetes demandam menor torque para efetuar o corte.

Da Mota (2009) observou que existe uma tendência de aumento no valor do torque quando se retira alguns dentes do macho de corte na sua região cônica. Este aumento no torque já era esperado e se deve principalmente às maiores forças radiais, pois o volume de material retirado foi o mesmo, só que a quantidade de dentes responsável pelo corte foi reduzida.

Da Mota (2009), também, realizou testes reduzindo o tamanho do macho, afetando o seu tamanho total, o que inclui a sua região chanfrada. À medida que a ferramenta foi perdendo arestas de corte na região do chanfro, o torque medido foi aumentando significativamente.

Pereira (2014) modificou um macho de corte, usando-o, a medida em que, gradativamente, removeu os filetes da ferramenta. Seu objetivo era analisar o torque que cada filete na parte cônica do macho era submetido. O autor descobriu uma maior solicitação no terceiro filete responsável por produzir a rosca, como pode ser visto na Fig. 2.28, o que mostra a importância da geometria da ferramenta no processo.

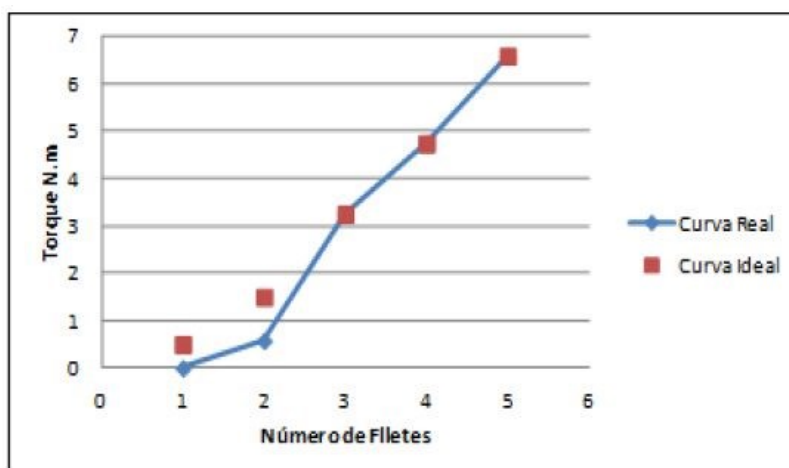


Figura 2.28 - Torque para cada filete da parte chanfrada do macho de corte

2.11. Modelos matemáticos – Rosqueamento interno

A preocupação dos pesquisadores em estudar os processos de usinagem através de modelos matemáticos vêm de décadas. Muitas vezes, apenas um estudo experimental não é suficiente para se entender o que se quer estudar ou os custos experimentais são muito elevados. Tentando contornar esse problema no rosqueamento interno, vários trabalhos ao longo dos anos propõem modelos matemáticos para essa complexa operação de usinagem.

Henderer (1977) propõe um modelo matemático, descrito simplificadaamente pelas equações Eq. (2.1) e Eq. (2.2) para prever o torque no processo de rosqueamento interno. Esse modelo é baseado no modelo de deformação em um plano, idealizado por Armarego (1967), para um corte com ferramenta de gume triangular.

Para calcular o momento torsor (M_t), Eq. (2.1), necessita-se da força de corte (F_c), do cosseno do ângulo de chanfro (ξ) da ferramenta e o braço do momento equivalente para uma aresta de corte (r_e). Já a força de corte, descrita pela Eq. (2.2), depende dos seguintes parâmetros: tensão de cisalhamento dinâmico (κ), altura do filete de rosca (h), ângulo da rosca (δ) e o ângulo de cisalhamento (ϕ).

$$M_t = F_c * \cos(\xi) * r_e \quad (2.1)$$

$$F_c = \kappa * h^2 * \tan(\delta) * [1 + \cot(\phi)] \quad (2.2)$$

É sabido que as arestas de corte na parte chanfrada do macho não são simétricas. Porém,

Henderer (1977), em seu trabalho, modelou matematicamente o torque considerando-se uma aresta de corte simétrica e triangular para a ferramenta.

Esse modelo para o cálculo do torque levou em consideração apenas a força requerida para a formação do cavaco, sendo que a força resultante dos efeitos de atrito da peça com as arestas de corte e na região dos canais da ferramenta foi desconsiderada.

Examinando as equações propostas por Henderer (1977), podemos observar que as forças de corte aumentam quando o ângulo de cisalhamento diminui. Por sua vez, esse ângulo aumenta com o aumento do ângulo de saída da cunha de corte. Adicionalmente, é possível perceber que o torque mudará, dependendo do tamanho do furo.

Henderer (1977), ainda, através do modelo proposto, comparou o torque utilizando machos com ponta helicoidal, canais helicoidais e canais retos. Os machos de canais retos apresentaram os maiores torques usinando aço carbono. Isso aconteceu devido ao acúmulo de cavacos nos canais da ferramenta, gerando maior atrito e um comportamento errático no gráfico do Torque. Assim, uma das conclusões do trabalho é que a geometria da ferramenta interfere diretamente no controle do cavaco e nos efeitos de atrito do processo de corte.

Armarego e Chen (2002) propuseram um modelo baseado na abordagem Generalizada-Unificada da mecânica de remoção de material por usinagem. O modelo deu atenção especial para as várias características geométricas da ferramenta e sua performance na entrada e na saída do furo, possibilitando uma análise instantânea do Torque e das forças a qualquer momento na simulação.

Esse modelo pressupõe que todas as arestas ativas do macho de corte são elementos oblíquos, que possuem ângulo de saída e superfícies de folga. A partir daí, pode-se calcular as componentes das forças que agem em cada um destes elementos oblíquos (quando ativos), possibilitando assim, o cálculo das forças nas direções x, y e z, além do torque.

As simulações foram usadas para estudar as seguintes características do processo: diâmetro da ferramenta (d), passo (p), ângulo do chanfro (K), ângulo de saída (Y), número de canais (Z) da ferramenta e velocidade de corte (V_c). Os resultados mostraram que o torque máximo aumenta com o aumento de d, p e Z e diminui quando se aumenta Y e K. A força de avanço aumenta quando se aumenta P, Z e K e diminui quando se aumenta Y e d.

Armarego e Chen (2002) apontaram que o torque aumenta com o aumento no diâmetro do furo, passo e altura da rosca e número de canais no macho, e diminui com o aumento do ângulo de saída e ângulo de chanfro. Isso mostra que a geometria da ferramenta influencia bastante no torque.

Dogra; Kapoor; Devor (2002) idealizaram um modelo mecanicista que visa calcular o torque e a força axial do processo de rosqueamento interno. A base deste modelo foi pensada de modo que o cálculo das forças em cada aresta de corte é proporcional a área que cada uma delas deve remover de material dentro do furo. A força axial vai agir individualmente em cada aresta de corte. A energia específica de corte é de extrema importância para esse modelo, e ela é determinada para cada par de ferramenta e material a ser usinado, para uma determinada faixa de corte.

O modelo proposto pelos autores é uma adaptação do modelo de Armarego (2000), adaptado para um corte oblíquo. Nessa adaptação, também foram considerados os efeitos da geometria da ferramenta (diâmetro do macho, passo, número de canais, ângulo de hélice para canais helicoidais, ângulo de saída e tipo de rosca), geometria do corpo de prova (diâmetro e profundidade do furo) parâmetros do processo (rotação da ferramenta e taxa de penetração da ferramenta no furo), e falhas deste processo de rosqueamento (batimento, desalinhamento dos eixos e problemas na dimensão do furo). O torque foi calculado através das forças axial, normal e de atrito, para cada aresta de corte.

As simulações mostraram que o maior torque foi encontrado nos machos de canais retos, mostrando que a geometria da ferramenta influencia no processo. Foram simulados dois tipos de erro: batimento e desalinhamento entre furo e ferramenta. Ambos alteraram o gráfico do torque de maneira singular, como pode ser visto na Fig. 2.29.

Dogra; Devor; Kapoor (2002) implementaram a teoria da tensão de contato para materiais elásticos para integrá-la ao modelo mecanicista utilizado no artigo (DOGRA; KAPOOR; DEVOR, 2002). Esse modelo foi utilizado para se estudar o erro de sincronismo no rosqueamento interno com macho de corte. Para isso, esse erro foi modelado alterando-se o passo que a ferramenta necessitaria imprimir em cada volta realizada.

As simulações mostraram que a força axial teve aumento significativo até mesmo para pequenas alterações no passo. Ainda, essa força é muito mais sensível a esse erro do que o torque.

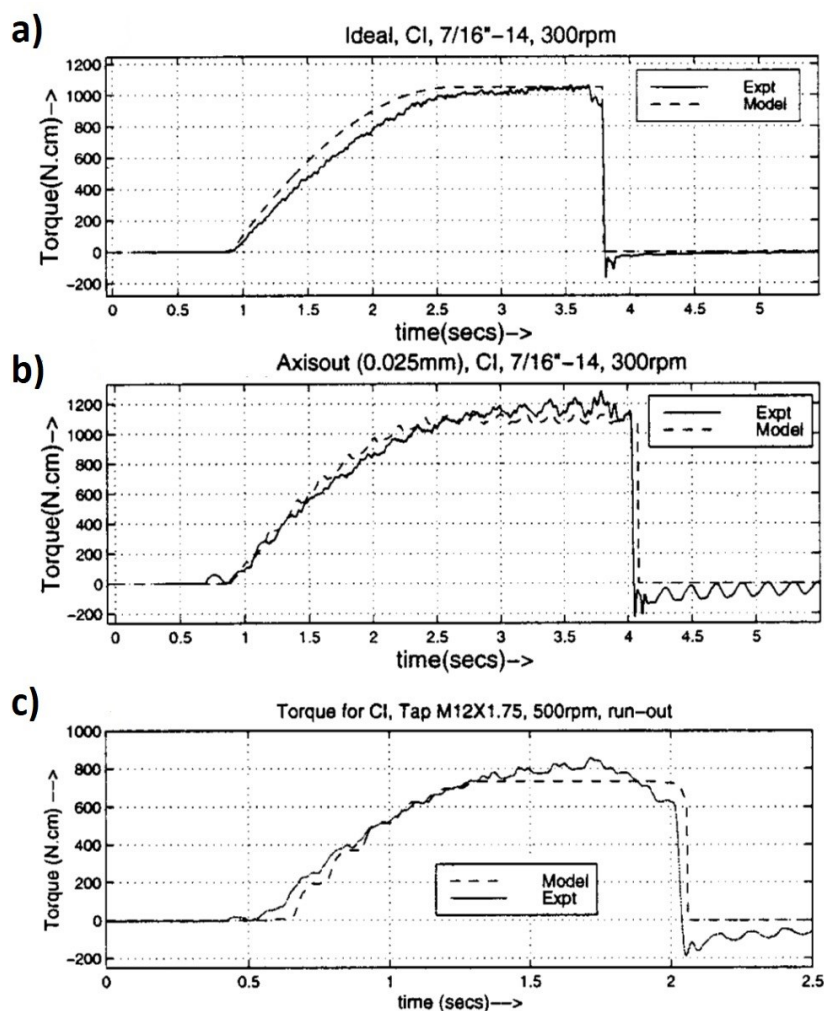


Figura 2.29 - Torques experimentais e simulados para as seguintes situações: a) rosqueamento ideal; b) desalinhamento da ferramenta com o furo e c) macho com batimento (DOGRA; KAPOOR; DEVOR, 2002)

Dogra; Devor; Kapoor (2002) também propuseram um novo tipo de detalonamento, nos flancos do dente do macho, para reduzir o contato dos mesmos com os filetes de rosca e reduzir os efeitos de aumento de força na direção do avanço, que ocorrem devido ao erro de sincronismo. De acordo com os resultados, mostrados na Fig. 2.30, esse tipo de folga introduzida na ferramenta reduziu a força axial.

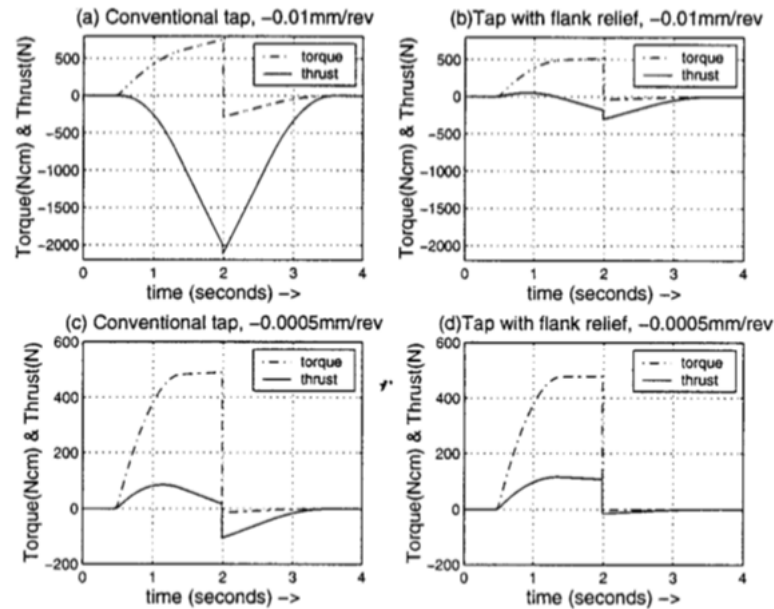


Figura 2.30 - Torque e força de avanço para: a) ferramenta convencional e avanço 0,01 mm/volta menor que o ideal; b) ferramenta com o novo alívio na nervura e avanço 0,01 mm/volta menor que o ideal; c) ferramenta convencional e avanço 0,0005 mm/volta menor que o ideal; d) ferramenta com o novo alívio na nervura e avanço 0,0005 mm/volta menor que o ideal (DOGRA; KAPOOR; DEVOR, 2002).

Mezentsev *et al.* (2002) pensaram em um modelo mecanicista (que assume que um sistema complexo pode ser entendido examinando separadamente as suas partes individuais, de maneira que elas se completem) do processo de rosqueamento para calcular o seu torque e as suas forças radiais, pois acredita-se que através do estudo dessas forças, pode ser possível detectar alguns problemas relativos à operação (batimento e desalinhamento entre ferramenta e furo). Simplificadamente, esse modelo é mostrado nas Equações Eq. (2.3), Eq. (2.4) e Eq. (2.5).

$$F_x(t) = \sum_{i=1}^n dF_{ri}(t) * \sin(\alpha_i) \quad (2.3)$$

$$F_y(t) = \sum_{i=1}^n -dF_{ri}(t) * \cos(\alpha_i) \quad (2.4)$$

$$M_t(t) = \sum_{i=1}^n dT_{ci}(t) \quad (2.5)$$

As forças radiais (F_x e F_y) são calculadas através do somatório das forças radiais elementares (dF_{ri}) em cada dente da ferramenta. Utiliza-se também, um ângulo local (α_i), que é formado entre o eixo X e uma linha imaginária que vai da origem à aresta de corte nos filetes que cortam a rosca no macho. O momento torsor (M_t), por sua vez, é calculado somando-se os torques elementais (dT_{ci}) de cada dente da ferramenta.

As equações pensadas por Mezentsev *et al.* (2002) consideram, simultaneamente, a

presença de três tipos de problema no processo de rosqueamento com macho de corte: desalinhamento axial entre a ferramenta e o furo, batimento da ferramenta e quebra de um dente. O torque é calculado somando-se o torque em cada aresta de corte da ferramenta, que por sua vez, é computado separadamente. O mesmo acontece para as forças radiais. Um dos grandes desafios deste modelo é o cálculo da parcela de material removido por cada dente, visto que ela muda para cada aresta na parte cônica da ferramenta.

Após o cálculo feito pelo modelo proposto, os efeitos de desalinhamento de eixos aumentaram a média da magnitude das forças axiais em regime permanente no rosqueamento. O torque não se alterou.

Quando aplicado um batimento na ferramenta, a magnitude das forças radiais aumentou em 100 %.

Ao se testar uma falha catastrófica em um dos dentes da ferramenta causou-se um aumento nas forças radiais quando o corte estava em regime permanente. O torque não se alterou. Em um efeito combinado entre batimento e desalinhamento, a magnitude das forças axiais aumentou. O torque aumentou ligeiramente.

Mezentsev *et al.* (2002) ainda concluíram que o padrão das forças e do torque foram diferentes para todos os testes, o que tornaria possível detectar todos esses tipos de falha, apenas analisando-se um gráfico de torque ou de forças axiais.

Cao e Sutherland (2002), em seu trabalho, optaram também pela utilização de um modelo mecanicista do rosqueamento com macho de corte para calcular seu torque e as forças axiais. Esse modelo leva em conta os esforços resultantes da formação do cavaco e do atrito entre ferramenta e peça. Esse tipo de modelo apresenta várias vantagens: ele possui elementos analíticos que descrevem os mecanismos do processo; o modelo mecanicista apresenta partes empíricas também, como a relação entre material a ser removido e a força atuante em cada aresta de corte; ele serve para uma gama enorme de condições de usinagem; e é excelente para soluções de problema do processo, e, também, para se otimizar o design da ferramenta de corte e as condições de corte.

Os autores, para construir o modelo, levaram em conta diversos parâmetros da ferramenta, como: o ângulo do chanfro, ângulo de saída, passo da rosca, diâmetro e número de canais. A complexidade da geometria da ferramenta torna difícil o processo de cálculo do avanço por dente da mesma, já que ele muda para todas as arestas de corte na parte cônica da ferramenta. Então, para esse modelo, divide-se a ferramenta em pequenos pedaços, perpendiculares à direção do avanço. A força de atrito, importante para o modelo, é calculada com a ajuda do

coeficiente de atrito e da pressão na interface de corte

Dos resultados, os autores apontaram algumas conclusões:

1 - A força axial total do processo consiste de uma carga base e uma que advém da compactação do cavaco nos canais da ferramenta. A primeira se deve ao processo de formação de cavaco e das forças de atrito. A segunda ocorre por causa do entupimento dos canais do macho devido ao excesso de cavaco preso ali. Essa carga é aleatória por natureza e pode ser até cinco vezes maior que a carga base, dependendo da geometria da ferramenta.

2 - O modelo previu com bastante precisão a força e o torque do processo. Porém, quando ocorreu entupimento dos canais, o modelo tendeu a ser altamente imprevisível, não conseguindo prever as forças corretamente, pois esse fenômeno não foi levado em conta no modelo mecanicista.

3 - A quebra dos machos se deu por torque excessivo, através de fraturas torcionais.

4 - O coeficiente de atrito entre peça e ferramenta muda de acordo com as condições de lubrificação. Além disso, o coeficiente de atrito muda com a velocidade de deslizamento das superfícies, geralmente diminuindo com o aumento da velocidade.

5 - Houve falha catastrófica de algumas ferramentas utilizadas nos ensaios experimentais. Os autores atribuem isso a características geométricas das ferramentas utilizadas: canais rasos e ângulo de chanfro elevado.

Ahn *et al.* (2003) desenvolveram um modelo de torque teórico, levando em conta a parte do chanfro da ferramenta, que efetivamente corta a rosca e a parte cilíndrica, onde há apenas um torque de atrito.

O trabalho se preocupou em reduzir o erro de sincronismo que existe em um rosqueamento com cabeçote fixo, desenvolvendo um controle para a sincronização dos movimentos de rotação e avanço na máquina.

Através deste controle, foi possível medir o erro de posicionamento máximo do eixo Z (direção do avanço). Quanto maior a velocidade de rotação, maior foi o erro de sincronismo da máquina e menor foi o período de corte em regime, devido aos períodos de aceleração e desaceleração.

Usou-se diferentes avanços para a avaliação do erro de sincronismo. Quanto mais afastado do avanço ideal (1 mm por volta), maior foi o erro observado. Dessa maneira, pode-se dizer que quanto maior o erro de sincronismo, maior seria a força causada por esse erro, o que ainda poderia acarretar em problemas do processo, como falha catastrófica da ferramenta.

Quando os autores avaliaram os efeitos do avanço no torque e na força de avanço, eles

perceberam que quanto mais distante é o avanço programado do avanço ideal, maior é a força de avanço e o torque máximo. A força de avanço aumentou em 12 vezes, quando o avanço foi alterado de 1 mm/volta para 0,96 mm/volta. Os autores explicam esse fenômeno pelo erro de sincronismo, que faz a ferramenta andar mais ou menos que o necessário por volta, cortando a rosca mais ou menos que o necessário.

Puzović e Kokotović (2006) propuseram um modelo para força axial e torque, derivado do modelo de forças de corte no plano ortogonal e sua posterior transformação em um corte oblíquo. Essa abordagem também é derivada do modelo de (ARMAREGO, 2000).

O trabalho tenta simplificar as ferramentas complexas em segmentos com arestas de corte. Esses segmentos foram escolhidos de maneira que eles podem ser considerados como ferramentas de geometria simplificada com cunhas de corte retas. Dito isso, o trabalho considera que cada uma dessas arestas de corte desenvolvem um corte oblíquo.

Nos resultados, eram esperadas uma grande variação entre o modelo matemático desenvolvido e os testes experimentais. Segundo os autores, essa afirmação faz sentido, pois, além da complexa natureza da operação de rosqueamento com macho de corte, o modelo utilizado é muito simplista. Um outro problema do modelo é a dificuldade de se calcular a pressão específica de corte, variável utilizada para o cálculo das forças no modelo apresentado.

Puzović e Kokotović (2006) afirmam que esse modelo é apropriado para prever a força axial e o torque no processo de rosqueamento.

Chen e Smith (2010) desenvolveram um modelo matemático para o rosqueamento baseado na abordagem Generalizada-Unificada da mecânica de remoção de material por usinagem de (ARMAREGO, 2000). O modelo idealizado neste trabalho considera um macho de corte de canais retos e tenta prever as forças e o torque no processo. Ele engloba toda a operação, levando em consideração as características geométricas da ferramenta, a velocidade de corte e os materiais da peça e da ferramenta.

No chanfro, apenas as maiores arestas de corte foram consideradas, a fim de simplificar o modelo. As arestas de corte foram consideradas como retas, devido aos pequenos comprimentos do gume e ângulo de saída.

Esse método utilizado para modelar o rosqueamento dividiu cada aresta de corte relevante em elementos oblíquos de cunha cortante simples. As forças de cada elemento foram calculadas através da análise de Ernst-Merchant. Essas forças foram idealizadas para estar no centro da aresta de corte.

O modelo é dependente de diversos fatores, como: o ângulo de saída da ferramenta,

comprimento de corte, ângulo de cisalhamento, coeficiente de atrito e pressão específica de corte. Ao resolvê-lo, Chen e Smith (2010) perceberam que houve uma boa correlação entre os valores retornados de força e torque para o modelo matemático e os testes experimentais.

Popovic; Stoic; Tanovic (2016) propõem um modelo analítico do processo de rosqueamento interno utilizando um macho de corte. A contribuição deste modelo está em considerar os efeitos das arestas de corte menores nos dentes do macho. A partir da incorporação deste importante aspecto geométrico, os resultados de torque e força do modelo apresentaram desvio médio de apenas 10 % com os valores dos testes experimentais.

Wan *et al.* (2017) pensaram um modelo matemático baseado no contato de superfícies para estudar as forças originadas do erro de sincronismo no processo de rosqueamento interno. Esse modelo é baseado no processo real de rosqueamento, que foi mapeado usando um interferômetro laser para se estudar o processo em um ambiente de trabalho convencional. Além disso, Wan *et al.* (2017) levam em consideração toda a complexa geometria do macho de corte, discretizando a ferramenta em pequenos discos, para contemplar todas as particularidades geométricas do macho nos cálculos de força e torque. Essas são as grandes contribuições do modelo.

A força induzida pelo erro de sincronismo foi modelada pensando que a superfície de folga dos dentes do macho vai se chocar com o filete de rosca recém-formado, e assim, o material do corpo de prova será prensado pela ferramenta, resultando no aparecimento de uma força indesejada.

A metodologia proposta foi verificada experimentalmente. Observou-se que, mesmo em um processo de rosqueamento ideal, com o avanço por rotação sendo exatamente o passo da rosca, ainda há um erro de sincronismo. Esse fenômeno pode ocorrer devido à incompatibilidade entre o motor do eixo árvore (rotação da ferramenta) e o motor do eixo Z (que imprime o avanço da ferramenta) da própria máquina. Por esse motivo, o erro real de sincronismo é muito diferente daquele que se espera que apareça ao defini-lo artificialmente, como em outros modelos.

Adicionalmente, Wan *et al.* (2017) afirmam que o erro de sincronismo tem grande influência na força na direção do avanço e tem pouca ou nenhuma influência nas forças transversais.

Ma *et al.* (2019) criaram o primeiro modelo para investigar o problema dinâmico no processo de rosqueamento interno. As expressões dinâmicas consideram mutuamente os efeitos de vibração lateral e vibrações torcionais e axiais na formação do cavaco para cada aresta de

corte da ferramenta. As expressões detalhadas podem ser melhor estudadas no artigo.

A investigação dinâmica do processo de rosqueamento interno é essencial para garantir a qualidade das paredes da rosca e uma maior vida da ferramenta. O modelo mostrou que a influência da vibração lateral e da torcional/axial são independentes uma da outra.

De acordo com Ma *et al.* (2019), um comprimento de chanfro maior na ferramenta pode acarretar um processo mais instável, do ponto de vista dinâmico. Dessa forma, as empresas que produzem ferramentas para rosqueamento interno devem considerar o problema dinâmico do processo para projetar suas ferramentas.

CAPÍTULO III

ELEMENTOS FINITOS

Problemas de engenharia, usualmente, podem ser descritos através de equações diferenciais. Essas equações, normalmente, são muito difíceis de serem resolvidas. Mas, com o avanço dos processadores computacionais, uma grande gama de métodos numéricos foi desenvolvida para resolver essas complexas equações. Um dos métodos mais populares para tal é o método dos elementos finitos, que é considerado vantajoso (facilidade de se escrever um programa computacional genérico, por exemplo) (KWON; BANG, 2000).

O método dos elementos finitos tem como ideia básica substituir um problema complexo por um mais simples (RAO, 2004). Para isso, ele divide (discretiza) as estruturas do modelo em pequenas, porém finitas e bem definidas subestruturas (elementos). Por meio de funções polinomiais, juntamente com operações matriciais, o comportamento contínuo de cada elemento é desenvolvido em termos das propriedades geométricas e do material que o compõe (BUDYNAS; NISBETT, 2011).

O MEF se tornou uma importante ferramenta para a usinagem. A Tabela 3.1 mostra uma visão geral sobre os métodos numéricos aplicados à essa área da engenharia (ARRAZOLA *et al.*, 2013).

Tabela 3.1 - Visão geral dos métodos numéricos aplicados à engenharia

Capacidade	Consegue prever forças, geometria do cavaco, tensões, deformações, taxas de deformações e temperatura.
Limitações	Os modelos constitutivos dos materiais e de atrito não são muito precisos, o tempo de processamento computacional ainda é muito alto e a malha precisa ser muito densa e fina para descrever superfícies muito complexas.
Vantagens	Muito utilizado na indústria, os parâmetros de usinagem podem ser facilmente utilizados.
Desvantagens	Tempo de processamento computacional muito alto.

Através da Figura 3.1 é possível visualizar a importância do MEF na usinagem e sua vasta aplicação, em diversos processos e diferentes abordagens de estudos que acercam essa área da engenharia.

A Figura 3.1 é marcante para o processo de rosqueamento. Ele não aparece listado como um dos processos de usinagem mais relevantes onde os pesquisadores se utilizam do MEF para estudá-lo, apesar de ser uma ferramenta muito adequada para tal.

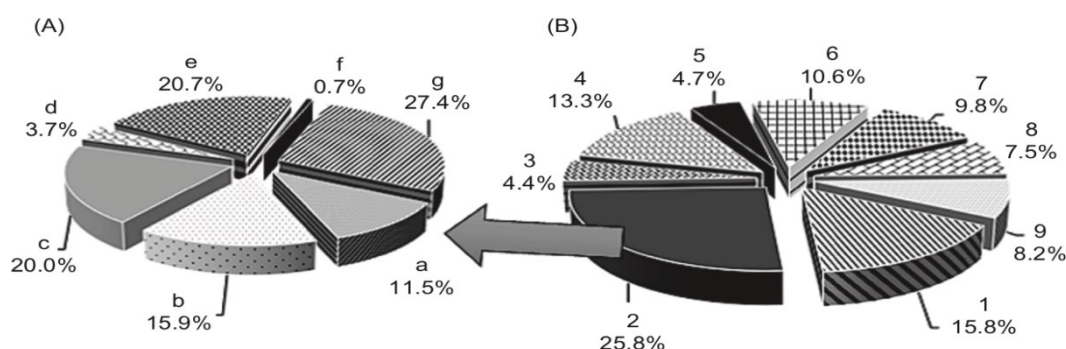


Figura 3.1 - Distribuição das operações (A) e de problemas (B) na usinagem que utilizam o MEF. (A) a torneamento; b, fresamento; c, furação; d, serramento; e, retificação; f, brochamento; g, processos de usinagem não convencionais. (B) 1, mecanismos de remoção de material e generalidades dos processos; 2, modelos computacionais para processos específicos de usinagem; 3, efeitos da geometria da ferramenta e parâmetros do processo; 4, aspectos térmicos na usinagem; 5, estresse residual na usinagem; 6, análise dinâmica; 7, vida da ferramenta; 8, mecanismo de formação do cavaco; 9, otimização do processo e outros problemas (MARKOPOULOS, 2013).

A simulação tridimensional do processo de rosqueamento interno com macho de corte é pouco usual devido à complexidade da geometria da ferramenta e ao longo tempo computacional despendido para esse tipo de simulação. Dessa forma, Oezkaya e Biermann (2017) propuseram um modelo tridimensional segmentado do processo.

Como cada dente da parte chanfrada do macho de corte possuiu uma geometria diferente, o modelo não pode usar simplificações que outros modelos que simulam processos como torneamento e fresamento utilizam. Assim, uma simulação completa do processo foi efetuada primeiramente, e, posteriormente, a peça de trabalho foi simplificada, como mostra a Fig. 3.2. Com essa metodologia, os autores conseguiram reduzir o tempo de simulação de 4.320 para 170 horas. Para obter o torque total, com o modelo de corpo de prova segmentado, um modelo matemático foi desenvolvido.

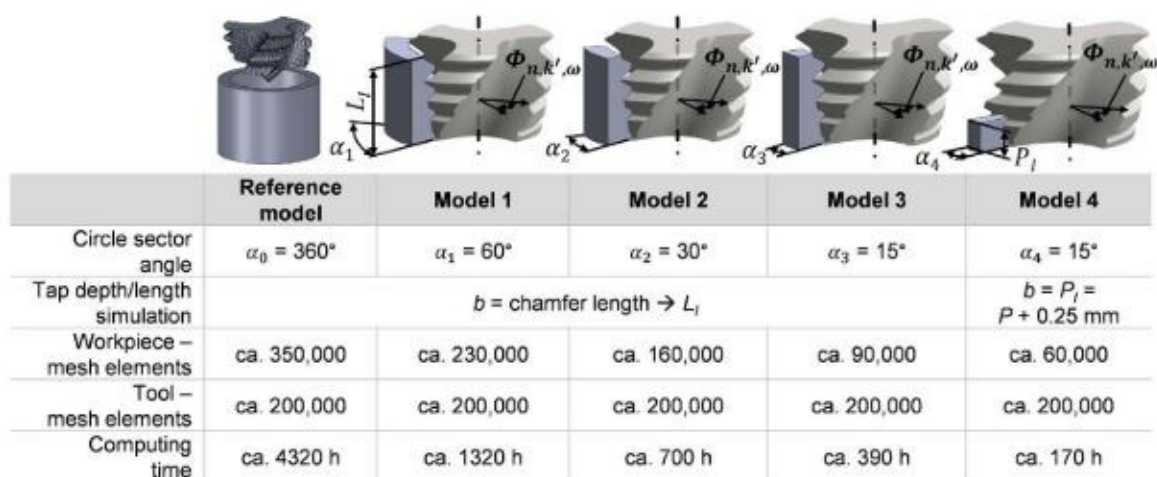


Figura 3.2 – Resultados de tempo de simulação, do número de elementos na malha da ferramenta e do corpo de prova para cada modelo seccionado utilizado (OEZKAYA; BIERMANN, 2017)

Após os testes, o modelo matemático desenvolvido pelos autores foi empregado para cada modelo segmentado e simulado pelo MEF. Esse modelo possibilitou a previsão da curva de torque, como se o modelo não estivesse realizando um corte interrompido. Os resultados mostraram que a metodologia apresentada no trabalho conseguiu calcular o torque do processo de rosqueamento interno.

3.1. Malha

Um dos parâmetros mais importantes para um modelo em elementos finitos é a malha, produto da discretização dos elementos mecânicos envolvidos no problema (NIESŁONY *et al.*, 2015). Na Figura 3.3 podemos observar uma malha tetraédrica tridimensional em uma aresta de corte de um inserto para usinagem.

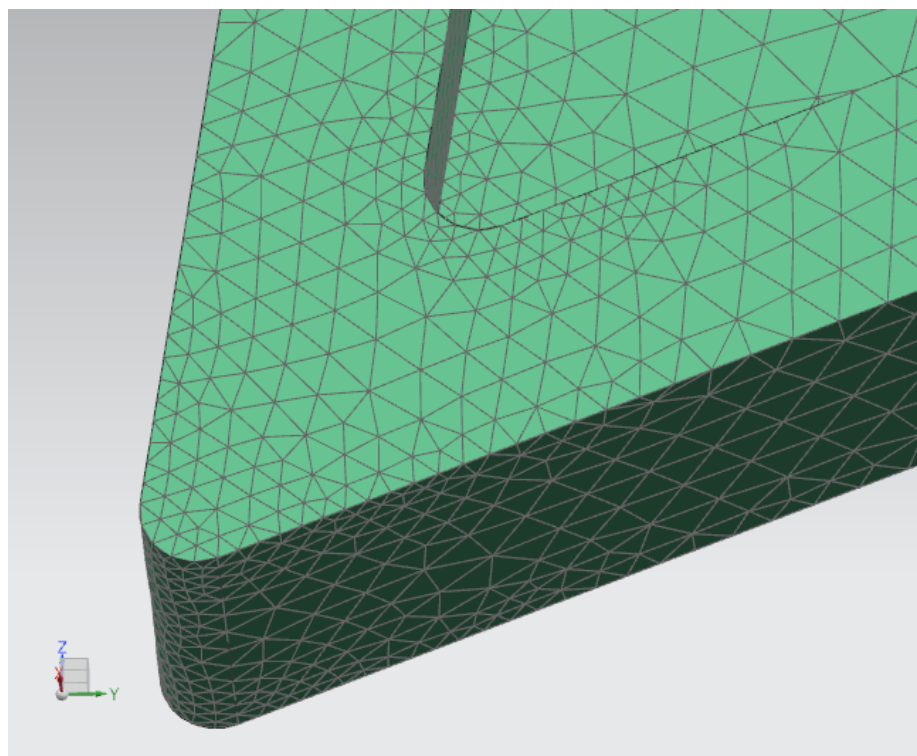


Figura 3.3 - Malha composta por elementos tetraédricos em uma aresta de corte de um inserto utilizado na usinagem

A malha é composta por elementos e nós. Os nós são as entidades governantes fundamentais dos elementos, pois eles são responsáveis por ligá-los e, além disso, são neles que as propriedades elásticas do elemento eventualmente são estabelecidas, as condições de contorno são atribuídas e as forças (de contato ou do corpo) são finalmente aplicadas (BUDYNAS; NISBETT, 2011). Os nós podem ter seis graus de liberdade: três graus de liberdade no movimento de translação e três graus de liberdade para os movimentos de rotação.

Os elementos são definidos localmente na forma de uma matriz e são montados globalmente por seus nós compartilhados em uma matriz global. As cargas aplicadas e as condições de contorno são então especificadas e, por meio de operações matriciais, os valores de todos os graus de liberdade de deslocamento desconhecidos são determinados. Conhecendo-se os deslocamentos, podem-se calcular as deformações e tensões utilizando as equações da mecânica do contínuo e as leis constitutivas dos materiais.

A malha está intimamente ligada à qualidade dos resultados retornados, pois deve representar de maneira verossímil todas as partes das geometrias presentes. O tamanho, a forma e o número de elementos utilizados na malha são parâmetros essenciais para o sucesso da simulação (MARKOPOULOS, 2013).

3.2. Algoritmos explícitos

Para a solução dos problemas numéricos, o MEF apresenta dois métodos de integração no tempo: um implícito e outro explícito.

Os métodos implícitos requerem soluções de sistemas de equações para cada passo de tempo envolvendo as matrizes de massa, rigidez e amortecimento. As vantagens são verificadas em problemas dinâmicos com pequenas não linearidades, pois permitem usar um passo de tempo maior, resultando em uma melhor estabilidade numérica e precisão (BATHE, 2008).

Algoritmos explícitos são mais atraentes para problemas como os de usinagem, que envolvem complicadas relações de contato entre ferramenta e peça. A integração explícita no tempo é particularmente melhor para problemas tridimensionais, onde integrações implícitas levam a matrizes muito extensas e complexas, que sobrecarregam os processadores do computador. Neste tipo de integração, o passo de tempo crítico é tão menor quanto o menor elemento utilizado no modelo, o que resulta em um passo muito menor que o necessário para integrar elementos de malha mais grosseiros (maiores). Ainda, outra vantagem da integração explícita é que ela é adequada para uso em processadores em paralelo, que são o tipo mais utilizado hoje em dia (MARUSICH; ORTIZ, 1995). A integração explícita no tempo será explicada a seguir.

3.2.1. Solução por integração explícita no tempo

Considerando um problema não linear, a discretização temporal e espacial da estrutura a ser estudada pode ser representada pela equação do movimento, tendo como base a expansão de Taylor.

$$M \cdot \ddot{u} + p(u, \dot{u}) = f(u, t) \quad (3.1)$$

Na Equação (3.1), M é a matriz de massa da estrutura, u , \dot{u} e \ddot{u} são os vetores deslocamento, velocidade e aceleração, respectivamente, $p(u, \dot{u})$ são forças internas quaisquer e $f(u, t)$ são forças externas quaisquer (DUARTE, 2007).

Os métodos explícitos são condicionalmente estáveis, de modo que a convergência do problema ocorre quando o passo de tempo for menor que um valor crítico Δt_{crit} . Esse valor crítico pode ser estimado levando em conta as propriedades elásticas do material e o tamanho

do menor elemento da malha, de acordo com a Eq. (3.2):

$$\Delta t_{crit} = \frac{L}{c} \quad (3.2)$$

Onde L é o comprimento característico do menor elemento na malha e c é a velocidade do som se propagando no material, cujo valor é dado pela Eq. (3.3):

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (3.3)$$

Sendo E o módulo de elasticidade do material e ρ a densidade do material.

A integração, então, é feita baseada no algoritmo das diferenças finitas, de modo que o passo de tempo seguinte é determinado pela iteração anterior somada a um fator relativo ao novo instante de tempo, conforme mostrado na Eq. (3.4):

$$t_{n+1} = t_n + \Delta t_{n+1} \quad (3.4)$$

Deste modo, a Eq. (3.1) determina a configuração em um instante t_{n+1} a partir da configuração conhecida no instante t_n , de maneira que a aceleração, a velocidade e o deslocamento de um ponto nodal podem ser obtidos pelas Eq. (3.5), Eq. respectivamente. (3.6) e Eq. (3.7),

$$\ddot{u}_n = M^{-1} \cdot (p(u, \dot{u})_n - f(u, t)_n - C_1 \cdot \dot{u}_n) \quad (3.5)$$

$$\dot{u}_{n+\frac{1}{2}} = \dot{u}_{n-\frac{1}{2}} + \frac{1}{2}(\Delta t_n + \Delta t_{n+1})\ddot{u}_n \quad (3.6)$$

$$u_{n+1} = u_n + \Delta t_{n+1}\dot{u}_{n+\frac{1}{2}} \quad (3.7)$$

Onde o termo $C_1 \cdot \dot{u}_n$ representa a componente de amortecimento.

Nos últimos 20 anos, uma série de softwares comerciais que usam o método dos elementos finitos e o método de integração explícita no tempo foram lançados, e, alguns, possuem pacotes destinados às operações de usinagem. Esses programas têm sido amplamente aceitos pelos pesquisadores, já que podem simplificar o procedimento geral de construção de modelos, além de adicionar qualidade e precisão aos modelos propostos. Esses softwares são

programados por especialistas que vêm testando seu produto ao longo de anos, sempre implementando novos códigos e agregando mais ferramentas para o usuário (MARKOPOULOS, 2013). Um destes softwares é o AdvantEdge.

3.3. AdvantEdge

Um dos softwares comerciais especializados em processos de usinagem é o AdvantEdge. Esse é um software dinâmico explícito, que usa equações termo mecânicas, baseado no MEF, para simular esses processos (MARUSICH, 2001). Para a solução dos problemas, o programa utiliza da técnica Lagrangiana com integração explícita no tempo e com análise transiente termo mecânica. Para a malha, ele usa uma técnica adaptativa, onde a malha é reconstruída à medida que as interações entre ferramenta e peça acontecem. Através da Figura 3.4, é possível se ver alguns dos processos que esse software pode simular. As principais características do software serão explicadas brevemente nos tópicos a seguir. A sua formulação em elementos finitos é melhor explicada nas referências: Man *et al.* (2012); Marusich (2001); Marusich e Ortiz (1995).

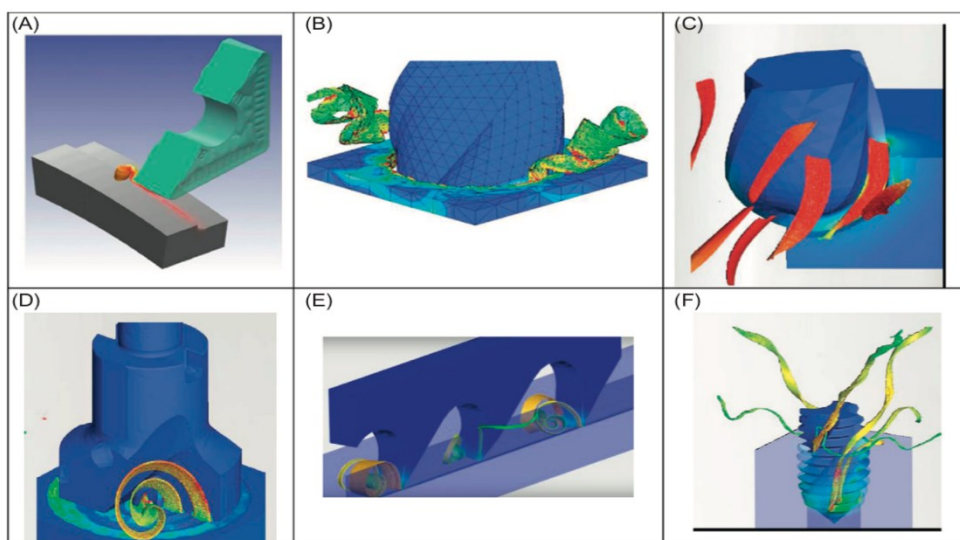


Figura 3.4 - Processos de usinagem simulados com a ajuda do software AdvantEdge: A) Torneamento; B) Furação; C) Fresamento tangencial; D) Fresamento plano frontal; E) Serramento; F) Rosqueamento (ADVANTEDGE USER'S MANUAL, 2017).

3.4. Método Lagrangiano

O método Lagrangiano, Fig. 3.5 é muito comum nas técnicas numéricas de modelagem.

A grande característica dessa formulação é que a malha discretizada é presa ao corpo de prova (GRZESIK, 2008). Essa formulação pode ser usada para simular grandes fluxos de material se deformando livremente, desde que, os sólidos estejam submetidos a uma constante reconstrução em suas malhas, esquematizado na Fig. 3.6. Com esse tipo de abordagem, os nós e os elementos são refeitos, em intervalos regulares de tempo, através de uma triangulação dos novos elementos em uma superfície recém-criada.

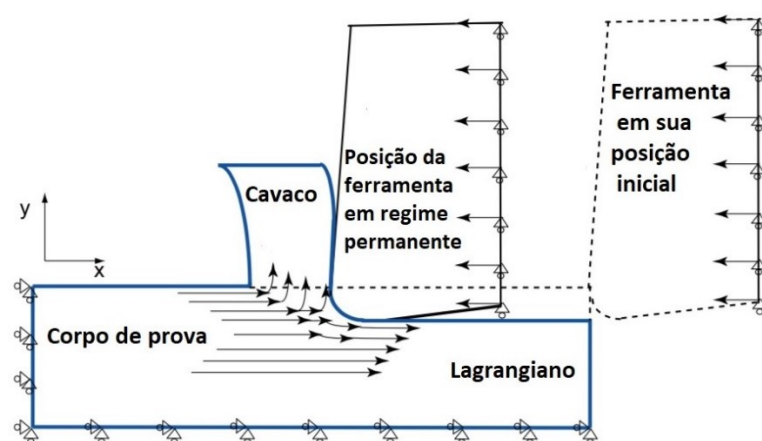


Figura 3.5 - Esquema simplificado do método Lagrangiano (ARRAZOLA, PEDRO J.; ÖZEL, 2010, modificado).

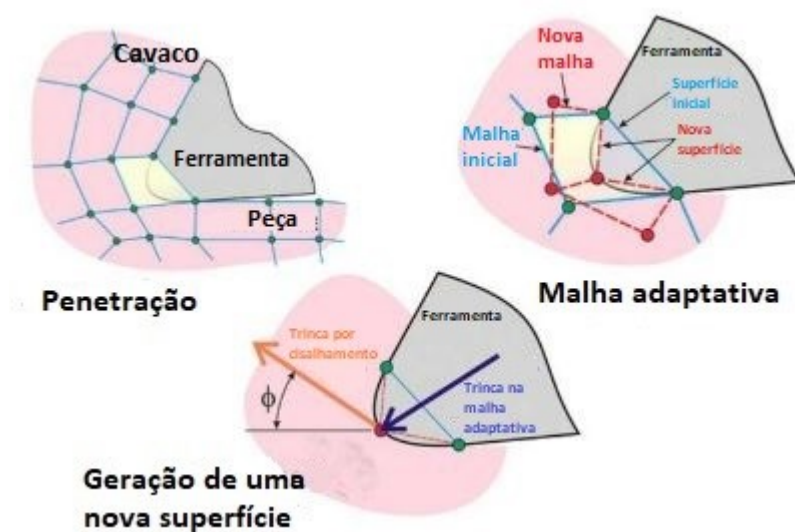


Figura 3.6 - Esquema de como novos elementos são gerados na malha adaptativa (BIL; KILIÇ; TEKKAYA, 2004, modificado)

Essa constante readaptação da malha gera um refinamento da mesma em regiões que foram fortemente deformadas plasticamente. Portanto, essa técnica é a principal ferramenta

usada para contornar as dificuldades associadas à alta distorção dos elementos, causada por altas taxas de deformação, típicas dos processos de usinagem com remoção de cavaco. A malha adaptativa também é um meio de se entender como ocorre a propagação das trincas no cavaco (MARUSICH; ORTIZ, 1995).

3.5. Modelo Constitutivo

Um aspecto crucial para as simulações de sistemas dinâmicos, como na usinagem, é a implementação de um modelo constitutivo. A fim de descrever corretamente o comportamento dos materiais, o modelo constitutivo utilizado no software AdvantEdge foi idealizado por Marusich e Ortiz (1995) e é denominado como “Power Viscosity Law”. Ele assume que há uma relação na forma de potência para determinar a tensão de fluxo do material como função da tensão, da taxa de deformação e da temperatura (ARRAZOLA *et al.*, 2013).

Esse modelo constitutivo é descrito na Eq. (3.8) onde: $g(\varepsilon^p)$ representa o endurecimento advindo do encruamento, $\Gamma(\dot{\varepsilon})$ é a sensibilidade da taxa de deformação e $\Theta(T)$ é o termo que leva em consideração a perda de resistência do material pelas altas temperaturas.

$$\sigma(\varepsilon^p, \dot{\varepsilon}, T) = g(\varepsilon^p) \times \Gamma(\dot{\varepsilon}) \times \Theta(T) \quad (3.8)$$

As equações que descrevem o endurecimento do material por deformação são melhores descritas pelas equações Eq. (3.9) e Eq. (3.10)

$$g(\varepsilon^p) = \sigma_0 \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p} \right)^{\frac{1}{n}}, \text{ se } \varepsilon^p < \varepsilon_{cut}^p \quad (3.9)$$

$$g(\varepsilon^p) = \sigma_0 \left(1 + \frac{\varepsilon_{cut}^p}{\varepsilon_0^p} \right)^{\frac{1}{n}}, \text{ se } \varepsilon^p \geq \varepsilon_{cut}^p \quad (3.10)$$

O termo σ_0 é o início da tensão de escoamento, ε^p é a deformação plástica, ε_0^p é a deformação plástica de referência, ε_{cut}^p é o limite de resistência e $\frac{1}{n}$ é o expoente de encruamento.

As equações para se obter o termo que leva em consideração a perda de resistência do material pelas altas temperaturas estão descritas a seguir, na Eq. (3.11) e Eq. (3.12).

$$\Theta(T) = c_0 + c_1 T^1 + c_2 T^2 + c_3 T^3 + c_4 T^4 + c_5 T^5, \text{ se } T < T_{cut} \quad (3.11)$$

$$\Theta(T) = \Theta(T_{cut}) \left(1 - \frac{T - T_{cut}}{T_{melt} - T_{cut}}\right), \text{ se } T \geq T_{cut} \quad (3.12)$$

Os termos c_0 até c_5 são coeficientes utilizados para um ajuste polinomial em uma curva tensão de escoamento versus temperatura; T é a temperatura; T_{cut} é o limite de temperatura operacional do material; T_{melt} é a temperatura de fusão.

A sensibilidade da taxa de deformação é obtida pelas equações Eq. (3.13) e Eq. (3.14).

$$\Gamma(\dot{\epsilon}) = \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{\frac{1}{m_1}}, \text{ se } \dot{\epsilon} \leq \dot{\epsilon}_t \quad (3.13)$$

$$\Gamma(\dot{\epsilon}) = \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{\frac{1}{m_2}} \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}_t}{\dot{\epsilon}_0}\right)^{\frac{1}{m_1} - \frac{1}{m_2}}, \text{ se } \dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_t \quad (3.14)$$

Onde: $\dot{\epsilon}$ é a taxa de deformação plástica; $\dot{\epsilon}_0$ é a taxa de deformação plástica de referência; $\dot{\epsilon}_t$ é o ponto de transição entre baixa e alta taxa de deformação; m_1 e m_2 são o maior e menor expoentes da sensibilidade à taxa de deformação, respectivamente.

Os dados necessários para se utilizar essas equações incluem propriedades físicas, térmicas, de atrito e de fluxo de calor dos materiais envolvidos. Além disso, são necessárias também, suas características quando estão submetidos à altas tensões e temperaturas, condições semelhantes às encontradas na zona de cisalhamento primário em um processo de usinagem qualquer (NOVAKOV, 2010).

A dificuldade de se obter bons resultados em simulações numéricas de processos de usinagem se dá justamente pela complexidade de se obter as características físicas dos materiais quando eles são submetidos à altas temperaturas e taxas de deformação (NOVAKOV, 2010).

Sartkulvanich; Altan; Göcmen (2005) provaram que quanto melhores são as informações de entrada do modelo constitutivo dos materiais, melhores são os resultados das simulações numéricas para um processo de usinagem.

A *Power Viscosity Law* é um modelo constitutivo considerado simples, de, relativamente, poucos parâmetros e que pode ser calibrado facilmente. Por outro lado, falta ao modelo incorporar características microestruturais dos materiais, ele ignora interações de segunda ordem e os parâmetros utilizados não podem ser acessados pelo usuário do software AdvantEdge (MELKOTE *et al.*, 2017).

3.6. Contato

Os processos de usinagem envolvem o contato entre corpos deformáveis: a ferramenta e a peça. No método dos elementos finitos, descrever esse contato é muito importante, pois nele, essas superfícies em contato são descritas por malhas (PANTALÉ *et al.*, 2004).

O AdvantEdge usa uma metodologia para descrever o contato entre dois objetos onde ele supõe que uma superfície seja “escrava” e outra seja a “mestre”. Dessa forma, o software começa a calcular a aceleração nodal das forças desbalanceadas para prever as posições nodais, as velocidades e as acelerações de cada elemento de uma malha em contato com outra.

O software também adota um critério de fratura, necessidade essa, advinda da sua formulação Lagrangiana (ÖZEL, 2006). O processo de formação de cavacos, sejam eles segmentados ou contínuos, envolve a propagação de trincas através do material do corpo de prova. A simulação dessas morfologias de cavacos requer, portanto, a formulação de critérios de fratura adequados, em conjunto com procedimentos numéricos para nucleação e propagação de uma trinca através da malha. O critério de fratura é um mecanismo utilizado para se saber quando o cavaco começará a se formar e utiliza uma tensão crítica de deformação para cada material. Simplificadamente, pode ser visto na Eq. (3.15). D_a é a variável adimensional que serve para armazenar o dano acumulado, $\Delta \varepsilon_i^p$ é o incremento instantâneo de deformação e ε_{fi}^p é a deformação instantânea limite para o colapso do material.

$$D_a = \sum_i \frac{\Delta \varepsilon_i^p}{\varepsilon_{fi}^p} \quad (3.15)$$

O modelo de atrito utilizado pelo software é o Modelo de Coulomb. Esse modelo, bastante simplista, diz que a força de atrito no contato entre os materiais pode ser descrita como a força normal multiplicada por um coeficiente de atrito constante. Segundo Machado *et al.* (2015), este modelo de atrito não é o mais adequado para os processos de usinagem. Devido à alta pressão existente na interface ferramenta-peça-cavaco, o contato entre a peça e a ferramenta não possui um coeficiente de atrito constante. Dessa forma, os materiais podem falhar por cisalhamento antes mesmo de deslizar na superfície de contato (GAO; KO; LEE, 2018).

Apesar disso, modelos altamente simplificados, como o de Coulomb, são muito utilizados nas simulações nessa área da engenharia. As principais razões para isso incluem o conhecimento limitado sobre a complexa interação entre ferramenta e peça e a falta de técnicas experimentais adequadas para medir os parâmetros de atrito relevantes para as condições de corte (MELKOTE *et al.*, 2017).

Em uma operação de usinagem, o coeficiente de atrito médio é substancialmente afetado pela velocidade de corte (muito devido ao amolecimento do metal devido à altas temperaturas), o avanço (devido ao esforço normal), o ângulo de saída (por controlar a intensidade da deformação plástica na região primária de cisalhamento) e pela modificação das condições tribológicas que os revestimentos de ferramenta causam (ÖZEL, 2006).

O uso de coeficientes de atrito baseado na lei de Coulomb para representar as condições de contato na região cavaco-ferramenta-peça em todos os regimes de corte é irrealista. Como resultado, as variáveis de saída, soluções do modelo, podem apresentar diferenças significativas, se comparadas a valores experimentais obtidos (MELKOTE *et al.*, 2017).

Arrazola e Özel (2010) investigaram a importância do modelo de atrito nas simulações utilizando o MEF e notaram que as forças de avanço (thrust force) são as mais influenciadas pelo atrito. Utilizando a lei de Coulomb, essas forças são 35 % maiores que as forças calculadas com o auxílio de outros modelos.

Sartkulvanich; Altan; Göcmen (2005) testaram a sensibilidade da resposta em uma simulação de corte ortogonal, variando-se o coeficiente de atrito, no modelo de Coulomb. Eles descobriram que ao se aumentar o coeficiente de atrito do modelo, aumenta-se a área de contato entre a ferramenta e a peça. Esse efeito traduz em um aumento das forças de corte, necessárias para a formação do cavaco. Um aumento no coeficiente de atrito de 0,1 para 0,5 aumentou a força de corte em 17 % e a força de avanço em mais de 60 %.

3.7. Simulação utilizando o software AdvantEdge

O software AdvantEdge vem sendo muito utilizado nas pesquisas em usinagem desde o início do século atual, muito por causa da melhoria dos modelos que descrevem os materiais e também por causa do maior poder de processamento dos computadores modernos.

Marusich (2001) utilizou o software para estudar os efeitos da velocidade de corte e do atrito nas forças de usinagem. O autor propôs um modelo bidimensional de um corte ortogonal para simular o corte de uma liga de alumínio Al6061. Ele descobriu que, através da utilização de vários parâmetros de corte, a região secundária de cisalhamento é parte crucial do processo de usinagem pois as forças de usinagem diminuem em função da velocidade de corte. Esse comportamento é evidenciado pela diminuição da espessura do cavaco e do aumento significativo da temperatura na interface ferramenta-cavaco, isso, enquanto há um aumento na

velocidade de corte. Já as temperaturas na região primária de cisalhamento aumentam apenas modestamente, e não podem ser as responsáveis pela alteração das forças de corte.

Bil; Kiliç; Tekkaya (2004) compararam 3 softwares comerciais (Deform 2D, Marc e AdvantEdge), realizando simulações de um corte ortogonal em um corpo de prova de aço C15. Os autores comparam as forças de corte e de avanço, ângulo de cisalhamento, espessura do cavaco e comprimento de contato com o cavaco na superfície de saída da ferramenta. Todas as simulações foram comparadas, também, com testes experimentais.

Os autores concluíram que nenhum dos três códigos simula satisfatoriamente o processo e os dados de saída não se correlacionaram bem com os dados medidos experimentalmente. Os autores apontam o método de separação de cavaco e o modelo de atrito utilizado nas simulações como os principais fatores responsáveis pelos resultados insatisfatórios dos modelos, se comparado aos resultados experimentais.

Ma; Pelate; Lei (2013) investigaram, com auxílio do software, o efeito de quatro variáveis (temperatura inicial do corpo de prova, ângulo de saída da ferramenta, avanço e profundidade de corte) no torneamento de um material biocerâmico: nano-Hap. Após a realização dos testes, variando os parâmetros citados, foi constatado que ao se aumentar a temperatura inicial da peça, é possível se aplicar maiores avanços e menores (negativos) ângulos de saída. A variação na profundidade de corte não interferiu no aumento do avanço, portanto, todas as profundidades de corte poderiam ser utilizadas para todos os avanços aplicados.

Nieslony *et al.* (2015) testaram os parâmetros de malha que o software AdvantEdge oferece para identificar os melhores a serem usados em uma ferramenta para torneamento. O modelo usado foi tridimensional, a ferramenta, uma pastilha CNMG 120412-UP da Kennametal com quebra cavaco de aço rápido e revestida de TiNAl. O material do corpo de prova era uma liga de titânio Ti6Al4V.

Vários parâmetros de malha foram modificados de modo a ter malhas mais finas, com mais elementos, e mais grosseiras, com menos elementos. As malhas mais finas demoraram cerca de 144 horas para serem calculadas, as mais grosseiras, entre 18 horas e 25 horas. Os autores concluíram que não é necessário aumentar a densidade da malha em toda ferramenta, mas sim, nas áreas de interesse, como a aresta de corte da ferramenta. Além disso, eles observaram existir parâmetros ideais para a malha, onde o tempo computacional não é tão longo, mas os resultados são tão satisfatórios quanto para malhas extremamente finas e densas. Ademais, os sinais de força foram alterados de acordo com a malha utilizada e os autores observaram que é possível diminuir as oscilações de força de acordo com os parâmetros de

malha adotados.

Peng *et al.* (2016) utilizaram o software AdvantEdge para simular tridimensionalmente o processo de rosqueamento interno. Foi utilizado um macho M8x1,25 para usinar um corpo de prova de Ti6Al4V. Esse artigo utilizou o programa em questão para estudar a influência de alguns parâmetros geométricos da ferramenta nas forças de usinagem. Uma das descobertas do artigo é que houve um aumento das forças transversais e uma redução na força axial quando se reduz o ângulo de folga no chanfro da ferramenta. Outra descoberta valiosa do artigo foi que as forças de usinagem do processo são sensíveis ao raio de arredondamento das arestas de corte da ferramenta.

Davoudinejad *et al.* (2017) tentaram simular, através de um modelo tridimensional, o batimento radial em um processo de microfresamento. A ferramenta (Dormer S150.05 revestida de TiNAl-X) foi modelada tridimensionalmente como sendo um corpo rígido. O corpo de prova, deformável, tinha aproximadamente 60.000 elementos e o batimento radial foi incorporado em todos os testes efetuados. As forças em todas as direções mostraram que o batimento radial influenciou nos resultados, mostrando que esse efeito causa consequências no processo.

Jackson *et al.* (2017) utilizaram o programa para estudar um processo de microusinagem em um corpo de prova de Ti6Al4V utilizando uma ferramenta com revestimento de diamante. O modelo idealizado foi em corte ortogonal para reduzir o tempo de processamento do computador.

O trabalho variou alguns parâmetros de corte como velocidade e avanço. Através dos testes, os autores puderam fazer algumas conclusões sobre a formação do microcavaco dependendo da magnitude das forças de usinagem e de avanço. Além disso, perceberam que devido as baixas temperaturas envolvidas neste processo (entre 24° C e 42° C) o mecanismo de formação do cavaco é diferente dos processos de usinagem convencional em macroescala, dependendo muito mais de efeitos cinemáticos e cinéticos.

Mishra; Ghosh; Aravindan (2018) utilizaram o software para estudar insertos texturizados, utilizando-os em uma usinagem sem utilização de fluido de corte. O modelo idealizado foi tridimensional. Os insertos texturizados foram modelados com várias formas geométricas (triangulares, redondas e quadradas), e essa texturização foi aplicada na superfície principal de corte e na superfície de folga. O trabalho constatou que a forma da textura das ferramentas afeta nas forças de corte em um processo de torneamento. A profundidade da textura não causou efeito algum nas simulações. Ainda, o artigo constatou que ferramentas

texturizadas podem ser usadas na usinagem de titânio de forma eficaz, porém, não causam efeito algum se utilizadas altas profundidades de corte e altos avanços.

Além destes trabalhos, outros autores também utilizaram o software AdvantEdge para simular e estudar processos de usinagem (DALI; GHANI; HARON, 2017; DEL PRETE; PRIMO; FRANCHI, 2013; KUMBERA *et al.*, 2001; USUI; WADELL; MARUSICH, 2014)

CAPÍTULO IV

METODOLOGIA

4.1. Obtenção do modelo em elementos finitos

O software AdvantEdge foi utilizado para realizar todas as simulações tridimensionais deste trabalho. Deste modo, o modelo em elementos finitos foi criado dentro do programa.

Para o processo de rosqueamento interno o software apenas permite modelar o corpo de prova que será utilizado em seu ambiente. Sendo assim, o macho de corte foi modelado com a ajuda de um software CAD 3D. O modelo da ferramenta utilizada está representado na Fig. 4.1. É um macho de corte de 3 canais, de passo 1 mm por volta e três filetes de rosca na região chanfrada, sem revestimento. Esse macho possui um alívio radial do tipo excêntrico e seus ângulos mais importantes estão listados na Tabela 4.1.

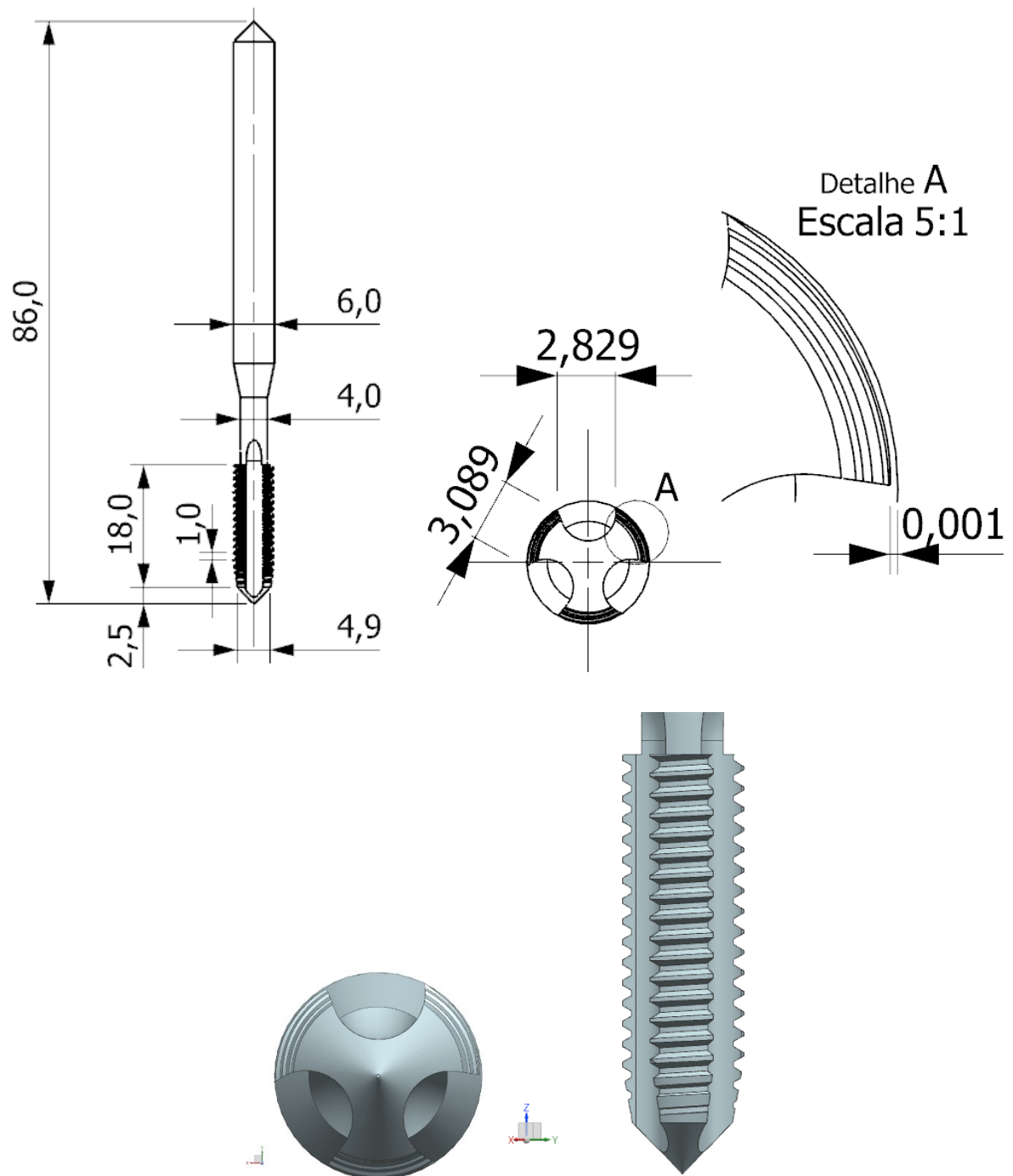


Figura 4.1 - Modelo e algumas dimensões do macho de corte utilizado

Tabela 4.1 - Ângulos importantes do macho de corte base do trabalho

Ângulo de saída	8°
Ângulo de folga no chanfro	4°
Ângulo do chanfro	10°

O corpo de prova também foi modelado através do software. Suas dimensões estão

mostradas na Tabela 4.2 e ele pode ser visto na Fig. 4.2 O diâmetro do furo foi escolhido atendendo a recomendação para uma ferramenta M6.

Tabela 4.2 - Dimensões do corpo de prova utilizado nos testes

Espessura (mm)	Altura (mm)	Comprimento (mm)	Diâmetro do furo (mm)	Profundidade do chanfro do furo (mm)	Ângulo do chanfro (graus)
12,00	5,00	12,00	5,00	0,50	45,00

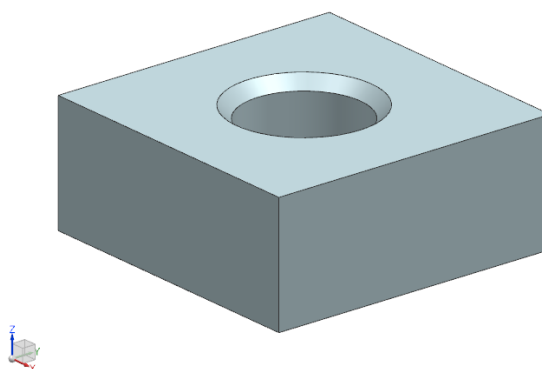


Figura 4.2 - Corpo de prova utilizado

A definição dos materiais da ferramenta e da peça é feito a partir do banco de dados do software. Isso foi feito para tirar vantagem deste banco de dados, que armazena todas as propriedades dos materiais, importantes parâmetros para esse tipo de simulação.

O material do corpo de prova é um ferro fundido nodular “Nodular 4040”, de dureza 17,5 HRC e composição química listada na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Composição química do ferro fundido nodular "Nodular 4040" (ADVANTEDGE USER'S MANUAL, 2017).

Elemento	C	Cr	Mn	Ni	P	S	Si
Peso (%)	3,700	0,100	0,500	0,050	0,020	0,014	2,500

O material escolhido para a ferramenta é um aço rápido HSS-M2, com composições químicas listada na Tabela 4.4 Algumas de suas propriedades mecânicas são pontuadas na Tabela 4.5.

Tabela 4.4 - Composição química do aço rápido HSS-M2 (ASTM INTERNATIONAL STEEL STANDARDS, 2019).

Elemento	C	Cr	Mn	Ni	P	S	Si	Mo	W
Peso (%)	0,78-0,88	3,75-4,50	0,15-0,40	0,05	0,03	0,03	0,20-0,45	4,50-5,50	5,50-6,75

Tabela 4.5 - Propriedades mecânicas do aço HSS-M2 (ASTM INTERNATIONAL STEEL STANDARDS, 2019)

Densidade (kg/m ³)	8.138
Módulo de Elasticidade (GPa)	190-210
Dureza à 1200° C (Rockwell C)	65

A ferramenta de corte foi modelada para apenas se deformar elasticamente, enquanto o corpo de prova se deforma plástica e elasticamente. Essa decisão foi tomada para simplificar o modelo e reduzir o tempo total de processamento da simulação.

Depois de determinados os modelos da ferramenta e do corpo de prova, além dos materiais de ambos, é necessário, ainda, selecionar um dos tipos disponíveis de operação, e o sentido de rotação da ferramenta. Esse menu pode ser visto na Fig. 4.3. As escolhas são: rotação da ferramenta no sentido horário e o tipo de processo é o de entrada do macho de corte.

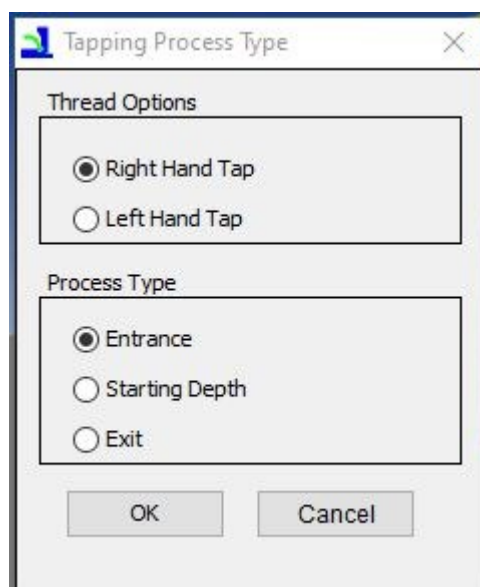


Figura 4.3 - Menu de seleção do tipo de processo de rosqueamento requerido pelo usuário

Depois disso, o software impõe as condições de contorno e gera o modelo do rosqueamento interno com macho de corte. O primeiro modelo idealizado pode ser visto na Fig. 4.4. Ele contou com um macho de corte em sua forma completa.

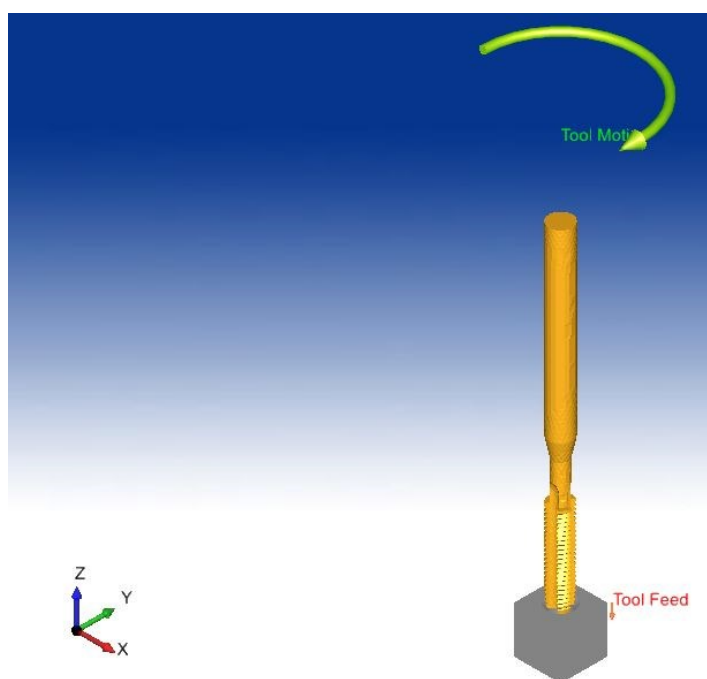


Figura 4.4 - Modelo gerado pelo software AdvantEdge

O macho de corte é uma ferramenta de geometria complexa e sua parte mais importante está em seu chanfro, onde ocorre o corte da rosca. Pensando em simplificar a ferramenta e tornar seu modelo mais simples, ela foi cortada após a segunda carreira de filetes da sua região cilíndrica. Essa versão simplificada e final da ferramenta pode ser visualizada na Fig. 4.5.

Essa ferramenta foi utilizada em todos os testes, salvo algumas modificações necessárias para se estudar características geométricas da mesma e que serão explanadas devidamente para cada teste.

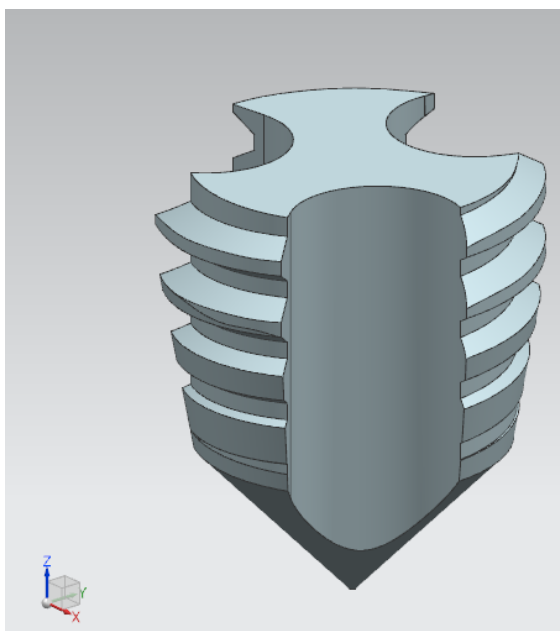


Figura 4.5 - Macho de corte simplificado: seccionado após a segunda carreira de dentes da sua parte cilíndrica.

Com a simplificação da ferramenta, o software gerou o modelo final do rosqueamento interno com macho de corte, que será utilizado para realizar as simulações deste trabalho. Esse modelo é mostrado na Fig. 4.6.

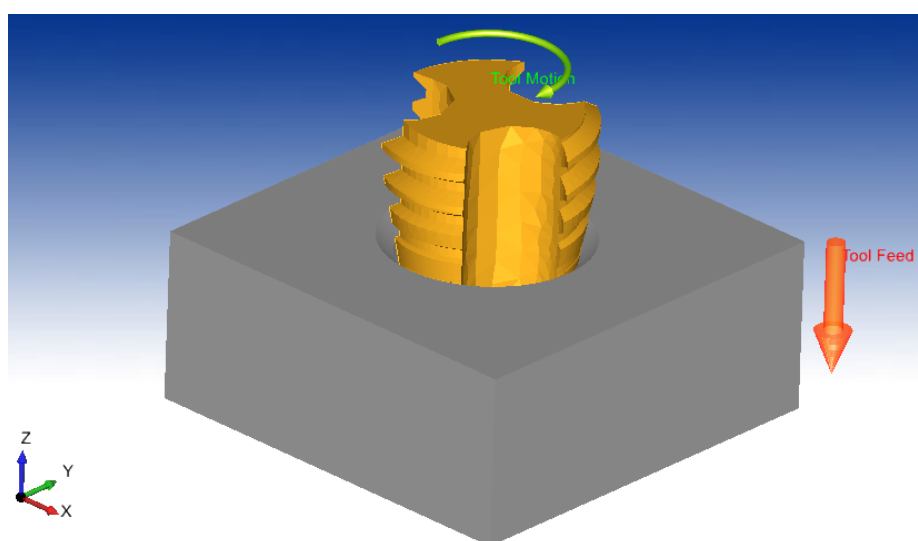


Figura 4.6 - Modelo simplificado, gerado pelo software AdvantEdge

4.2. Preparação do modelo em elementos finitos

Todos os testes foram realizados utilizando um processador Intel core i7-7700 com 3.6

GHz e 32 Gb de memória RAM. As simulações utilizaram todos os 8 processadores em paralelo deste *chip*.

O coeficiente de atrito utilizado nos testes foi o padronizado e escolhido como sendo: $\mu=0,5$.

4.3. Parâmetros de corte

Os testes foram realizados utilizando-se uma rotação de 750 RPM (aproximadamente 14 m/min de velocidade de corte) e um avanço de 1 mm por volta, o mesmo que o passo da ferramenta.

Pensando em tornar o modelo mais simples, a ferramenta foi revolucionada 3 vezes, ou seja, ela girou 1.080°. Fazendo isso, toda a região do chanfro da ferramenta ficou submersa no furo, as forças e o torque máximo foram desenvolvidos e o primeiro filete de rosca dentro da parede do furo é usinado por completo. Essa é a situação mais crítica do processo e, assim, o período mais importante a ser estudado. Neste trabalho, portanto, apenas o período de corte será simulado, até o instante em que aparecem os maiores esforços na ferramenta.

As entradas destes parâmetros no software podem ser vistas na Fig. 4.7.

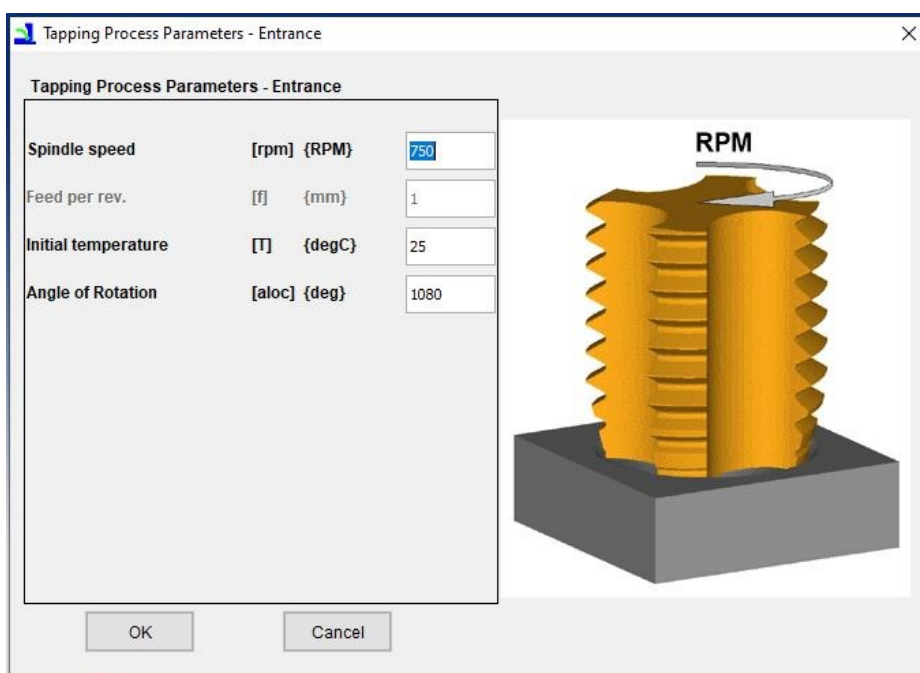


Figura 4.7 - Menu de seleção dos parâmetros de corte. Em destaque, a velocidade de rotação da ferramenta: 750 RPM

4.4. Malha

A malha é gerada pelo próprio software e é um dos parâmetros que devem ser tratados com maior cuidado, pelo já sabido impacto que ela tem nos resultados da simulação utilizando o MEF. Para problemas tridimensionais, o AdvantEdge utiliza elementos tetraédricos, que nada mais são que pirâmides de base triangular, com 4 nós, como o mostrado na Fig. 4.8, tanto para a ferramenta quanto para o corpo de prova.

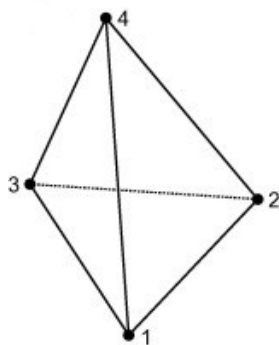


Figura 4.8 - Elemento finito tetraédrico com 4 nós (VENKATESHAN; SWAMINATHAN, 2014)

Os parâmetros de malha empregados neste trabalho foram cuidadosamente escolhidos, tentando balancear qualidade de resultados e tempo de processamento. Uma malha muito fina e densa pode gerar os melhores resultados, porém, com um custo de tempo elevado. Foram realizados diversos testes para se chegar aos melhores parâmetros de malha para o modelo idealizado.

Os parâmetros de malha, inseridos no programa, podem ser vistos na Fig. 4.9 para a ferramenta. Para o corpo de prova, os parâmetros de malha são mostrados na Fig. 4.10.

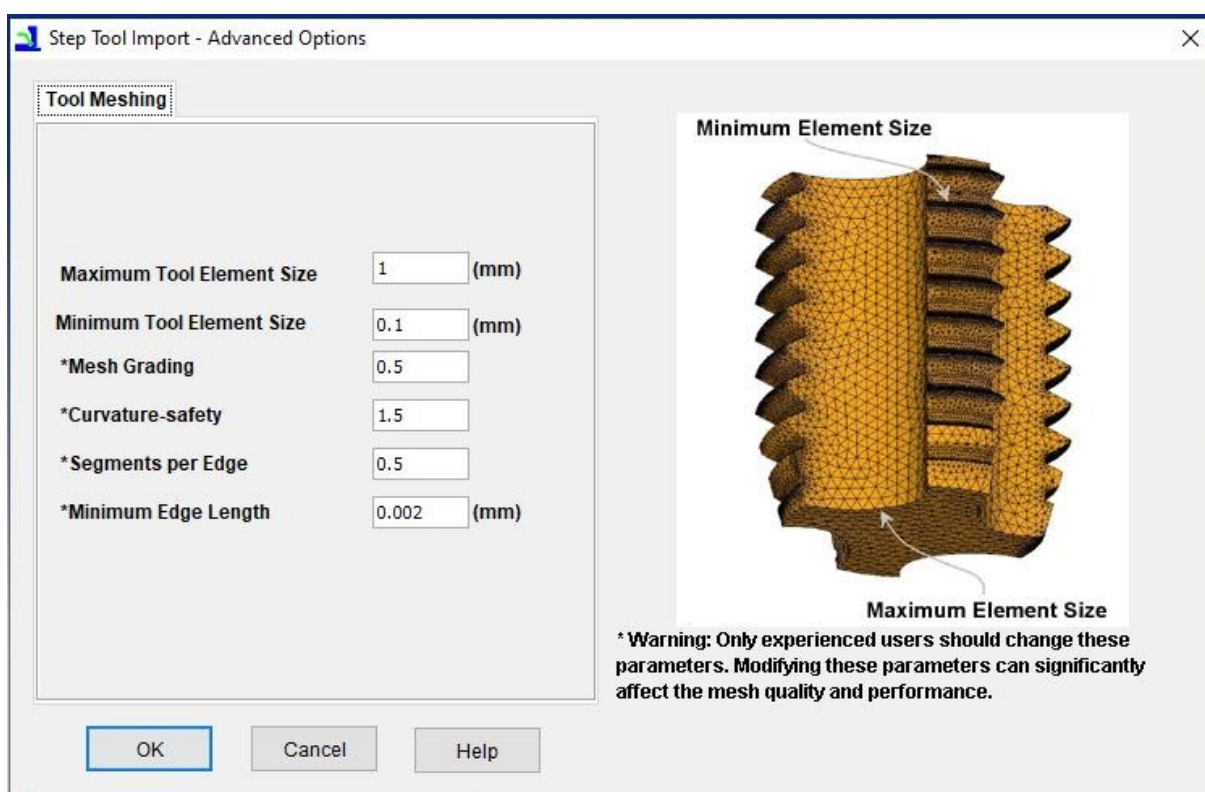


Figura 4.9 - Menu de seleção dos parâmetros de malha para a ferramenta

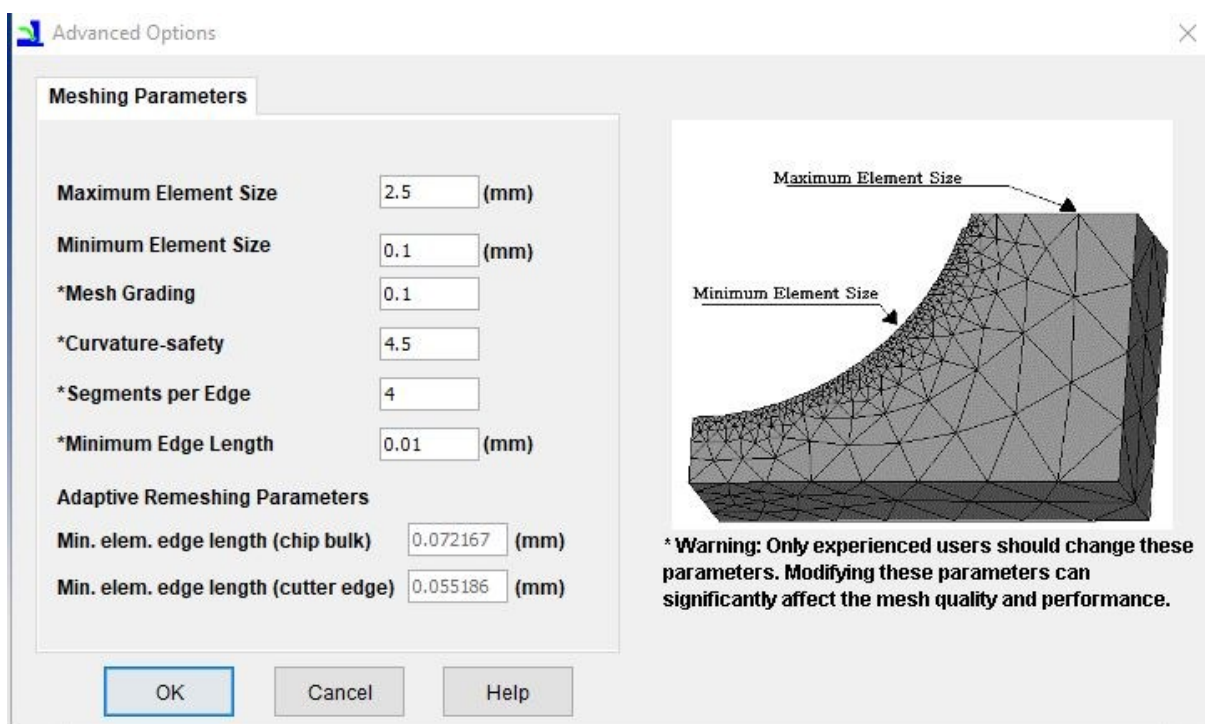


Figura 4.10 - Menu de seleção dos parâmetros de malha para o corpo de prova

A geração das malhas é feita através dessas diversas características impostas pelo software AdvantEdge. O corpo de prova, ainda, precisa de uma definição para os parâmetros da nova malha criada após a deformação plástica causada pelo movimento relativo das arestas

de corte da ferramenta nas paredes de seu furo. Para a malha adaptativa, o menu de seleção de parâmetros no software pode ser visto na Fig. 4.11.

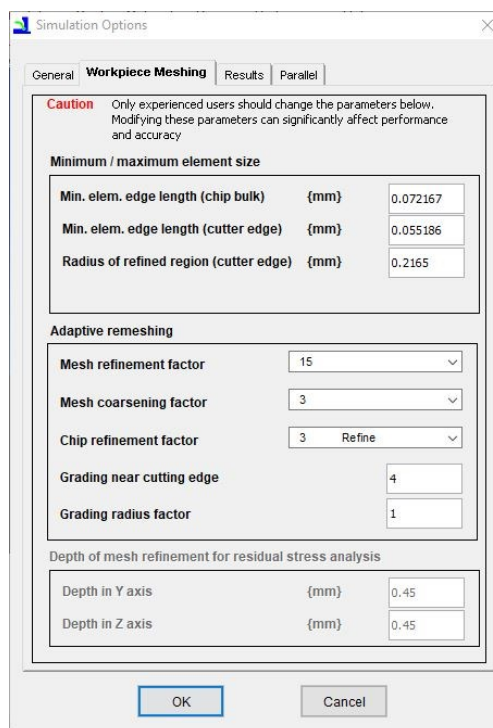


Figura 4.11 - Menu de seleção dos parâmetros de malha adaptativa no corpo de prova

Todas as decisões de malhas tomadas para a ferramenta e para o corpo de prova podem ser vistas também nas Tabelas 4.6 e 4.7.

Tabela 4.6 - Parâmetros de malha utilizados para a ferramenta

Malha da Ferramenta	
Tamanho do menor elemento (mm)	0,100
Tamanho do maior elemento (mm)	1,000
Classificação da malha	0,500
Fator de segurança para segmentos curvos	1,500
Densidade de elementos por unidade de medida	0,500
Comprimento mínimo de um segmento elementar (mm)	0,002

Tabela 4.7 - Parâmetros de malha utilizados para o corpo de prova

Malha do corpo de prova	
Tamanho do menor elemento (mm)	2,500
Tamanho do maior elemento (mm)	0,100
Classificação da malha	0,100
Fator de segurança para segmentos curvos	4,500
Densidade de elementos por unidade de medida	4,000
Comprimento mínimo de um segmento elementar (mm)	0,010

Tabela 4.8 - Parâmetros de malha adaptativa utilizados

Parâmetros da malha adaptativa	
Menor comprimento de aresta do elemento (corpo do cavaco) (mm)	0,0720
Menor comprimento de aresta do elemento (borda da aresta de corte) (mm)	0,0550
Raio da região de refinamento (borda da aresta de corte) (mm)	0,2165
Fator de refinamento da malha	15
Fator de malha grosseira	3
Fator de refinamento para a malha do cavaco	3
Classificação perto da aresta de corte	4
Classificação do fator de raio	1

Para um melhor entendimento, é necessário definir alguns parâmetros de malha que são utilizados. Isto é feito a seguir:

Classificação da malha – Determina a natureza da transição de elementos refinados perto da região de corte (arestas de corte nas ferramentas) para elementos grosseiros, afastados da região de corte. Esse parâmetro varia de 0,1 a 1,0. Quanto menor o valor, mais lenta é a transição entre elementos menores para elementos maiores, e assim, a malha gerada é mais refinada.

Fator de segurança para segmentos curvos – Define a precisão que características geométricas curvas são capturadas pela malha. Esse parâmetro varia de 0,2 a 5,0, onde 5,0 representa a malha mais refinada possível.

Densidade de elementos por unidade de medida – Determina a densidade de nós para uma unidade de medida nas arestas de corte e na borda de um corpo de prova. Esse parâmetro varia de 0,2 a 5,0 e seu comportamento segue a mesma lógica do parâmetro Fator de segurança para segmentos curvos

Comprimento mínimo de um segmento elementar – Menor comprimento de um elemento que esteja em alguma borda tanto da ferramenta quanto do corpo de prova. Características geométricas menores que o valor deste parâmetro não serão consideradas.

Há também os parâmetros de malha adaptativa, apenas para o corpo de prova, que são:

Menor comprimento de aresta do elemento (corpo do cavaco) – Define o menor comprimento da aresta do novo elemento da malha adaptativa ao redor da região refinada.

Menor comprimento de aresta do elemento (aresta de corte) - Define o tamanho mínimo de comprimento do novo elemento da malha adaptativa perto da aresta de corte, que está dentro da região refinada da malha.

Raio da região de refinamento (aresta de corte) – Aponta o tamanho da região refinada, que é nos arredores das arestas de corte. A região refinada possui um volume cilíndrico de centro posicionado nas pontas das arestas de corte. Pelo padrão do software, esse raio da região refinada possui uma vez e meia o avanço da ferramenta.

Fator de refinamento de malha – Determina a agressividade do refinamento de malha durante a deformação da mesma (quão rapidamente a malha é refinada para seu menor tamanho). Por padrão, esse parâmetro é 1. Quanto mais esse valor é aumentado, mais refinada será a nova malha que surge na simulação.

Fator de malha grosseira - Determina a agressividade com que a malha se torna grosseira, após a sua deformação (quão rapidamente a malha se torna grosseira, transformando-se para seu maior tamanho). AdvantEdge configura, inicialmente, esse parâmetro para 5. Valores mais próximos a 1 reduzem a taxa com que a malha piora.

Fator de refinamento para a malha do cavaco – Esse parâmetro acompanha a lógica dos outros dois parâmetros supracitados. Ele controla o refinamento da malha recém-criada pela técnica de malha adaptativa. Esse parâmetro possui apenas três opções, onde a escolhida, 3, é a opção de melhor refinamento de malha possível para o cavaco.

Classificação perto da aresta de corte – Define a tolerância para a transição gradual da malha do corpo de prova. A transição gradual da malha controla a velocidade que a malha do corpo de prova muda de “borda da aresta de corte” para “corpo do cavaco”. Se essa transição gradual da malha é maior que a tolerância, o software vai refinar a malha do corpo de prova. O padrão deste parâmetro é 6.

Classificação do fator de raio: Permite o usuário controlar a região em que a transição gradual da malha será aplicada. A classificação do fator de raio é um parâmetro adimensional que, multiplicado por duas vezes o raio da região de refinamento, determina o tamanho da

região de transição gradual.

O mecanismo de construção da nova malha, depende muito destes últimos parâmetros. Dessa maneira, esse mecanismo será melhor explicado com a ajuda da Fig. 4.12.

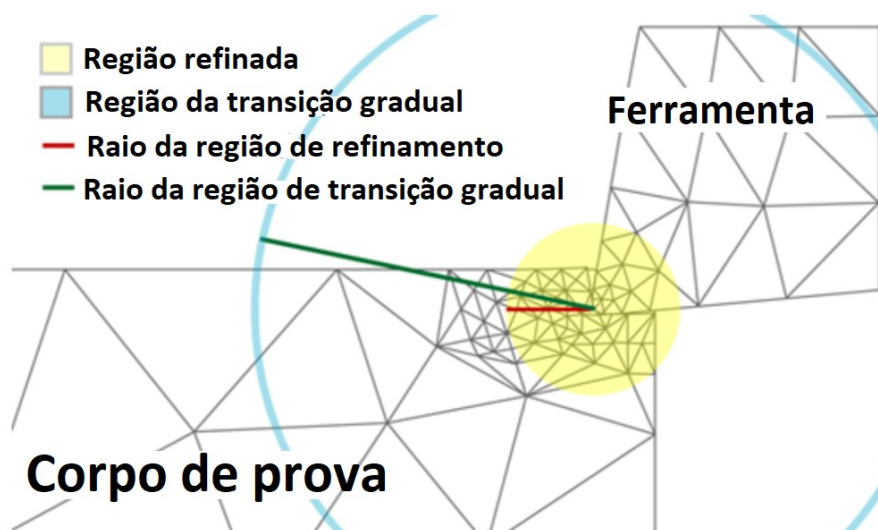


Figura 4.12 - Método de reconstrução da malha

No caso deste trabalho, o raio da região refinada é 0,2165 mm; a classificação perto da aresta de corte é 4 e a classificação do fator de raio é 1. Dessa maneira, o raio da região de transição gradual será de $2 * 0,2165 \text{ mm} * 1 = 0,433 \text{ mm}$. O software entenderá, portanto, que quando a transição gradual da malha para qualquer elemento ao alcance de 0,433 mm da aresta de corte for maior que 4, a malha será otimizada (refeita).

Após o entendimento e a seleção destes diversos parâmetros para a malha e para a malha adaptativa, as malhas iniciais são geradas. Essas malhas, tanto para a peça quanto para a ferramenta, podem ser visualizadas nas imagens Fig. 4.13 e Fig. 4.14, respectivamente

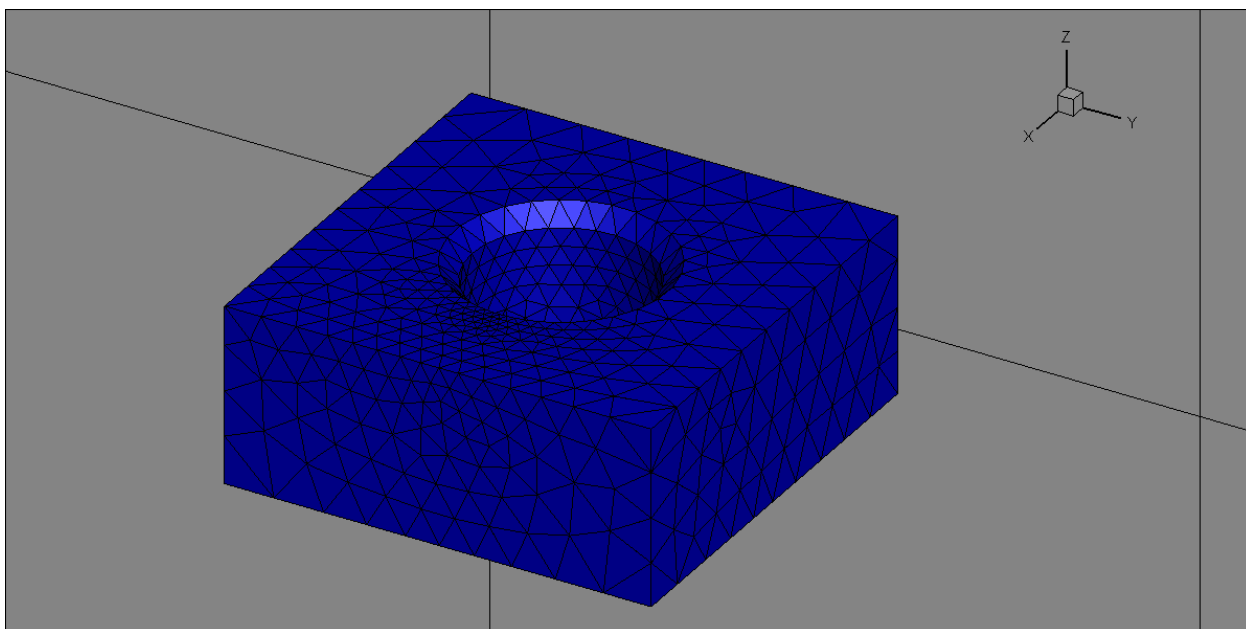


Figura 4.13 - Malha tetraédrica do corpo de prova

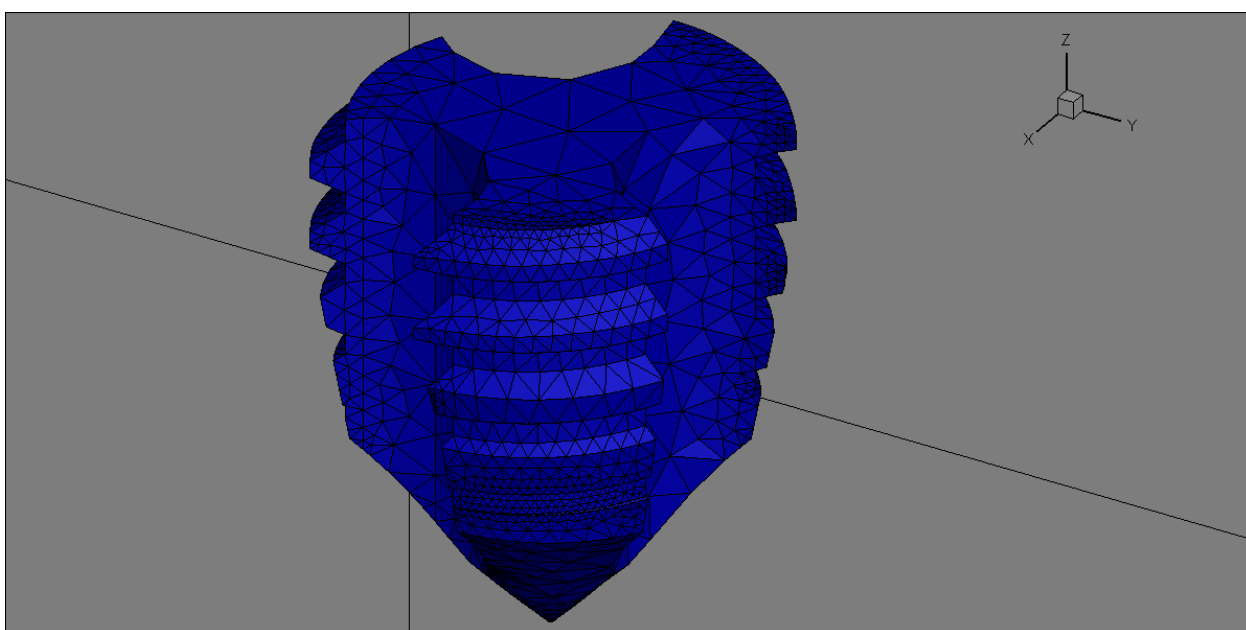


Figura 4.14 - Malha tetraédrica da ferramenta otimizada

A ferramenta foi modelada com 9.710 elementos, que variaram de tamanho, dependendo de sua localização. O corpo de prova, para o teste com a ferramenta padrão, teve cerca de 125.000 elementos. O número final de elementos variou no corpo de prova, dependendo do teste realizado, devido à técnica de malha adaptativa que o software AdvantEdge utiliza.

4.5. Testes realizados

Os testes realizados neste trabalho serão descritos detalhadamente a seguir. Nas subseções seguintes, apenas o que foi alterado dos parâmetros de corte, da geometria da ferramenta e do corpo de prova serão explicados com maior ênfase para cada tipo de teste.

4.5.1. Testes para o estudo do erro de sincronismo

O estudo do erro de sincronismo foi feito alterando-se apenas o avanço por volta imprimido pelo software. A ferramenta utilizada, o macho de corte padrão deste trabalho, descrito na seção 4.1, foi a mesma em todos os testes. Foram utilizados 14 avanços por volta diferentes, além do adequado, de 1 mm/volta, totalizando 15 avanços diferentes. Todos os avanços por volta utilizados para os testes são mostrados na Tabela 4.9. A intenção é verificar quanto a alteração deste parâmetro afetará o processo de rosqueamento interno.

Ademais, este teste também foi realizado porque em outros trabalhos do LEPU (DA MOTA, 2009; PEREIRA, 2014), foram realizados testes experimentais com avanços diferentes do passo do macho para simular um erro de sincronismo entre movimentos de corte e avanço.

Tabela 4.9 - Diferentes passos utilizados nos testes para estudo do erro de sincronismo

Teste	Valor do avanço por volta (mm)
1	0,900
2	0,950
3	0,995
4	0,996
5	0,997
6	0,998
7	0,999
8	1,000 (padrão)
9	1,001
10	1,002
11	1,003
12	1,004
13	1,005
14	1,050
15	1,100

4.5.2. Variação do ângulo de chanfro

Para se estudar como o ângulo do chanfro da ferramenta interfere no processo de rosqueamento, o macho de corte padrão foi mudado de maneira que apenas esse ângulo foi alterado. Todas as outras características da ferramenta permaneceram as mesmas daquelas descritas na seção 4.1.

À medida que o ângulo do chanfro da ferramenta aumenta, diminui-se o número de filetes na sua região chanfrada; da mesma maneira, quando se diminui esse ângulo, aumenta-se a quantidade de dentes na região do chanfro. As ferramentas utilizadas estão em foco nas Fig. 4.15. Seus ângulos de chanfro e a quantidade de filetes de rosca na região chanfrada são listados na Tabela 4.10.

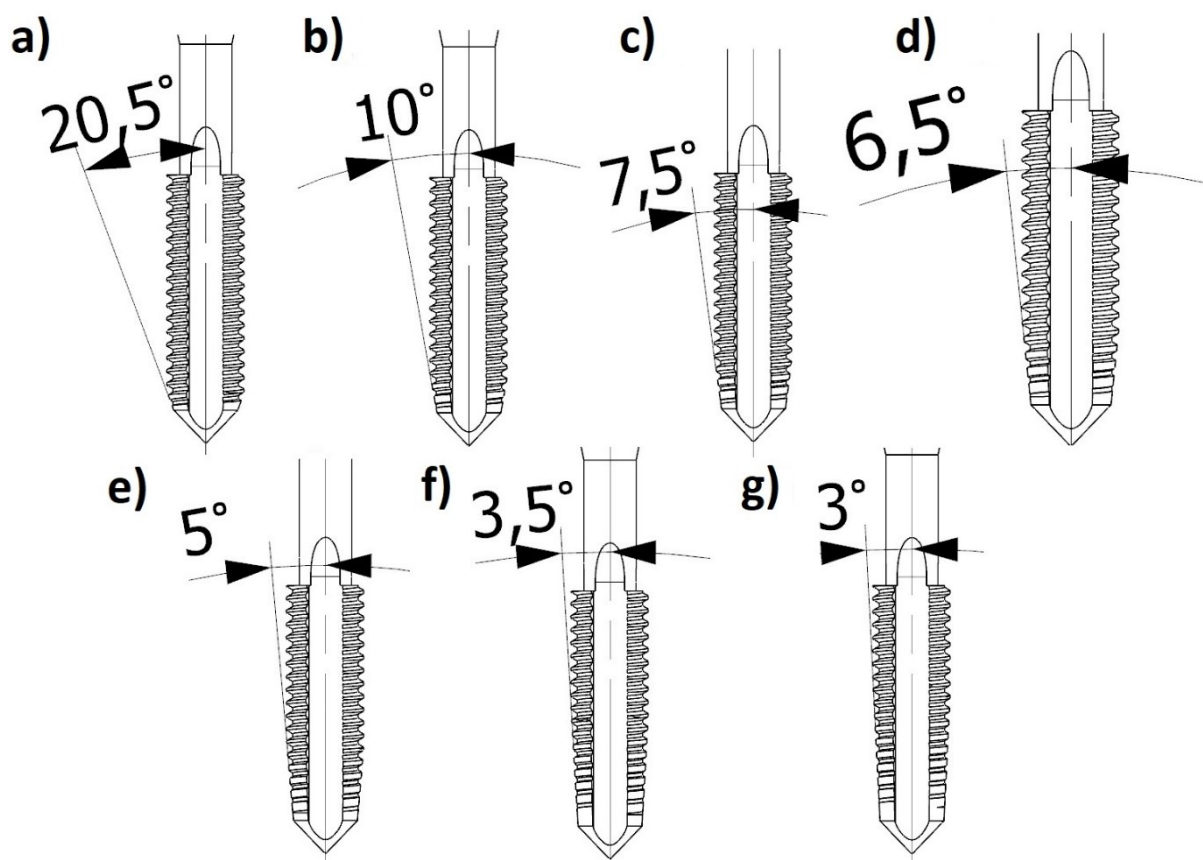


Figura 4.15 - Ferramentas com diferentes ângulos de chanfro utilizadas: a) 20,5°; b) 10°; c) 7,5°; d) 6,5°; e) 5°; f) 3,5° e g) 3°.

Tabela 4.10 - Informações acerca do ângulo de chanfro e da quantidade de filetes na região do chanfro das ferramentas utilizadas.

Ferramenta	Ângulo de chanfro	Número de carreiras de filetes na região do chanfro
1	20,5°	duas carreiras
2	10,0°	três carreiras
3	7,5°	quatro carreiras
4	6,5°	cinco carreiras
5	5,0°	seis carreiras
6	3,5°	oito carreiras
7	3,0°	dez carreiras

O número de filetes na região do chanfro influencia na quantidade de voltas necessárias para a ferramenta cortar o primeiro filete de rosca no furo do corpo de prova, um parâmetro importante para esse trabalho. A ferramenta base deste trabalho, possui 3 filetes em sua região chanfrada, e, assim, necessita girar 3 vezes para produzir o primeiro filete de rosca.

Para estudar a influência do ângulo do chanfro no macho de corte, cada ferramenta deve cortar esse primeiro filete de rosca na parede do furo, para então se analisar as variáveis de saída. Logo, cada ferramenta utilizada nas simulações rotacionou o número equivalente de carreiras em seu chanfro.

Para que todas as ferramentas ficassem totalmente submersas no furo do corpo de prova, o mesmo foi alterado para esses testes. Seu comprimento foi estabelecido em 11 milímetros. Desta forma, até a ferramenta com o menor ângulo de chanfro adentraria totalmente o furo para formar o primeiro filete de rosca. Esse corpo de prova está representado na Fig. 4.16 e suas dimensões são mostradas na Tab. 4.11.

Tabela 4.11 - Dimensões do corpo de prova utilizado nos testes que variaram o ângulo do chanfro dos machos de corte empregados.

Espessura (mm)	Altura (mm)	Comprimento (mm)	Diâmetro do furo (mm)	Profundidade do chanfro do furo (mm)	Ângulo do chanfro (graus)
12,00	11,00	12,00	5,00	0,50	45,00

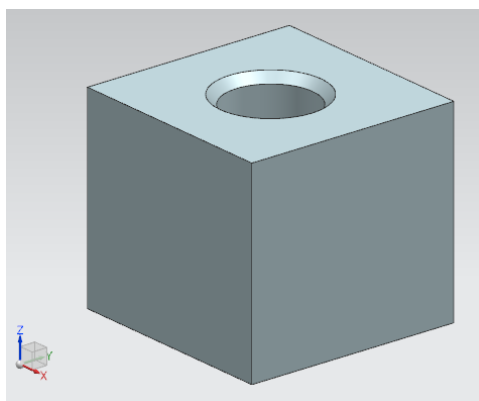


Figura 4.16 - Corpo de prova diferenciado utilizado apenas nos testes de variação do ângulo do chanfro das ferramentas

4.5.3. Alteração do número de canais

Outra característica da ferramenta que foi testada foi o número de canais. A ferramenta base padrão, descrita na seção 4.1, possui três canais, e apenas esse aspecto foi alterado nas outras ferramentas utilizadas para esses testes.

Foram dispostas ferramentas com dois, três (ferramenta padrão), quatro e cinco canais para as simulações. As vistas superiores dessas ferramentas podem ser visualizadas na Fig. 4.17.

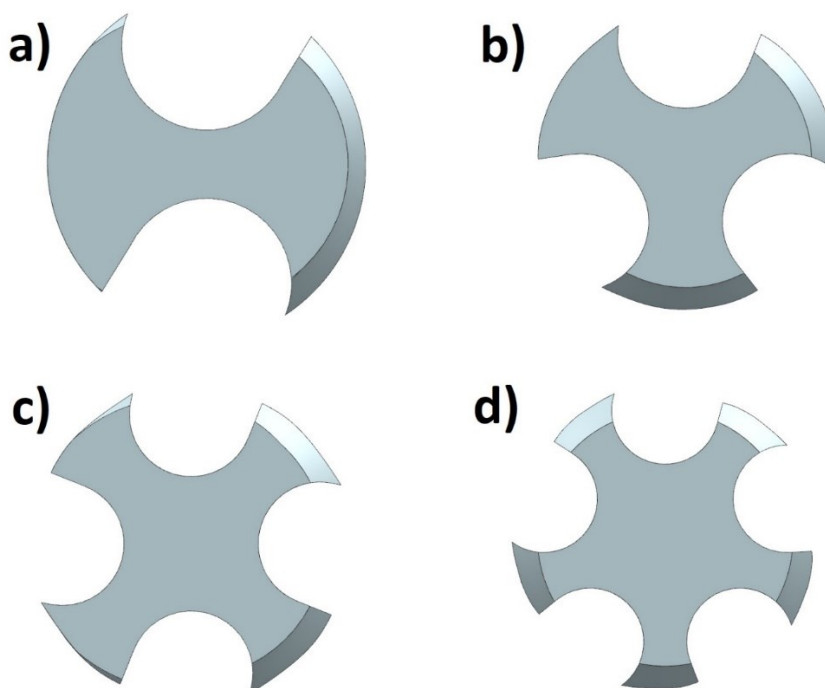


Figura 4.17 - Ferramentas utilizadas com: a) dois canais; b) três canais; c) quatro canais; d) cinco canais

4.5.4. Testes quanto ao tipo de detalonamento

Uma característica muito importante das ferramentas usadas no rosqueamento interno é a folga radial imprimida para evitar um atrito desnecessário dos filetes da ferramenta com a parte interna do furo. Pensando nisso, testes foram feitos para compreender como o tipo de detalonamento interfere no processo.

É importante salientar que apenas o tipo de folga foi alterado nas ferramentas. Todas elas possuem as mesmas características geométricas da ferramenta descrita na seção 4.1, salvo o tipo de detalonamento. Vale ressaltar que a ferramenta base possui alívio radial do tipo excêntrico.

As ferramentas utilizadas, com cada tipo de detalonamento podem ser melhor visualizadas na Fig. 4.18.

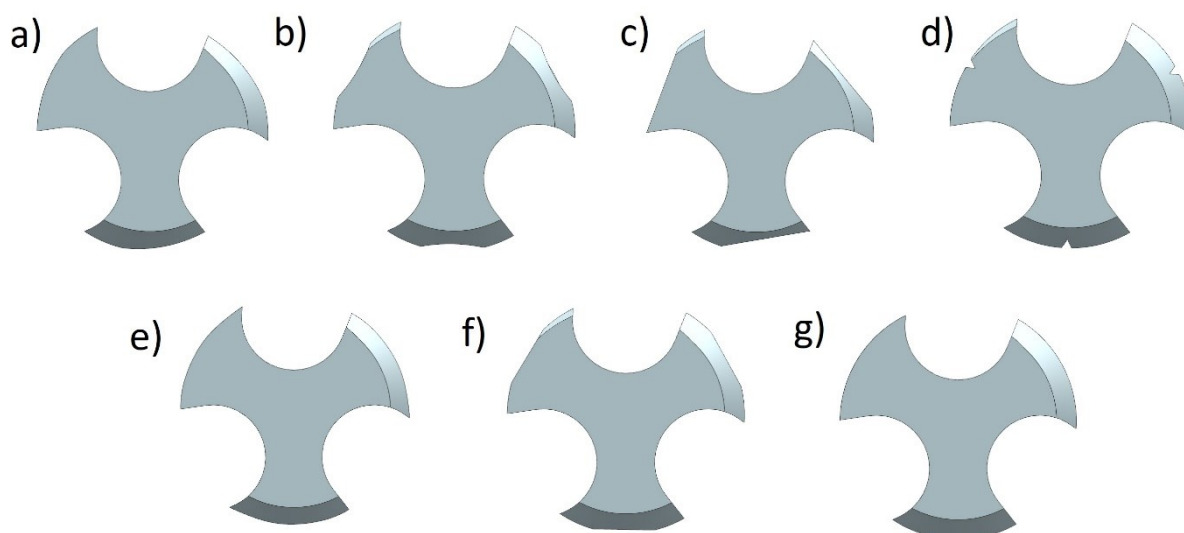


Figura 4.18 - Ferramentas utilizadas com os seguintes alívios radiais: a) tipo con-excêntrico; b) na forma cônica; c) reto no filete; d) em forma de “V”; e) tipo excêntrico (ferramenta padrão); f) plano e g) tipo concêntrico (sem alívio radial)

4.5.5. Alteração do tipo de revestimento

O tipo de revestimento também foi alterado para a comparação de ferramentas com revestimento e a ferramenta base deste trabalho, sem revestimento, descrita na seção 4.1. As ferramentas revestidas possuem as mesmas características geométricas listadas da seção supracitada, porém, com pequenas mudanças dimensionais devido a aplicação da camada de revestimento. Foram utilizados dois revestimentos diferentes: TiN e TiAl e ambos foram

aplicados com uma espessura de 0,004 mm. Esses revestimentos estão incluídos no banco de dados do AdvantEdge e, dessa maneira, todas as suas propriedades mecânicas e térmicas estão disponíveis. Com eles, o contato entre peça e ferramenta muda, e por isso, o coeficiente de atrito foi alterado para 0,4.

4.6. Visualização dos resultados via Tecplot

O software Tecplot foi escolhido para plotagem e análise dos resultados das simulações. Esse software possui dezenas de funções que ajudam na visualização da solução do modelo em elementos finitos, que, no caso deste trabalho, utilizou muitos nós e elementos. Algumas das grandezas de saída mais relevantes podem ser vistas nas figuras Fig. 4.19, Fig. 4.20, Fig. 4.21, Fig. 4.22 e Fig. 4.23, que são imagens em corte do fim da simulação com a ferramenta e corpo de prova padrões, com o modelo tridimensional final idealizado.

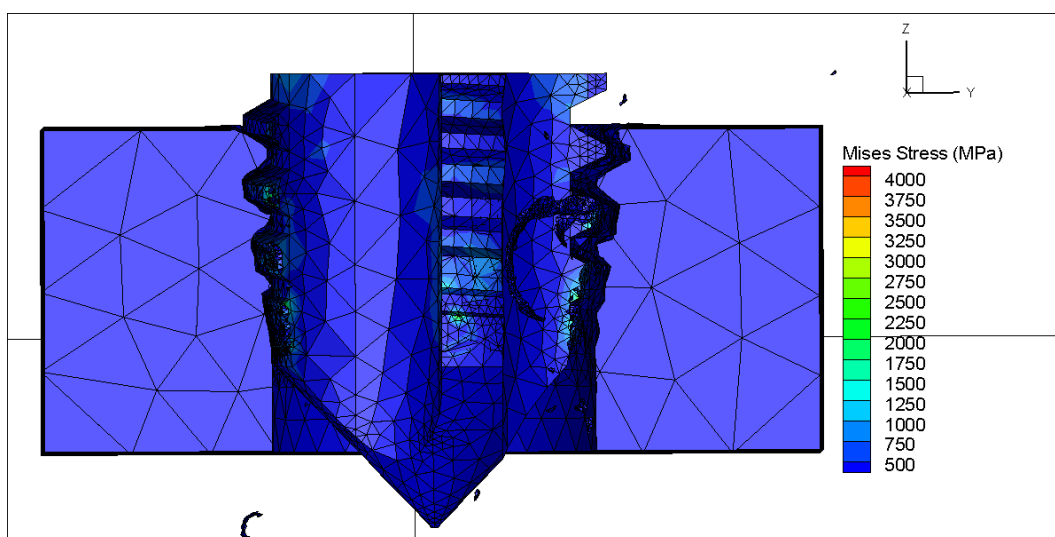


Figura 4.19 - Vista em corte para os resultados de máxima energia de distorção (Von Mises)

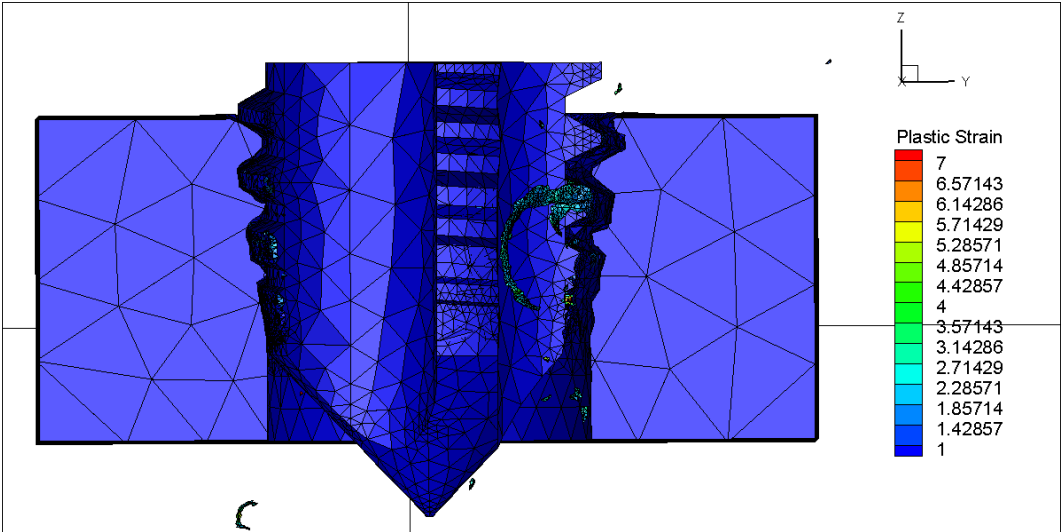


Figura 4.20 - Vista em corte para os resultados de deformação plástica

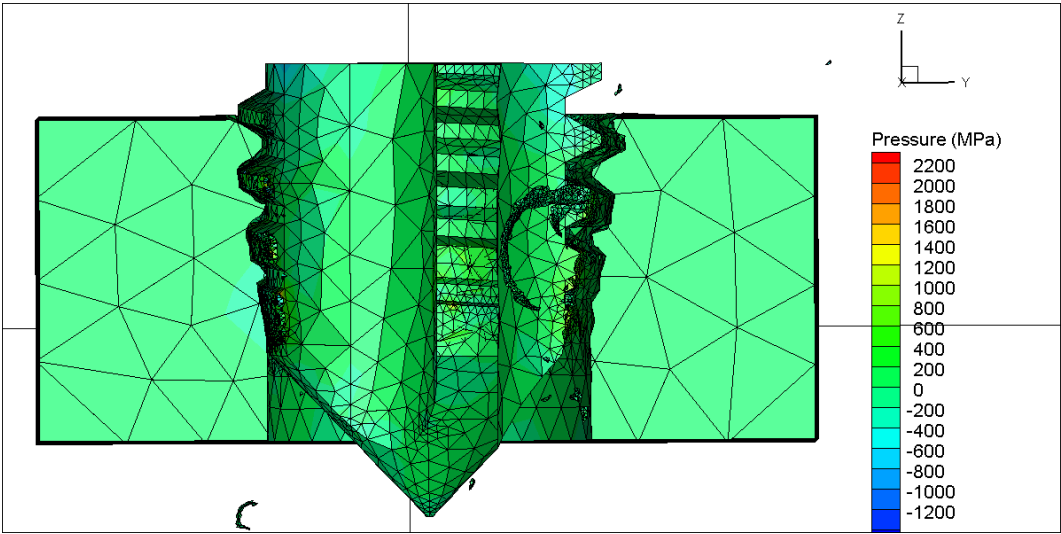


Figura 4.21 - Vista em corte para os resultados de pressão

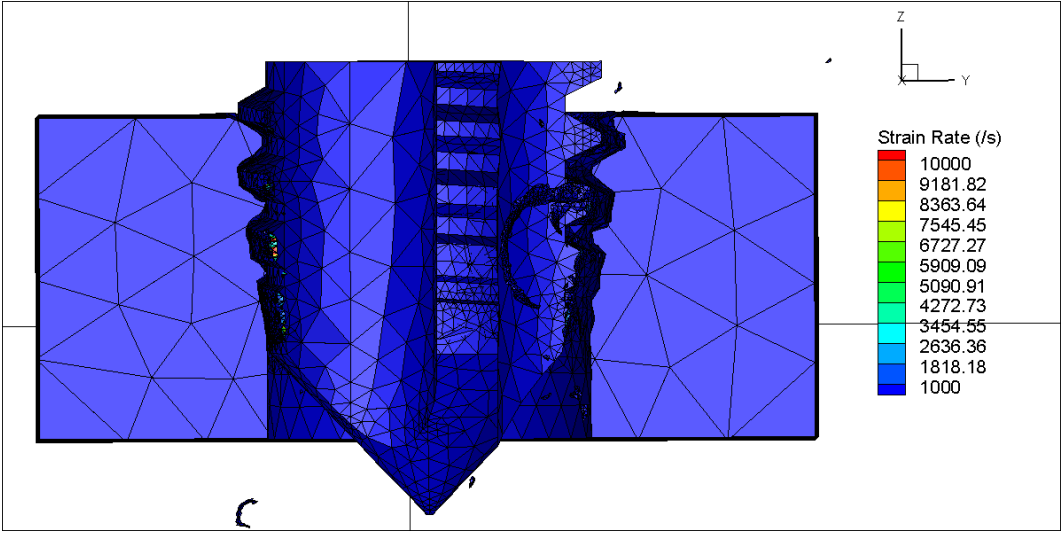


Figura 4.22 - Vista em corte para os resultados de taxa de deformação

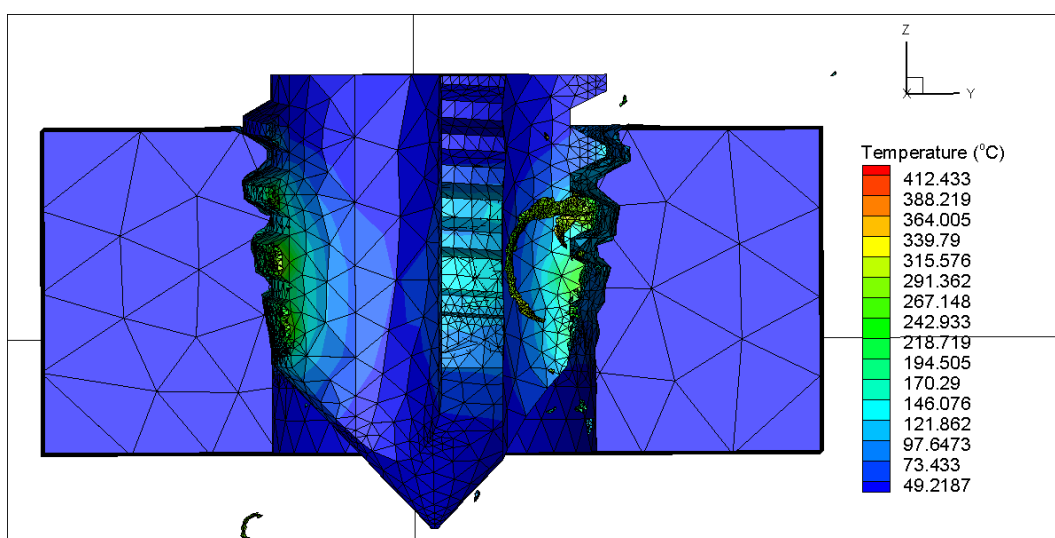


Figura 4.23 - Vista em corte para os resultados de temperatura

Os resultados que serão os maiores alvos de análise deste trabalho são os valores do torque (N.m) e das forças (N). Exemplos de gráficos de saída da simulação são mostrados nas figuras: Fig. 4.25, Fig. 4.26, Fig. 4.27 e Fig. 4.28. O sistema de coordenadas adotado para todos os testes, e que reflete nas direções das forças, pode ser visto na Fig. 4.24

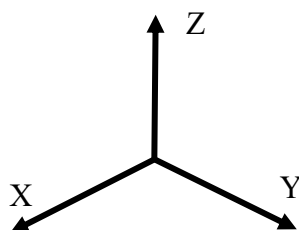


Figura 4.24 - Sistemas de coordenadas utilizado

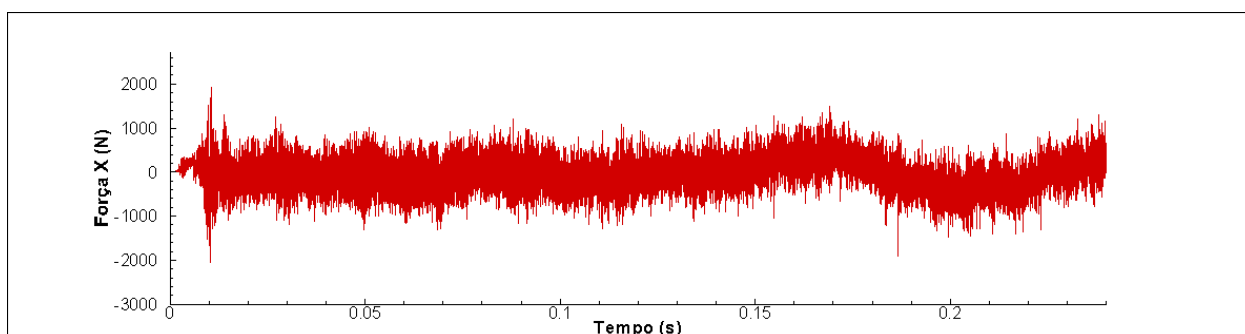


Figura 4.25 - Resultado bruto para força transversal na direção X

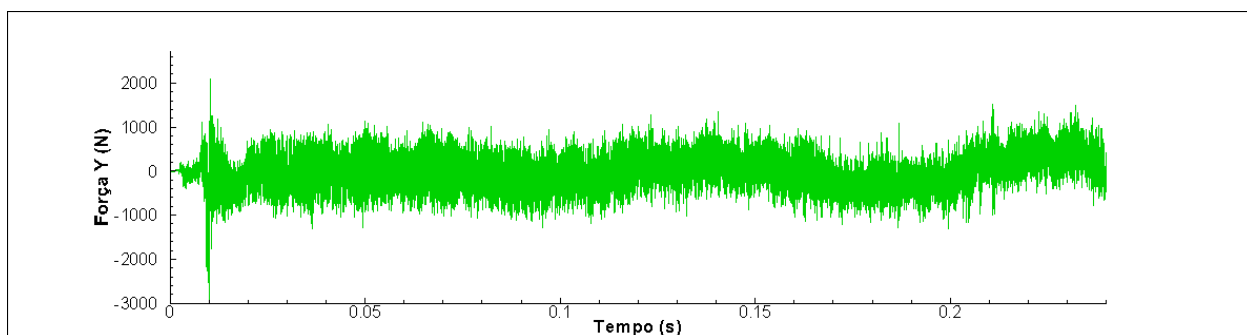


Figura 4.26 - Resultado bruto para força transversal na direção Y

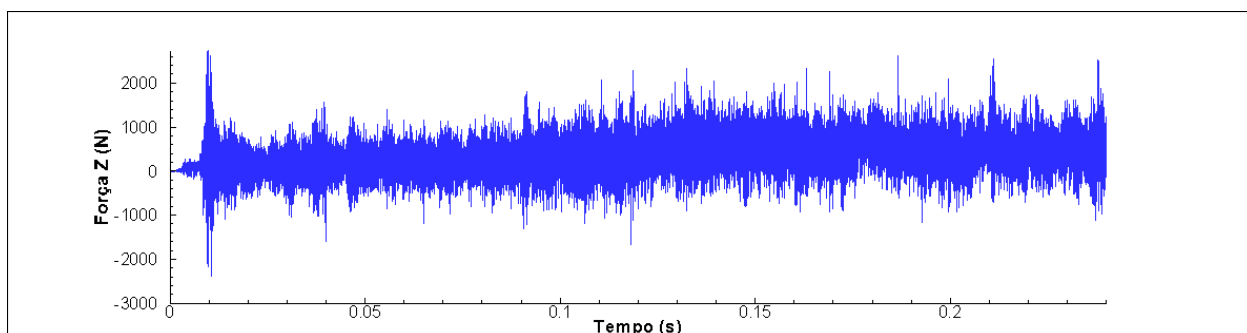


Figura 4.27 - Resultado bruto para força axial na direção Z

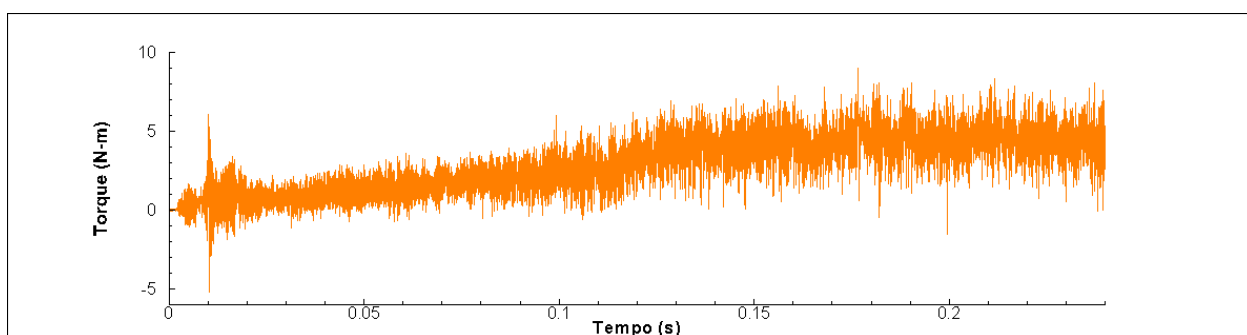


Figura 4.28 - Resultado bruto para o torque

Como pode ser observado para ambas as curvas, elas apresentam muitos pontos devido ao pequeno incremento de tempo na integração explícita do software AdvantEdge. Dessa maneira, o gráfico se torna um pouco caótico com uma densidade de pontos muito elevada. Além disso, o processo de rosqueamento possui mais de uma aresta de corte ativa no processo, o que aumenta as interações entre a ferramenta e a peça, gerando assim mais zonas de corte, mais interações elementares na malha e mais fontes originárias de forças de usinagem e erros de cálculo matemático. Todos esses efeitos influenciam na resolução do modelo e por isso interferem nos gráficos mostrados nas figuras: Fig. 4.25, Fig. 4.26, Fig. 4.27 e Fig. 4.28.

As linhas verticais nos gráficos representam falhas na malha do corpo de prova. Mesmo com a técnica da malha adaptativa sendo aplicada, ainda existem elementos muito distorcidos pela deformação plástica. Esse fenômeno gera erros no cálculo dos deslocamentos nodais que

ocorreram nestes elementos, e, por sua vez, esse erro é traduzido em um número irreal de força e torque.

Para um melhor entendimento destes gráficos, o Tecplot possibilita que essas curvas possam ser simplificadas, utilizando um polinômio de décimo grau para fazer o ajuste dos pontos. Esse polinômio é do mesmo tipo do mostrado na Eq. (4.1) Esses novos gráficos, representados pelas curvas polinomiais, podem ser vistos nas figuras Fig. 4.28, Fig. 4.29, Fig. 4.30 e Fig. 4.31.

$$f(x) = a_0 + a_1 * x + a_2 * x^2 + a_3 * x^3 + a_4 * x^4 + a_5 * x^5 + a_6 * x^6 + a_7 * x^7 + a_8 * x^8 + a_9 * x^9 + a_{10} * x^{10} \quad (4.1)$$

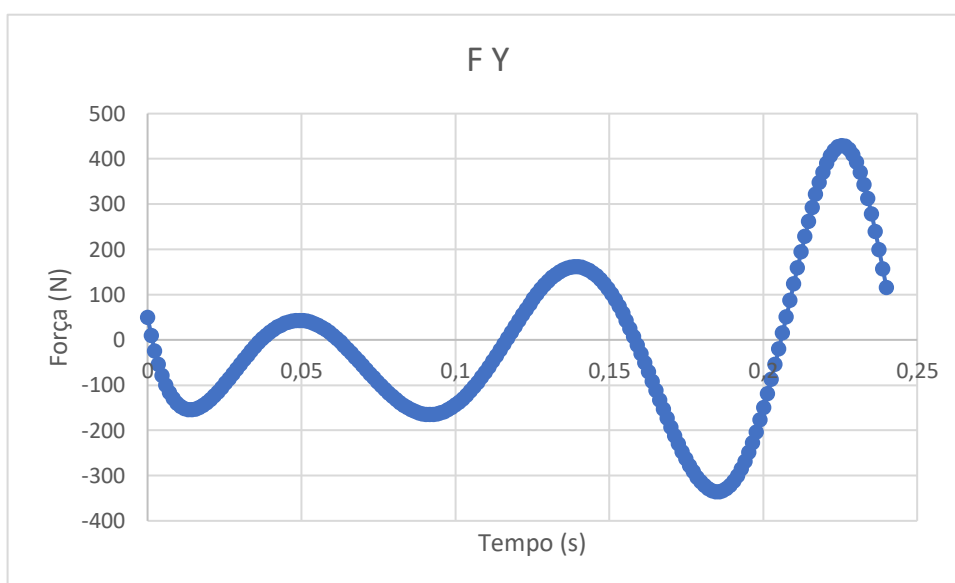


Figura 4.29 - Curva polinomial utilizada para ajuste dos pontos dos resultados relativos à força na direção Y para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta.

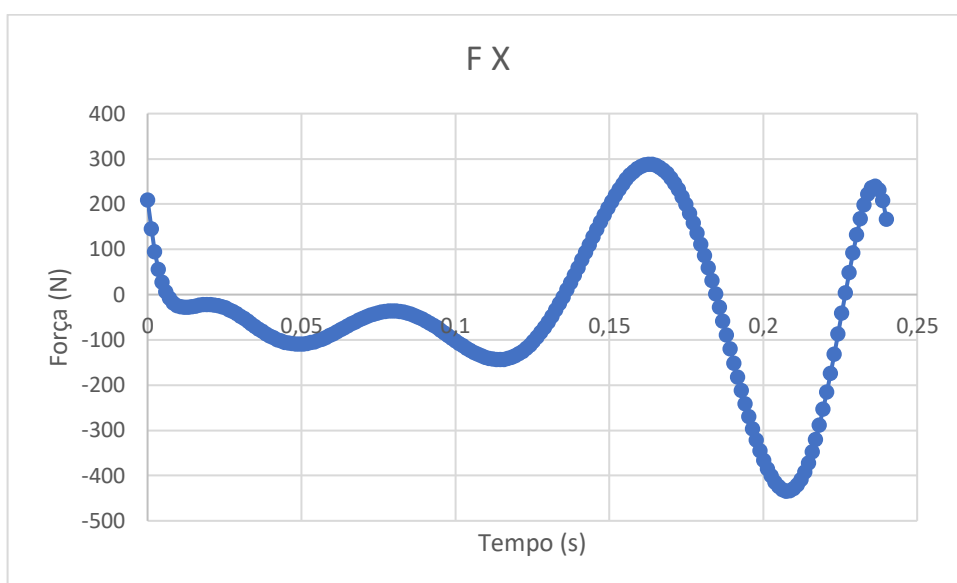


Figura 4.30 - Curva polinomial utilizada para ajuste dos pontos dos resultados relativos à força na direção X para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta.

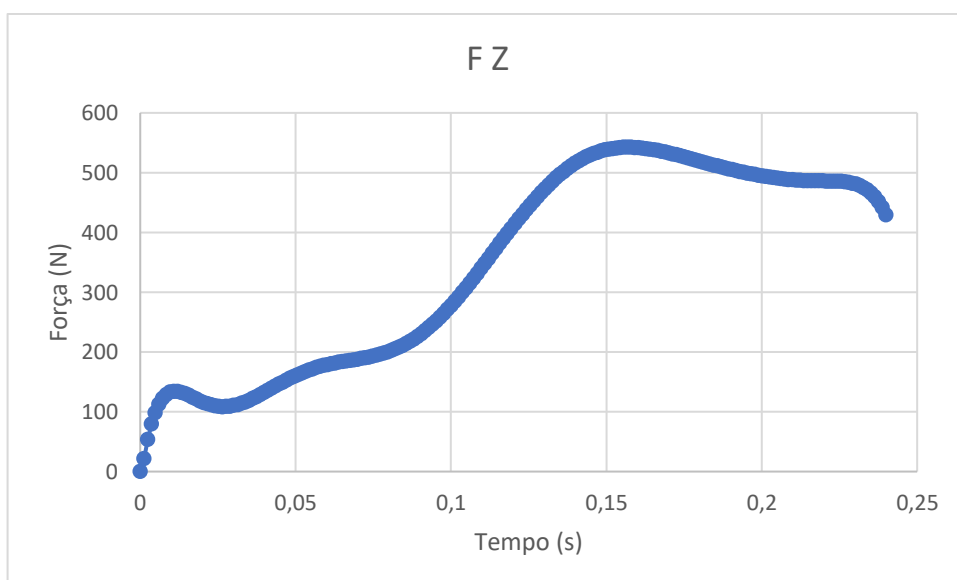


Figura 4.31 - Curva polinomial utilizada para ajuste dos pontos dos resultados relativos à força na direção Z para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta.

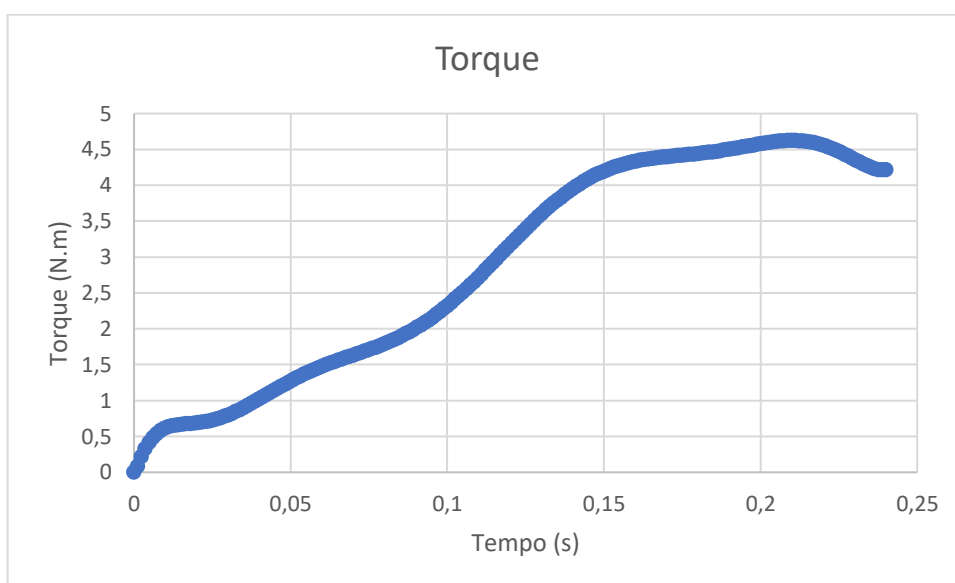


Figura 4.32 - Curva polinomial utilizada para ajuste dos pontos dos resultados relativos ao torque para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm /volta.

As forças transversais (nas direções X e Y) são foco de estudos para prever erros de posicionamento da ferramenta, erros de dimensão do furo do corpo de prova e, também, na previsão de falha da ferramenta, pois é uma força que muda com o desgaste dos dentes do macho de corte (MEZENTSEV *et al.*, 2002; REIS, 2004). Como neste trabalho a ferramenta foi modelada como indeformável plasticamente, não há erros de posicionamento da ferramenta e erros geométricos no furo, além de não se haver muita compreensão acerca do comportamento das forças transversais, elas não serão abordadas para discutir os resultados encontrados nos testes.

Os gráficos simplificados serão os aplicados para explicar os resultados, na seção a seguir.

CAPÍTULO V

RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1. Teste para o modelo final idealizado

O teste feito para o modelo tridimensional idealizado para o rosqueamento interno com macho de corte tem algumas informações gerais mostradas na Tabela 5.1

Tabela 5.1 - Informações gerais da simulação padrão

Número de incrementos temporais	5.068.710
Número de adaptações da malha	11.644
Número de elementos no corpo de prova	125.255
Número de elementos na ferramenta	9.710
Tempo total de simulação	16 h 42 min 31,00s

O número de incrementos temporais é elevado, dada a necessidade de se calcular pequenos deslocamentos nodais da simulação, o que retorna uma grande quantidade de resultados.

As adaptações da malha foram necessárias para que o modelo conseguisse representar com exatidão o avanço da ferramenta e a formação do cavaco na operação.

O tempo total de simulação não foi extremamente alto, o que indica que o modelo otimizado conseguiu reduzir o tempo de processamento computacional, eliminando características desnecessárias da ferramenta. Esse tempo também indica que os parâmetros de malha escolhidos para o modelo foram adequados.

Os resultados retornados dessa simulação, para força axial e torque podem ser vistos nas figuras Fig. 5.1 e Fig. 5.2.

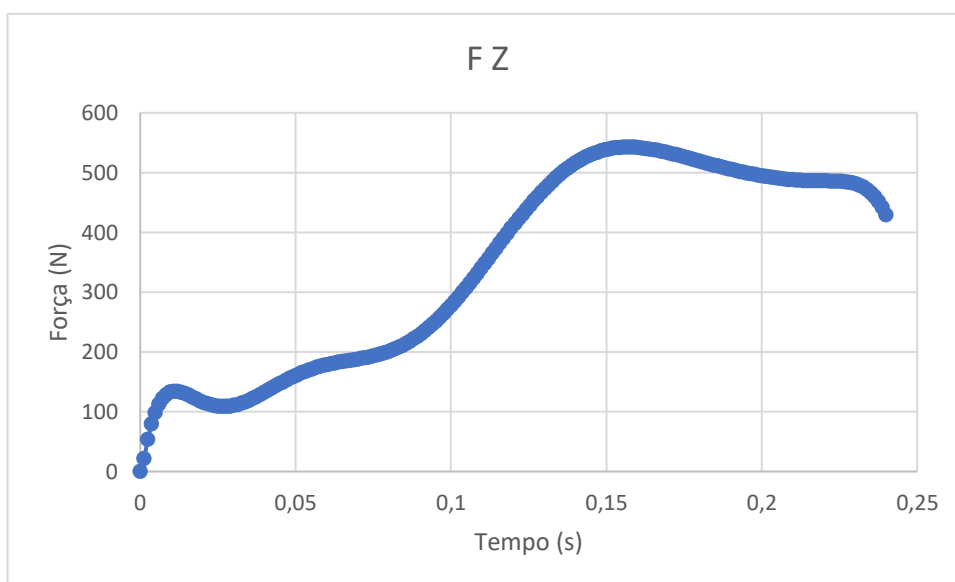


Figura 5.1 - Resultados para a força na direção do avanço do teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta

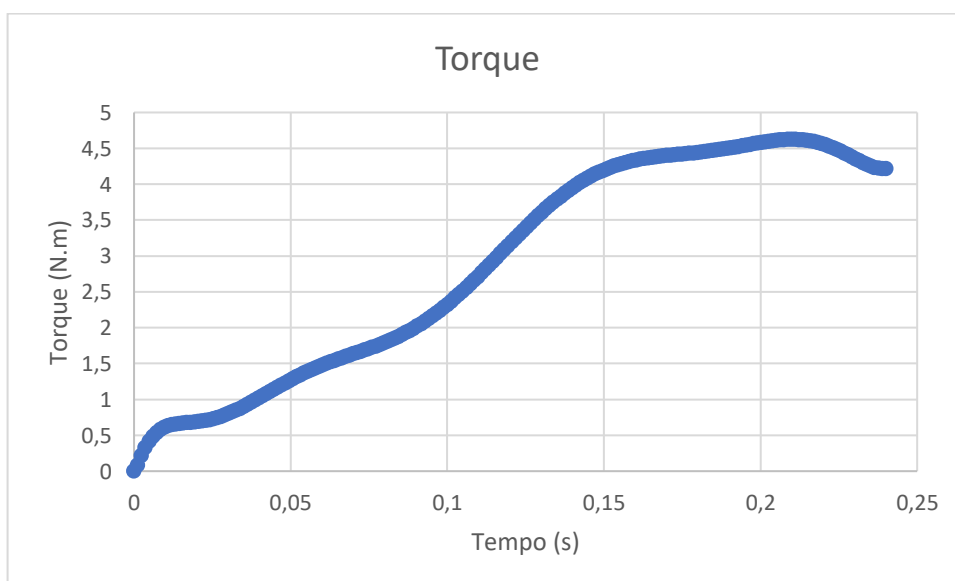


Figura 5.2 - Resultados para o torque para o teste com a ferramenta padrão descrita na seção 4.1, sem revestimento, girando 1080° e avançando 1 mm/volta

A simulação, em tempo real, foi de apenas 0,24 segundos. Esse tempo representa as três

voltas completas da ferramenta, responsáveis pela formação do primeiro filete de rosca dentro do furo.

Os gráficos com as curvas polinomiais de décimo grau utilizadas para simplificar os resultados obtidos nos testes, apresentam a tendência de comportamento das grandezas força na direção do avanço e torque. Ambas as curvas apresentam disposições semelhantes: elas crescem gradualmente até um momento próximo ao fim da simulação, até uma aparente tendência à estabilização de seus valores.

Esse comportamento acontece também nos testes físicos de rosqueamento interno com macho de corte. As forças e o torque do processo aumentam até a total imersão da parte chanfrada da ferramenta no furo do corpo de prova, e, depois, essas grandezas tendem a se estabilizar, isso, apenas no período de corte da operação. Assim, podemos dizer que o modelo utilizado neste trabalho segue a tendência de um teste experimental da operação de rosqueamento interno com macho máquina.

Os valores máximos para força axial e torque, como pode ser visualizado nas figuras Fig. 5.1 e Fig. 5.2, são razoavelmente elevados. O maior valor observado para o torque foi de 4,6235 N.m e a maior força axial da curva ajustada foi de 542,452.

O modelo de atrito utilizado nas simulações, o modelo de Coulomb, segundo Machado *et al.* (2015), não é o mais adequado para representar o movimento do cavaco que acontece na superfície de saída da aresta de corte, pois, nessa região, as tensões normais são muito elevadas, o que provocaria um erro na estimativa das forças envolvidas no processo.

O atrito, portanto, acaba se tornando um importante fator para os resultados das simulações utilizando o AdvantEdge. Ele está presente nas equações matemáticas utilizadas no software, principalmente aquelas usadas para o cálculo das forças que atuam no processo de rosqueamento (BIL; KILIÇ; TEKKAYA, 2004).

Como as forças (principalmente a força axial) são influenciadas pelo modelo de atrito adotado pelo software, o torque, conseqüentemente, sofre o mesmo problema. O torque é dependente das parcelas de força axial e transversal medidas para cada aresta de corte ativa da ferramenta. Se essas forças são modeladas de modo a preverem resultados maiores, o torque, por sua vez, também estimará resultados maiores.

5.2. Testes para o estudo do erro de sincronismo;

O erro de sincronismo é um problema presente nas operações de rosqueamento interno com macho de corte. Ele existe devido à dificuldade em sincronizar os movimentos de rotação e avanço da ferramenta, ambos feitos pela máquina ferramenta. Nos testes computacionais para se estudar o erro de sincronismo, não existe esse problema, pois não há máquina, e, dessa maneira, ele foi imposto alterando-se a informação do avanço por volta da ferramenta.

Como explicado no capítulo anterior, foram usados quatorze avanços por volta diferentes do correto, que é de 1 mm/volta. Para todos os testes, as curvas polinomiais ajustadas de torque e força na direção de avanço foram analisadas e, o máximo valor encontrado para essas duas grandezas foi extraído. Os gráficos são mostrados nas Figuras Fig. 5.3 e Fig. 5.4.

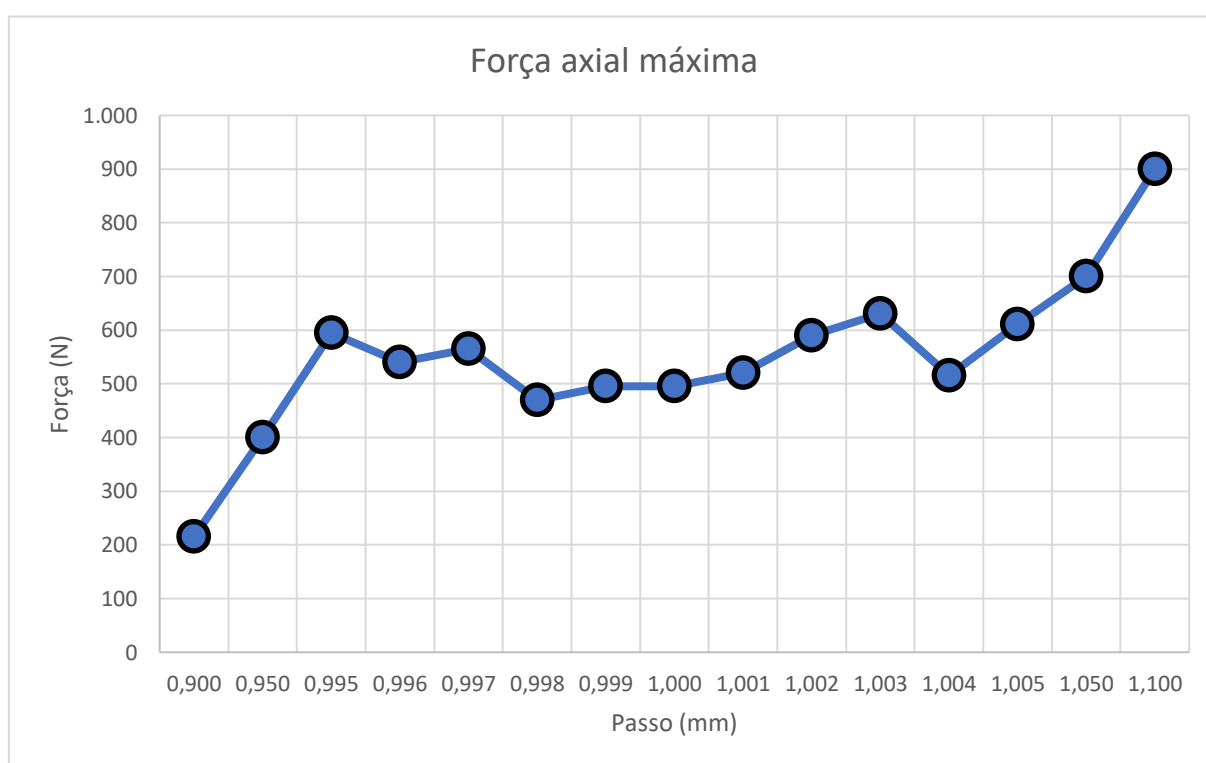


Figura 5.3 - Força axial máxima observada para cada passo utilizado

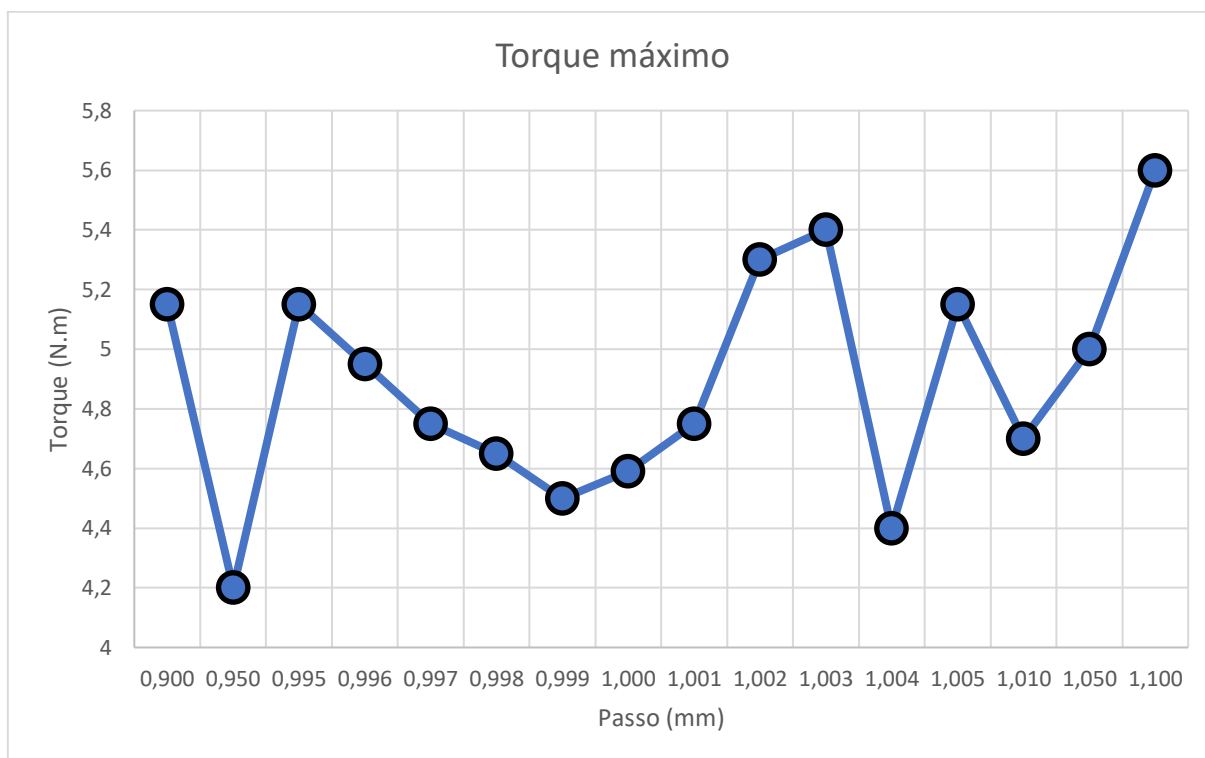


Figura 5.4 - Torque máximo observado para cada passo utilizado

No gráfico que mostra a variação do torque, observa-se que o torque máximo dos testes não teve grandes alterações. Seu valor máximo girou em torno de 5 N.m, sendo que para o teste com o passo certo (1 mm) o máximo valor observado foi de 4,59 N.m. O menor valor de torque máximo dos testes foi para o passo de 0,95 mm e o máximo valor de torque máximo foi observado para o passo de 1,1 mm. Estes resultados sugerem que o torque não é muito influenciado pelo erro de sincronismo, mesmo quando o avanço por volta é muito diferente do ideal. Esse comportamento corrobora com os trabalhos de (DA MOTA, 2009; PEREIRA, 2014).

No gráfico que mostra a variação da força axial é nítida a variação da máxima força axial com a mudança do avanço por volta. Esse comportamento já era esperado, visto que outros autores perceberam que essa força é a mais influenciada pelo erro de sincronismo, pois ela se encontra na mesma direção do avanço da ferramenta.

A Figura 5.3 nos mostra que até mesmo pequenas alterações no avanço por volta geraram mudanças na máxima força axial encontrada nos testes. Além disso, quanto mais longínquo do ideal é o avanço, maior foi a diferença nas máximas forças de avanço encontradas.

Entre 0,995 e 1,005 mm, quanto mais longe o passo se distancia do passo ideal (1 mm), maior é a força axial máxima. Quando o avanço por volta é maior que o esperado, a ferramenta de desloca mais que o necessário a cada giro causando um excessivo contato com a parte

superior do filete de rosca sendo formado na cavidade interna do furo. Quando esse avanço é menor que o ideal, esse contato acontece com a parte inferior do filete de rosca. Nos dois casos, na simulação, essa pressão excessiva gerada no contato entre ferramenta e peça faz com que o valor da força de avanço aumente.

Quando os testes usaram um valor muito alto de avanço por volta (1,050 e 1,100 mm/volta), a força axial máxima aumentou substancialmente. Esse aumento segue o aumento da pressão no contato na região de corte. Como pode-se observar na Fig. 5.5, no teste utilizando o avanço de 1,1 mm/volta, as arestas da ferramenta, principalmente nos lugares destacados em vermelho, se chocam com a parte superior do filete de rosca recém-formado. É possível ver algum cavaco se formando nessa região. Neste caso, a ferramenta está “empurrando” a peça, gerando uma reação contrária da mesma, e fazendo surgir uma força indesejada na direção positiva do eixo Z, elevando a força axial neste caso.

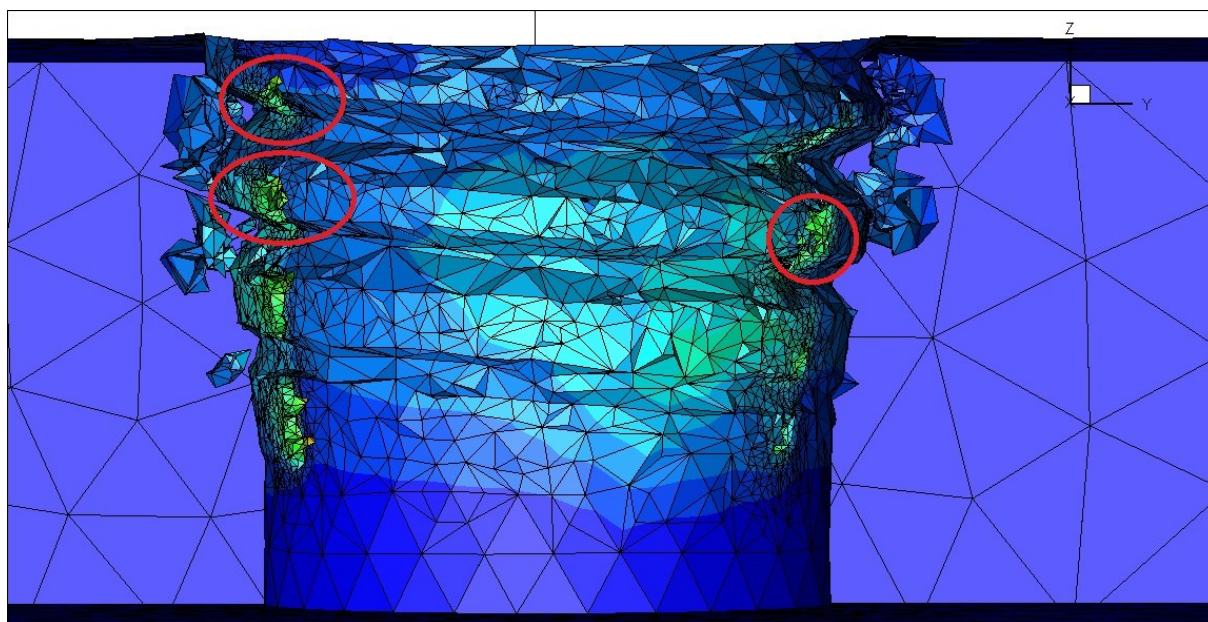


Figura 5.5 - Vista em corte, sem a ferramenta, para o teste com passo 1,100 mm/volta

Ao contrário, quando um avanço por volta muito pequeno foi utilizado nos testes (0,950 e 0,900 mm/volta), a força máxima na direção do avanço diminuiu bastante. De acordo com Da Mota (2009), Pereira (2014), Ahn *et al.* (2003), Dogra; Devor; Kapoor (2002), Ma *et al.* (2019), Pereira e da Silva (2017) e Wan *et al.* (2017), esse é o comportamento natural da força de avanço quando o avanço da ferramenta é menor do que o passo da rosca a ser usinada. Nessa situação, a ferramenta “puxa” o corpo de prova, que, reativamente, exerce uma força contrária, na direção do avanço da ferramenta.

Esse comportamento é mostrado na Figura 5.6. Nas partes demarcadas em vermelho, é possível ver o contato dos dentes do macho com a parte superior dos filetes de rosca recém-formado. Inclusive, consegue-se ver cavaco sendo formado na parte inferior deste filete, o que sugere intensa pressão na região. É daí que vem a força reacionária do corpo de prova, no sentido do avanço do macho, tentando evitar que a ferramenta o puxe.

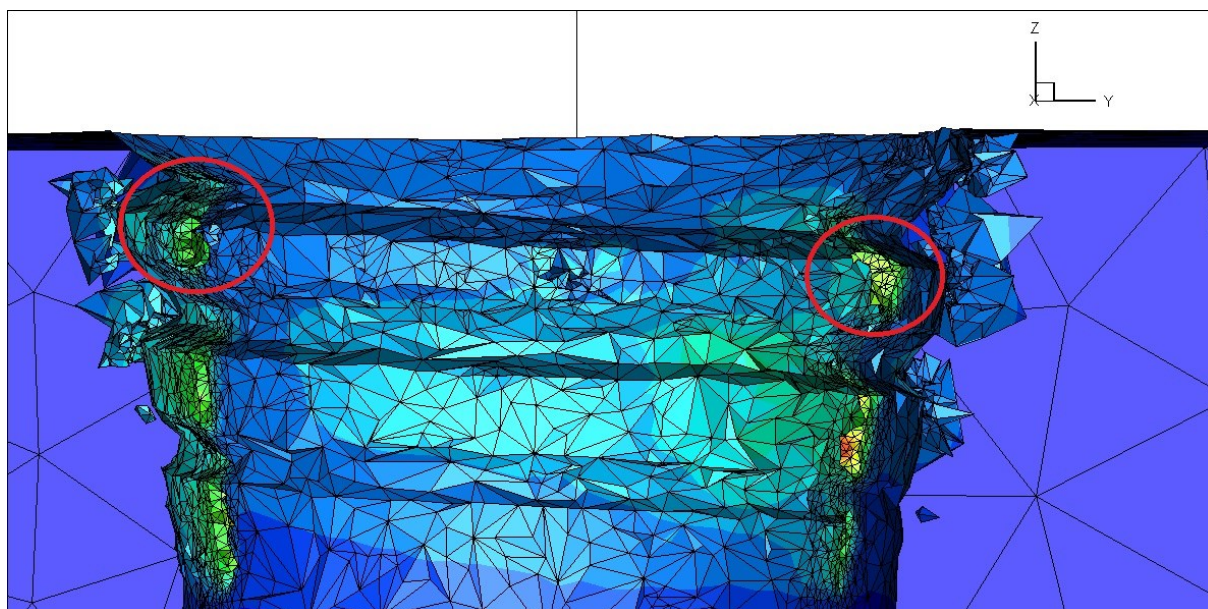


Figura 5.6 - Vista em corte, sem a ferramenta, para o teste com passo 0,900 mm/volta

À medida que o avanço diminui, a força em sua direção deveria se tornar negativa. Porém, o software AdvantEdge usa a lei de Coulomb para descrever o contato que existe entre aresta de corte e corpo de prova. Assim, independentemente da magnitude da pressão na região de corte, essa lei aplica uma tensão de atrito proporcional a essa tensão (BIL; KILIÇ; TEKKAYA, 2004), surgindo assim uma força muito positiva na direção contrária ao avanço da ferramenta. Essa força é muito maior que a força advinda do erro de sincronismo, e por isso, mesmo com avanços por volta bem menores que o ideal, a força axial máxima é positiva.

O avanço por volta de 0,900 mm, porém, apresenta forças negativas no fim do teste, onde, teoricamente, surgem as maiores forças na operação de rosqueamento interno com macho de corte. Seu gráfico pode ser melhor observado na Fig. 5.7. Esse comportamento indica que para esse diminuto avanço, as forças advindas do erro de sincronismo superam aquelas elevadas forças advindas do modelo de Coulomb no final da formação do primeiro filete de rosca no furo.

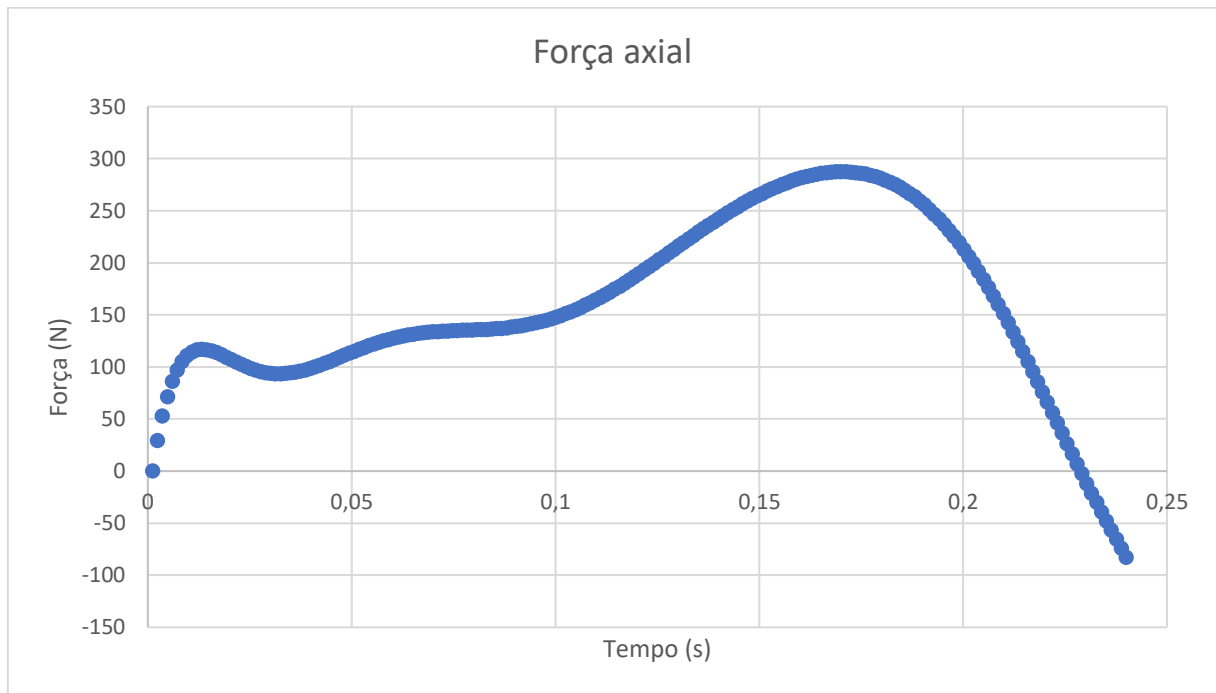


Figura 5.7 - Força na direção do avanço para o teste de passo 0,900 mm/volta.

5.3. Alteração do número de canais

Os resultados de torque e força axial em função do número de canais no macho de corte são mostrados nas figuras Fig. 5.8 e Fig. 5.9.

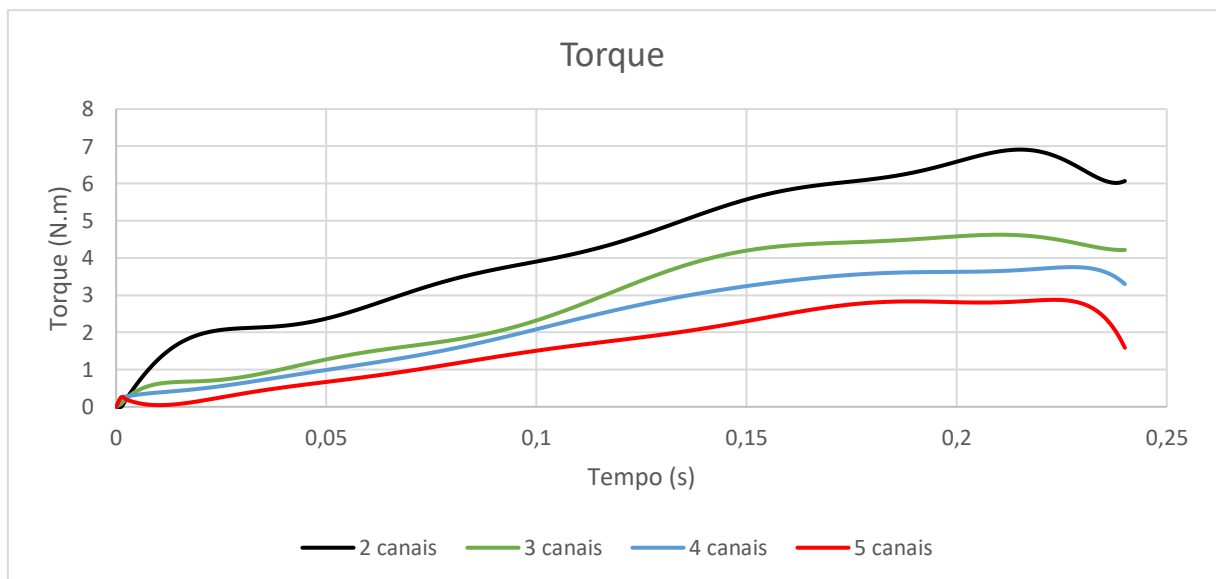


Figura 5.8 - Resultados de torque para as ferramentas com diferentes canais utilizadas.

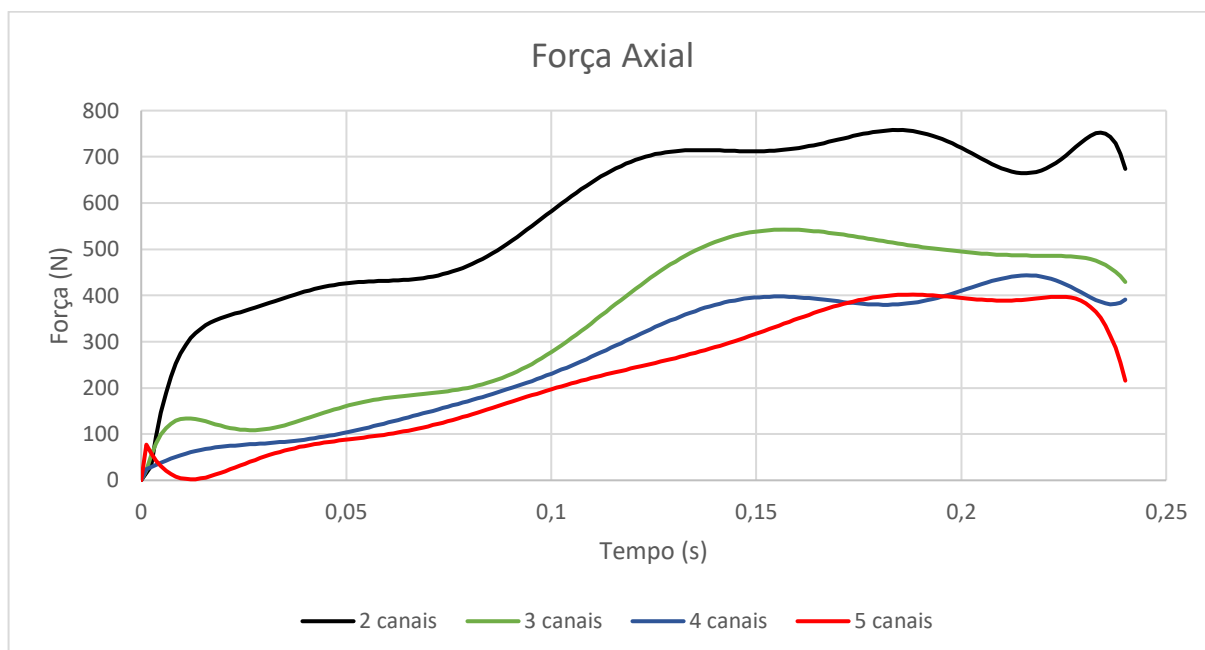


Figura 5.9 - Resultados de força axial para as ferramentas com diferentes canais utilizadas

As duas grandezas analisadas se comportaram de maneira similar: alcançaram menores valores com o aumento do número de canais no macho de corte. Os maiores valores de força na direção do avanço e torque encontrados foram no teste com a ferramenta de dois canais, enquanto os menores valores dessas duas grandezas ocorreram no teste com a ferramenta de 5 canais.

Para a usinagem do ferro fundido nodular, que produz cavacos curtos, é aconselhável o uso de uma ferramenta com mais canais, como um macho de corte de quatro canais. Como o cavaco produzido é curto, o espaço para a sua remoção pelos canais da ferramenta é adequado e ainda existem mais arestas de corte para se produzir a rosca no furo (STEPHENSON; AGAPIOU, 2016). O resultado das simulações corrobora com essa afirmação, mostrando que as ferramentas com um maior número de canais (quatro e cinco), apresentaram uma força semelhante na direção do avanço, que é menor que a encontrada nas ferramentas com menor número de canais (dois e três). Ainda, a ferramenta com cinco canais alcançou um torque máximo menor que a ferramenta que possui um canal a menos, o que é aconselhável, já que o torque excessivo é um dos responsáveis pela quebra do macho de corte.

O fator que se alterou neste teste, a geometria do macho de corte através da mudança do número de canais nas ferramentas utilizadas, significa uma mudança no avanço por dente na ferramenta. O avanço da mesma permaneceu sempre o mesmo, sendo 1,000 mm/volta, que é o passo da rosca a ser usinada, porém, o avanço por dente diminui com o aumento do número de canais. Isso pode ser observado pela Eq. (5.1)

$$h = f. * z \quad (5.1)$$

Na Equação (5.1), h é a altura do filete de rosca, f é o avanço e z é o número de dentes necessários para usinar um filete completo. Logo, com o aumento do número de canais no macho de corte, aumenta-se o número de dentes na parte do chanfro da ferramenta e, conseqüentemente, diminui-se seu o avanço por dente. O número de dentes necessários para usinar um filete completo de rosca é definido pela quantidade de arestas de corte na parte cônica, definida pelo número de canais e a conicidade da ferramenta. Neste caso, a conicidade é constante.

Nas imagens Fig. 5.10 e Fig. 5.11 é possível visualizar o esquema de avanço por dente de cada aresta da região chanfrada da ferramenta para os machos de dois e cinco canais respectivamente. O número de dentes na região chanfrada para a ferramenta de cinco canais é maior que o dobro que o da ferramenta com 2 canais, apesar de ambas as ferramentas possuírem três filetes de rosca em sua região chanfrada. A diferença de avanço por dente é nítida nas figuras Fig. 5.10 e Fig. 5.11 e podemos perceber que a ferramenta com apenas dois canais demanda muito mais de suas arestas da região chanfrada, fazendo com que elas removam uma quantidade muito maior de material por dente. A ferramenta com cinco canais distribui melhor o trabalho necessário que cada dente que corta a rosca deve realizar, demandando que cada um deles remova uma quantidade de material diminuta. Essa divisão de trabalho reflete em menores força de avanço e toque para a ferramenta e para o processo.

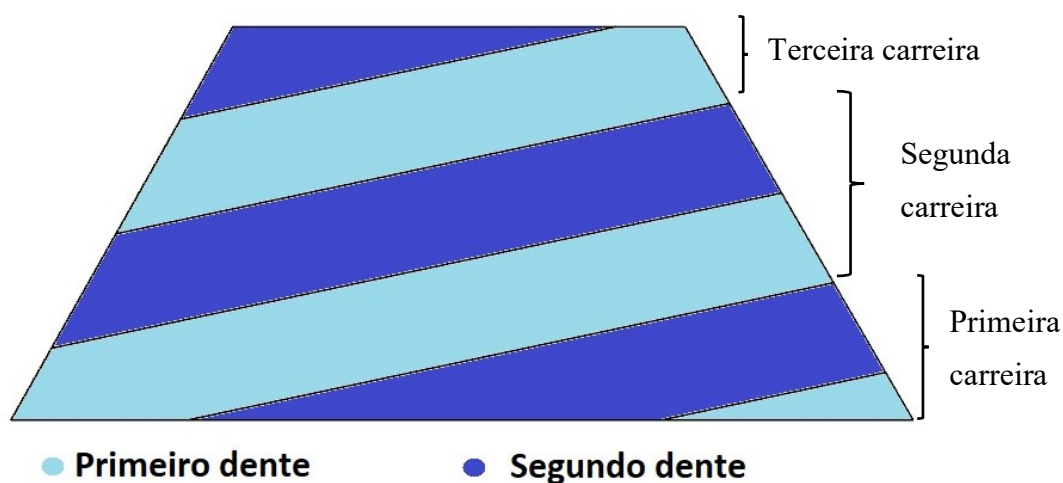


Figura 5.10 - Esquema do avanço por dente para a ferramenta com dois canais. É possível visualizar a contribuição por dente e por carreira, das três carreiras presentes na parte chanfrada do macho e que efetuam o corte da rosca

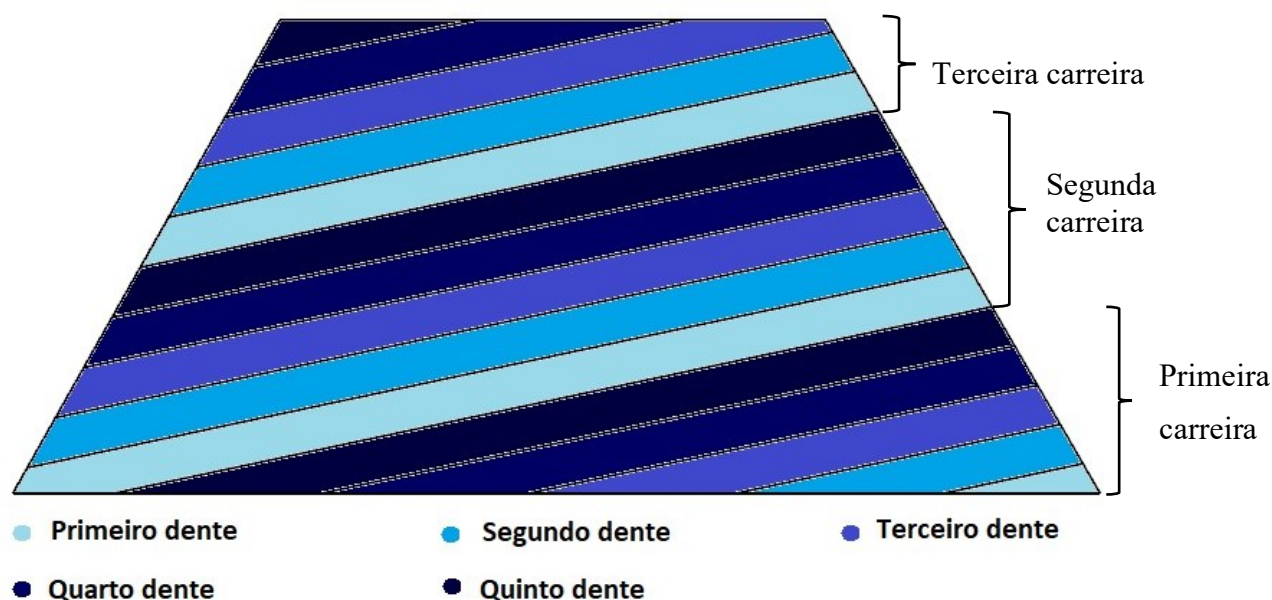


Figura 5.11 - Esquema do avanço por dente para a ferramenta com cinco canais. É possível visualizar a contribuição por dente e por carreira, das três carreiras presentes na parte chanfrada do macho e que efetuam o corte da rosca

O modelo de atrito adotado pelo software AdvantEdge, o modelo de Coulomb, é um importante fator que deve ser considerado nas equações matemáticas utilizadas na simulação, como já foi comentado anteriormente. O atrito, extremamente presente no fenômeno da formação do cavaco, é dependente, dentre outros fatores, do avanço por dente da ferramenta (MISHRA; GHOSH; ARAVINDAN, 2018).

Dessa forma, quando se aumenta o número de dentes na parte do chanfro do macho de corte, diminui-se, teoricamente, a contribuição do atrito gerado por cada uma dessas arestas de corte, já que elas contribuíram menos, individualmente, para a remoção de material. Esse efeito pode ter um peso muito grande no cálculo da força na direção do avanço e do torque, e isso pode explicar também a diminuição de ambas, à medida que se aumenta o número de canais na ferramenta.

5.4. Variação do ângulo de chanfro;

Os testes com as ferramentas de diferentes ângulos de chanfro têm seus resultados apresentados nas figuras Fig. 5.12 e Fig. 5.13.

Os resultados mostram a força axial e o torque após o corte do primeiro filete de rosca no corpo de prova. À medida que o ângulo do chanfro diminui, aumenta-se a quantidade de filetes

na região do chanfro da ferramenta, aumentando também o tempo necessário para formar esse filete de rosca, apesar da velocidade de corte e do avanço se manterem constantes. Isso acontece pois existem mais arestas de corte ao longo do chanfro da ferramenta, e essa, precisa que toda a extensão de seu chanfro passe pela espessura do corpo de prova.

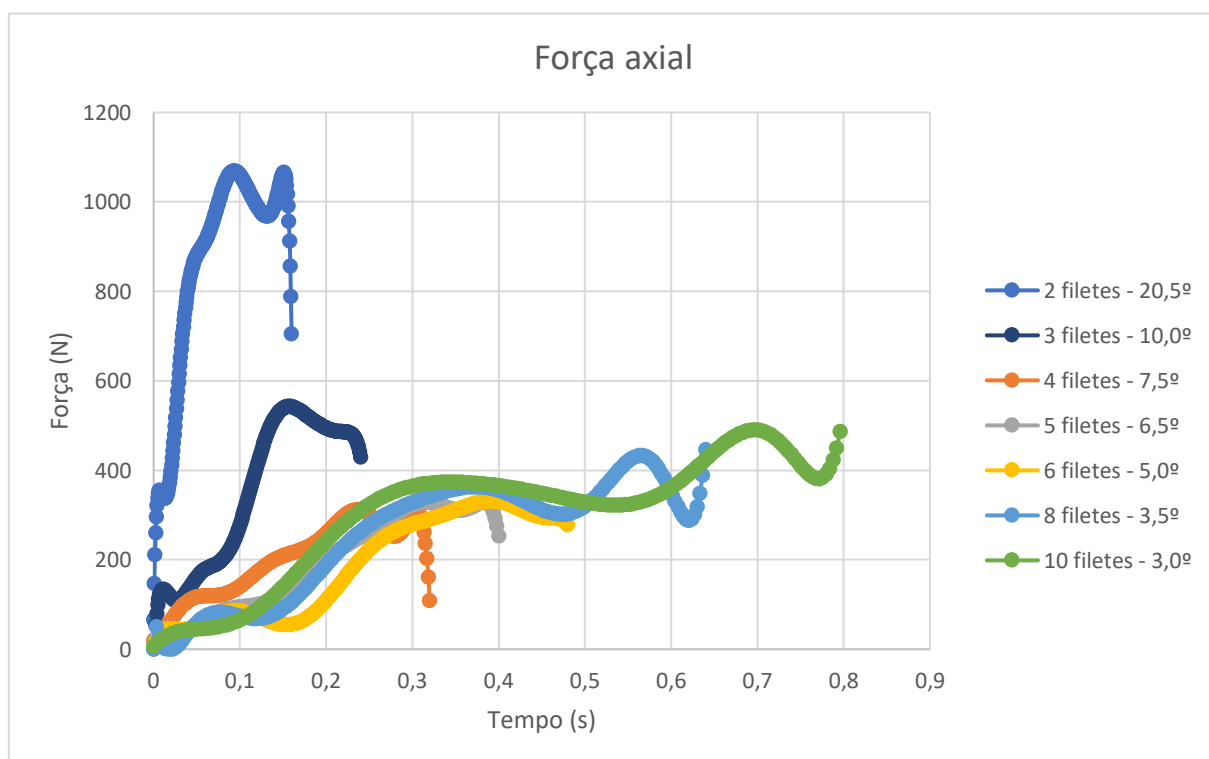


Figura 5.12 - Resultados de força na direção do avanço para as ferramentas usadas

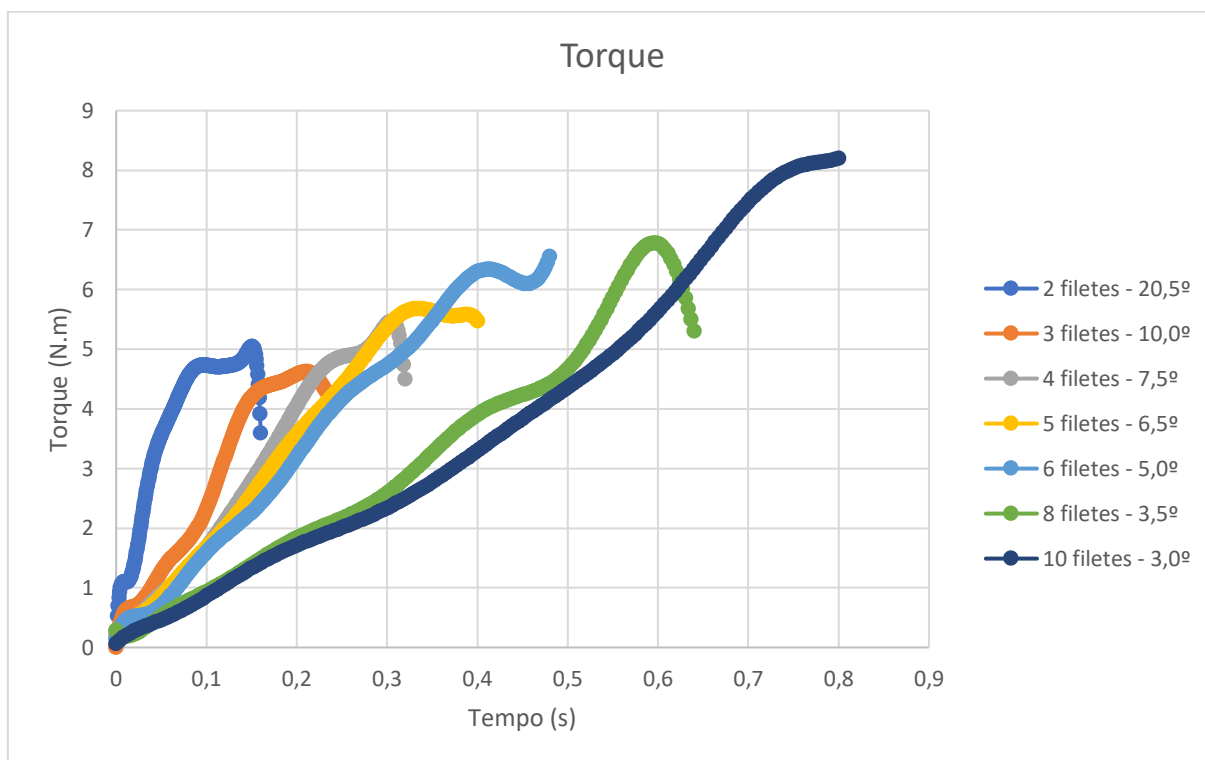


Figura 5.13 - Resultados de torque para as ferramentas usadas

A única alteração entre as ferramentas, portanto, é geométrica. Essa mudança altera o avanço por dente da parte chanfrada dos machos utilizados, mesmo caso do teste anterior. Essa mudança é descrita pela Eq. (5.1). À medida que se diminui o ângulo de chanfro da ferramenta, diminui-se o avanço por dente da mesma.

A Figura 5.12 mostra os resultados para força axial retornados nos testes. Para essa grandeza, o maior valor ocorreu utilizando-se o macho com apenas dois filetes na parte cônica da ferramenta. Essa ferramenta é a que possui maior avanço por dente, resultando que os mesmos sofram uma grande carga durante o corte da rosca.

Há uma tendência de diminuição dessa força, que reduz até a ferramenta com seis filetes em seu chanfro. Vale ressaltar que as ferramentas com quatro, cinco e seis filetes na região chanfrada possuem resultados bem semelhantes para essa força.

As ferramentas com oito e dez filetes em seu chanfro apresentaram resultados bem similares em relação a força na direção do avanço, com valores elevados, menores apenas que os valores visualizados para as ferramentas com dois e três dentes nessa região.

Os machos com um menor ângulo de chanfro possuem um menor avanço por dente, o que resulta em uma maior divisão do trabalho de se cortar o filete de rosca. Dessa maneira, é natural que a força axial diminua com a redução deste ângulo. Dito isso, era esperado que as menores forças das simulações para estudo dessa característica (ângulo de chanfro) ocorreriam

justamente para as ferramentas com oito e dez filetes na região do chanfro, onde a quantidade de material a ser removido por cada aresta de corte na sua região ativa fosse bem diminuta.

As curvas de força bruta para essas duas ferramentas podem ser vistas abaixo nas figuras Fig. 5.14 e Fig. 5.15. É possível perceber que após a terceira volta da ferramenta, a partir da linha vertical vermelha, as forças sofrem um salto de patamar, e elas aumentam de maneira mais acentuada. As primeiras arestas de corte da ferramenta são bem pequenas, e removem pouquíssimo material do furo. A partir da terceira carreira de filetes, para as duas ferramentas, os dentes já possuem tamanho significativo e passam a remover uma quantidade maior de material do corpo de prova, momento esse, representado por esse salto de forças. A partir daí, com o avanço das ferramentas, aumenta-se o número de dentes ativos no processo, aumentando o atrito gerado entre essas arestas de corte e o material da peça. Esse aumento se torna gradativo, até que o último filete da ferramenta entre no furo, formando o primeiro filete de rosca na parede do mesmo. Como as ferramentas com oito e dez dentes na região chanfrada possuem muitas arestas de corte, as forças advindas do atrito se acumulam muito mais que nas outras ferramentas, explicando-se assim a magnitude da força axial encontrada para elas.

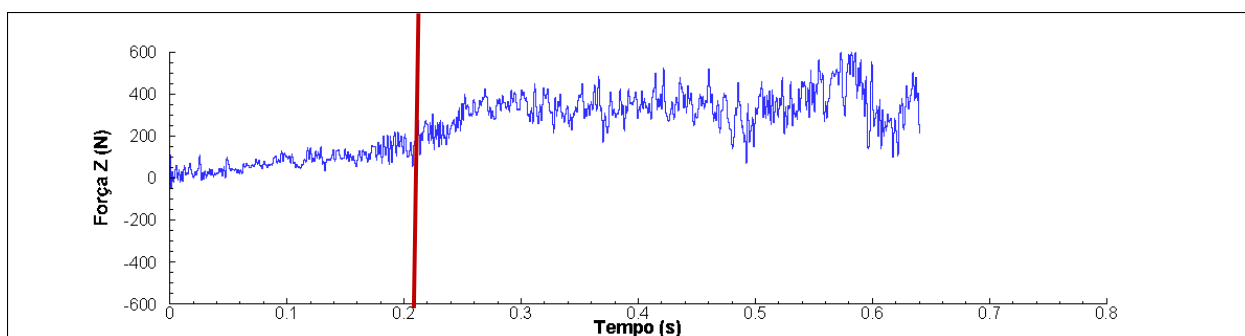


Figura 5.14 - Resultado bruto para força axial para a ferramenta com 8 filetes na parte do chanfro

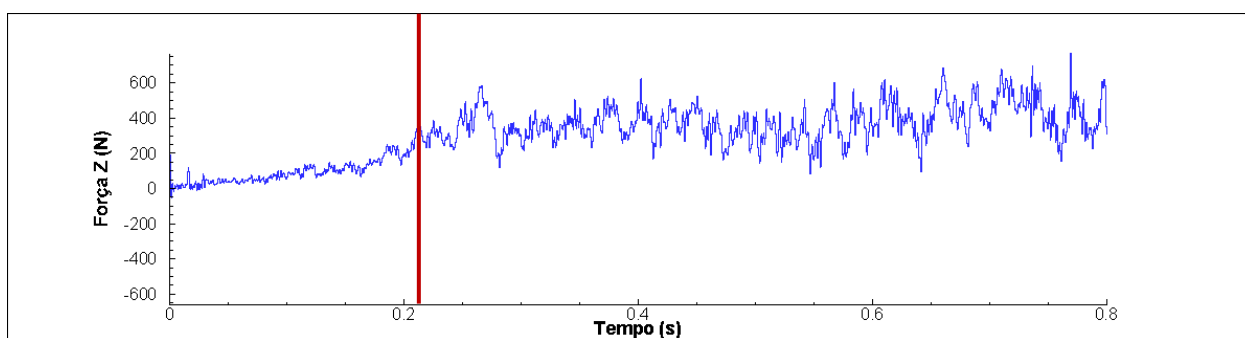


Figura 5.15 - Resultado bruto para força axial para a ferramenta com 10 filetes na parte do chanfro

Os resultados para o torque são mostrados na Fig. 5.13. À medida que o ângulo de

chanfro diminui, o torque aumenta. A única exceção é para a ferramenta com três filetes em seu chanfro, que apresentou os menores valores de torque máximo.

A Figura 5.13 sugere que quanto maior o número de arestas necessárias para se cortar um filete de rosca, maior será o torque máximo imprimido na ferramenta.

O torque total da ferramenta nada mais é que o somatório de todos os torques provenientes de cada aresta ativa na região do chanfro do macho de corte. Quando se aumentam o número de arestas que efetuam o corte da rosca, aumentam-se também a quantidade arestas de corte em contato com o corpo de prova ativamente e o atrito advindo dessa interação.

Além disso, para ângulos de chanfro menores, necessita-se de uma quantidade maior de voltas da mesma para se formar o primeiro filete de rosca no furo. Isso faz com que as arestas de corte que já estão submersas no furo continuem trabalhando, cortando parcialmente novos filetes de rosca. Esse trabalho adicional gera novas interações entre ferramenta e peça, traduzidas em mais atrito e novas forças, fazendo o torque total do teste aumentar.

5.5. Testes quanto ao tipo de detalonamento

Os resultados para força na direção do avanço e torque quando se altera o tipo de alívio radial nos machos de corte podem ser vistos nas figuras Fig. 5.16 e Fig. 5.17.

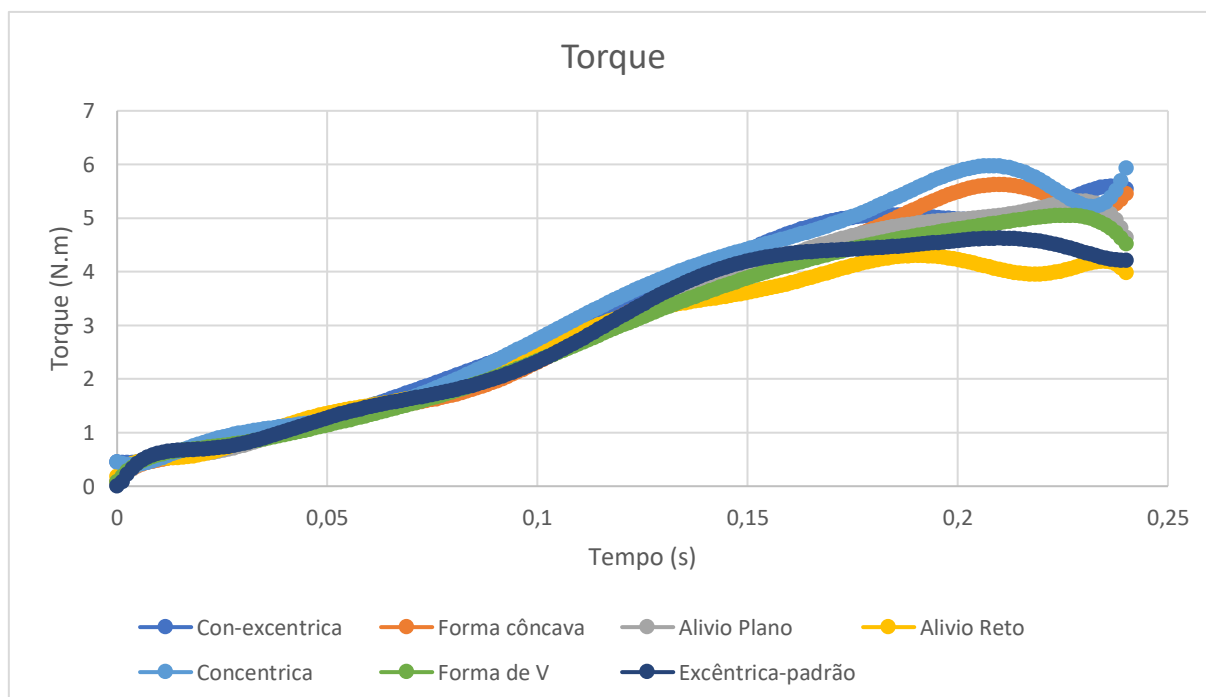


Figura 5.16 - Torque para os diferentes tipos de alívio radial

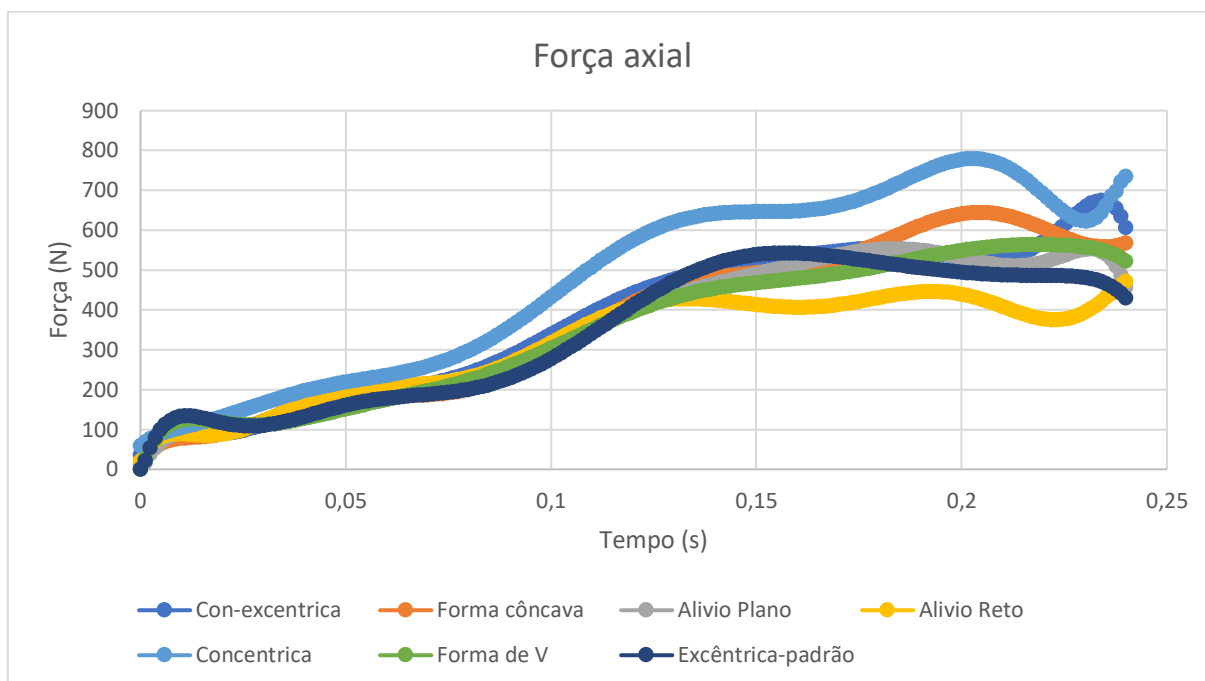


Figura 5.17 - Força axial para os diferentes tipos de alívio radial

A alteração do tipo de detalonamento muda a força axial do processo, como pode-se perceber na Fig. 5.17. O detalonamento do tipo reto apresentou a curva mais suave e com as menores forças no geral. Isso está ligado à grande quantidade de material removido das cristas dos filetes do macho, aumentando o alívio radial da ferramenta, diminuindo o seu atrito com as paredes do furo. A Figura 5.18 mostra esse alívio durante o teste, em uma vista de topo em corte no final da simulação. A elipse preta destaca o detalonamento do tipo reto em uma das nervuras da ferramenta.

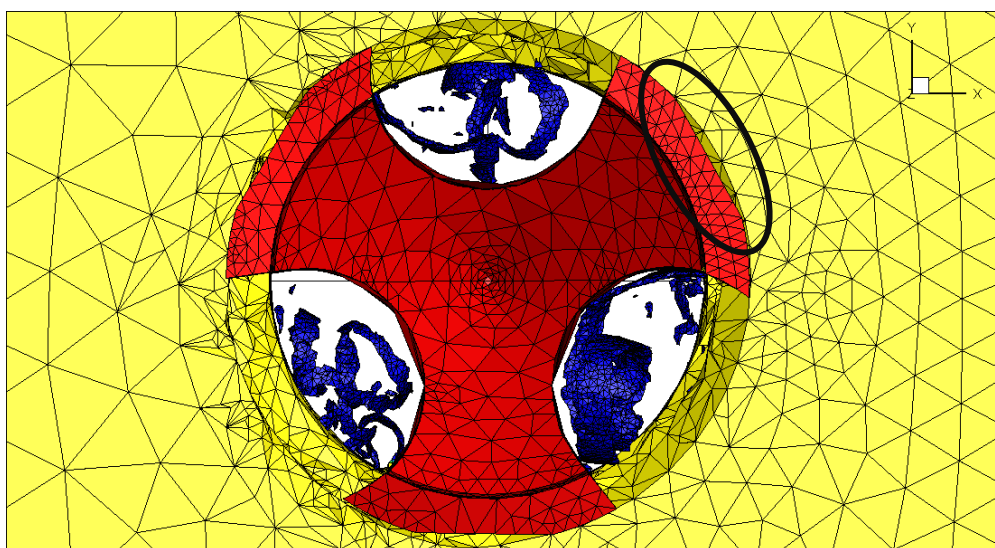


Figura 5.18 - Vista superior do resultado da simulação com a ferramenta com alívio reto na ranhura.

Os outros tipos de alívio radial apresentaram comportamento bastante similar, apresentando curvas com tendências similares. A Tabela 5.2 mostra as maiores forças alcançadas para cada teste.

Entre as folgas do tipo alívio plano e alívio reto, muito similares geometricamente, aquele alívio que retirou a maior quantidade de material da crista do filete apresentou a menor força máxima na direção do avanço. Isso era esperado, pois diminuiu-se a área de contato do filete da ferramenta com o furo. Apesar deste método ser efetivo na diminuição das forças axiais, se uma grande quantidade de material for removida do filete do macho, pode gerar uma fragilização da aresta de corte (o gume) da ferramenta. Isso pode causar inúmeros problemas para a ferramenta, como a falha catastrófica de um ou mais dentes da mesma, ou até mesmo, uma quebra do macho.

O alívio de forma côncava também é uma tentativa de se diminuir o atrito da crista do filete da ferramenta com a parede do furo na peça. Esse tipo de detalonamento possui forças menores que uma ferramenta com alívio concêntrico, mas não é tão efetiva para reduzir o atrito nessa região, como as ferramentas com alívio plano e reto.

A ferramenta com alívio em forma de “V” apresenta a curva da força axial com comportamento muito similar à ferramenta com alívio plano. Além disso, suas forças axiais máximas são muito próximas. Isso indica que esses dois tipos de alívio radial conseguem reduzir o atrito da crista do filete com o furo, mesmo com soluções geométricas diferentes.

Tabela 5.2 - Força axial máxima observada no teste para cada tipo de alívio radial empregado

Tipo de alívio radial	Força axial máxima (N)
Concêntrico	779,2378
Con-excêntrico	674,6854
Forma côncava	644,3317
Forma de V	563,7500
Alívio Plano	553,2084
Excêntrico - padrão da ferramenta modelada	542,4520
Alívio Reto	470,9923

A mistura de alívio excêntrico com o concêntrico, o con-excêntrico, apresenta forças maiores que o alívio concêntrico, utilizado na maioria dos machos de corte, inclusive na ferramenta base utilizado neste trabalho. Isso acontece pois, neste tipo de folga radial, apenas

dois terços da crista do filete na ferramenta é removida, acarretando um atrito indesejado do resto do filete com o furo. O detalonamento do tipo concêntrico retira material de toda a extensão do filete da ferramenta, e, apesar de apenas poucos micrômetros de material serem removidos, os resultados são significativamente melhores que para aquela ferramenta com detalonamento con-excêntrico.

De acordo com a Fig. 5.17 e com a Tabela 5.2, o alívio concêntrico, aquele que não possui nenhum tipo de detalonamento, apresentou os maiores valores para a força axial. Fica claro que o uso de um alívio radial ajuda a minimizar os efeitos negativos causados pelo excesso de atrito no contato entre os filetes do macho de corte com a parte interna do furo. O alívio concêntrico apresentou uma força de avanço máxima de aproximadamente 44 % maior que o alívio radial excêntrico, utilizado na ferramenta padrão do trabalho. É um aumento significativo e traduz em uma diminuição importante para o processo de rosqueamento interno, podendo ajudar na vida da ferramenta, por exemplo.

O torque é menos afetado pelo tipo de detalonamento utilizado nos machos de corte. Porém, apesar de apresentar uma diferença quantitativa muito menor, o alívio concêntrico apresentou o maior torque máximo e o alívio reto apresentou o menor torque máximo, apresentando a mesma tendência da força na direção axial.

O torque da ferramenta com alívio concêntrico foi 29,2 % maior que para a ferramenta que utilizou o alívio excêntrico. Para o torque, esse aumento é considerado expressivo, já que o torque excessivo na ferramenta é considerado o maior motivo de falhas catastróficas que ocorrem na ferramenta. Assim, é importante destacar que, mesmo retirando-se uma pequena quantidade de material do filete da ferramenta, consegue-se uma melhora considerável de desempenho do macho de corte, tanto considerando o torque máximo alcançado no processo como a força axial máxima.

As Figuras Fig. 5.19 e Fig. 5.20 mostram essas duas ferramentas ao final das simulações, em uma vista de topo. É possível notar toda extensão da nervura da ferramenta sem detalonamento em contato com a parede do furo do corpo de prova. A ferramenta com detalonamento concêntrico possui apenas um pequeno alívio em relação ao furo, porém, efetivo ao evitar um atrito excessivo entre ferramenta e peça.

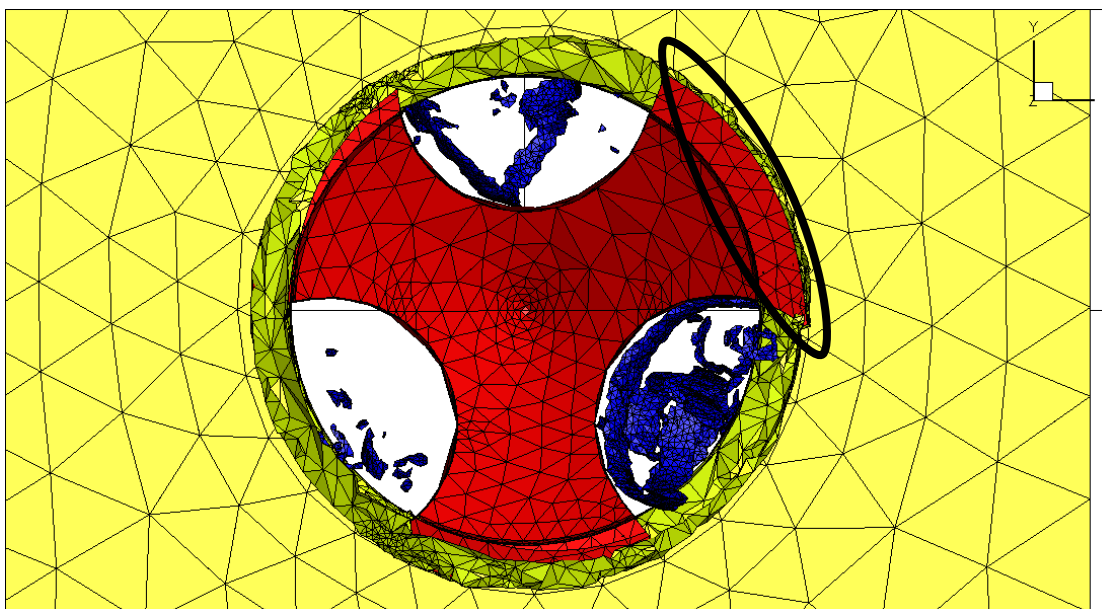


Figura 5.19 - Vista superior do resultado da simulação com a ferramenta com alívio do tipo excêntrico

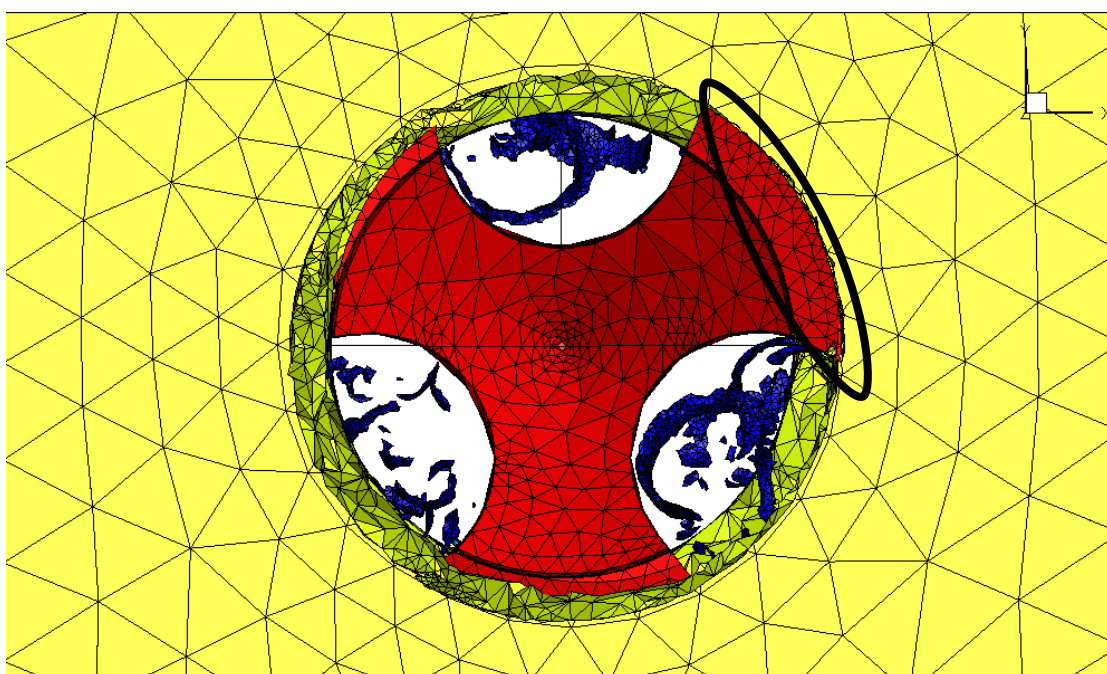


Figura 5.20 - Vista superior do resultado da simulação com a ferramenta com alívio do tipo concêntrico

O tipo de detalhamento usado na geometria base deste trabalho apresentou uma curva de tendência para o torque muito suave, sem aumentos abruptos e alcançando o segundo menor torque máximo. Esse comportamento indica que a escolha deste tipo de alívio radial foi adequada para a usinagem do material proposto e a geometria reduziu o atrito indesejado dos filetes da ferramenta com a parede do furo.

5.6. Alteração do tipo de revestimento

As simulações foram efetuadas com os revestimentos de TiNAl e TiN. Os resultados comparativos para as ferramentas com os dois revestimentos e a simulação padrão, com uma ferramenta sem revestimento, pode ser visualizados a seguir nas figuras Fig. 5.21 e Fig. 5.22.

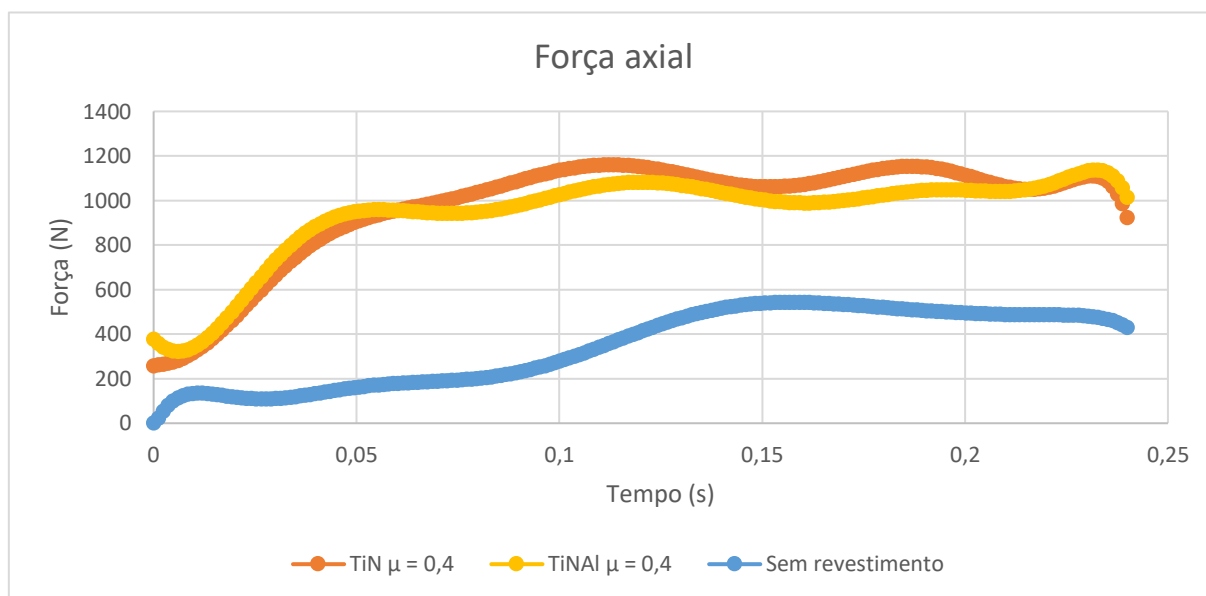


Figura 5.21 - Força axial para as ferramentas com revestimento e sem revestimento

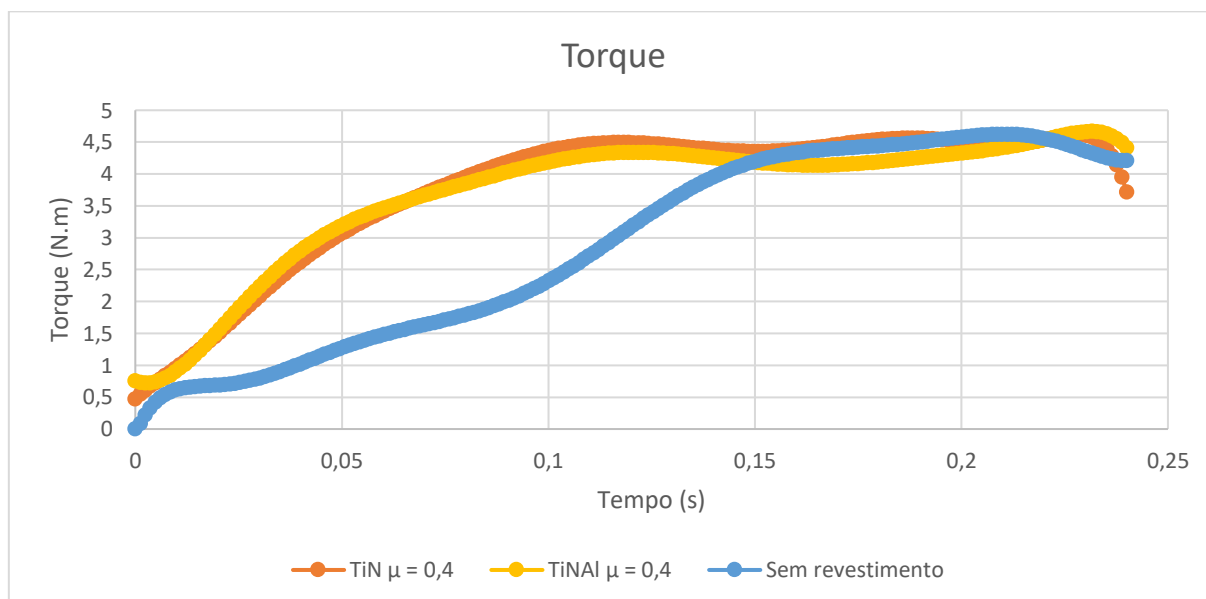


Figura 5.22 - Torque para as ferramentas com revestimento e sem revestimento

Os resultados de torque indicam que o torque máximo alcançado nos três testes foi muito semelhante. O comportamento do gráfico para as ferramentas com revestimento foi muito similar, e pode-se reparar que o torque alcança valores maiores mais rapidamente. Para a

ferramenta sem revestimento, o torque alcança seu valor máximo 0,05 segundos depois das ferramentas revestidas.

Os resultados para força na direção do avanço estão representados na Fig. 5.21. Essa força alcançou valores similares para os testes com as ferramentas revestidas e o comportamento de ambas as curvas são parecidos. A força máxima alcançada nestes testes foi cerca de duas vezes maior que a força axial máxima para uma ferramenta sem revestimento.

As ferramentas revestidas tiveram a sua geometria ligeiramente alterada devido a camada de revestimento que foi depositada sobre elas. A alteração geométrica da ferramenta pode ter aumentado o contato do cavaco com a superfície de saída da ferramenta. Esse fenômeno gera um aumento das forças do processo para as ferramentas revestidas, mesmo elas possuindo um menor coeficiente de atrito, se comparado à ferramenta sem revestimento.

Para verificar a influência do coeficiente de atrito neste tipo de simulação, ele teve seu valor alterado nas ferramentas revestidas, com o valor padrão utilizado no software, 0,5. Na Figura 5.23 podemos perceber que as forças axiais apresentam comportamento e magnitude muito similares, tanto para as simulações utilizando um coeficiente de atrito padrão como para os testes utilizando o coeficiente de atrito de 0,4. Assim sendo, podemos deduzir que o coeficiente de atrito não foi o fator que mais colaborou para a variação dessa força nessas simulações do AdvantEdge.

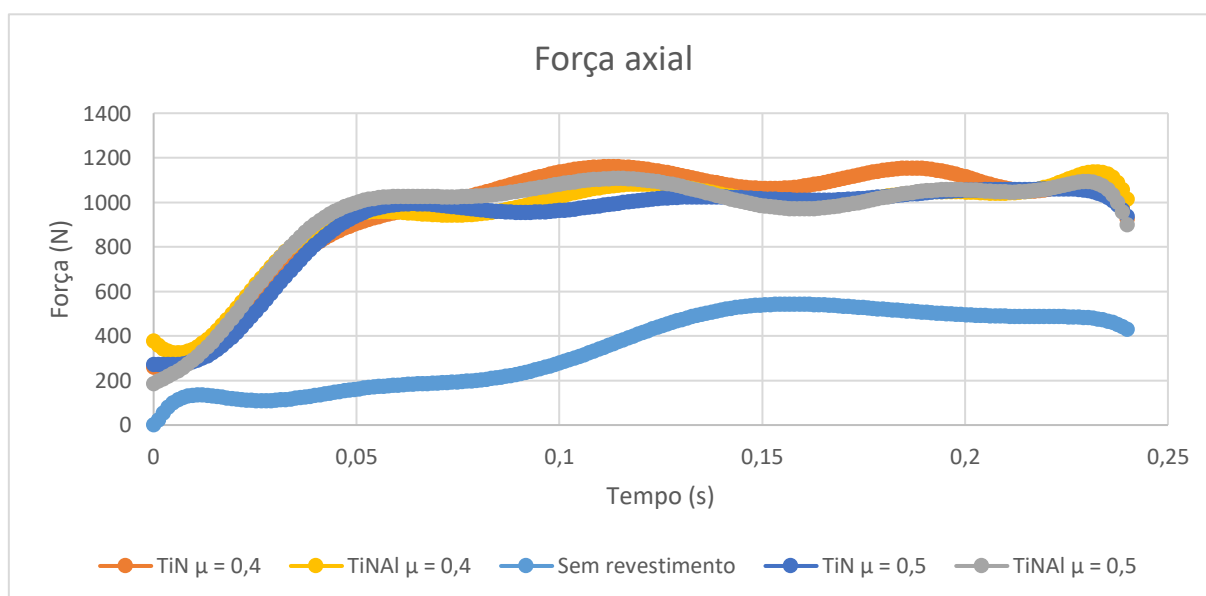


Figura 5.23 - Força axial para as ferramentas revestidas, sem revestimento e revestidas com coeficiente de atrito igual a 0,5

Uma grandeza de saída analisada também nestes testes foi a temperatura máxima

registrada nas ferramentas. As ferramentas revestidas alcançaram uma temperatura máxima cerca de 50°C maior que a ferramenta sem qualquer revestimento, como mostra a Fig. 5.24. Ao aplicar um revestimento nas ferramentas para a simulação, alterou-se as condições de contato na interface ferramenta-cavaco-peça, pois o material de seu substrato já não mais entra em contato com o corpo de prova. Deste modo, as informações sobre condutividade térmica, por exemplo, são alteradas, e assim, na simulação com ferramentas revestidas, uma quantidade maior de calor permanece na ferramenta.

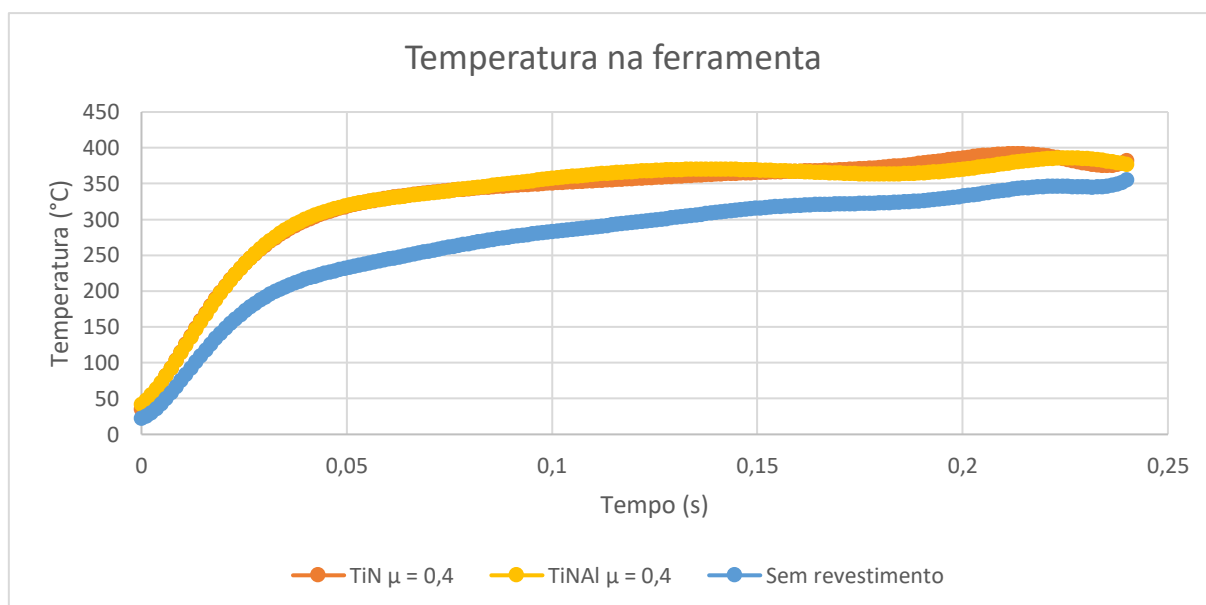


Figura 5.24 - Temperatura na ferramenta durante os testes com as ferramentas revestidas e sem revestimento

Esse fenômeno pode, também, ter influenciado no aumento das forças axiais nos testes para ferramentas revestidas, pois essa mudança na distribuição de calor nas simulações leva a crer que uma menor parcela de calor foi transferida para a peça. Isso faz com que o material do corpo de prova sofra menos com a perda de resistência devido aos efeitos de temperatura, o que faz com que a ferramenta necessite de um maior esforço para remover esse material e cortar a rosca.

CAPÍTULO VI

CONCLUSÕES

Após análise dos resultados das simulações pode-se concluir que:

- I. É possível elaborar um modelo tridimensional do processo de rosqueamento interno com um macho de corte e resolvê-lo através do software AdvantEdge, que usa o MEF.
- II. Após as simplificações propostas, o modelo pôde ser resolvido em cerca de 16 horas, com uma quantidade considerável de elementos e nós nas malhas da ferramenta e do corpo de prova. Os resultados foram satisfatórios para esse tempo de processamento, o que corrobora com uma das preocupações deste trabalho, em aliar bons resultados em um tempo de processamento viável.
- III. O erro de sincronismo foi estudado com o auxílio do modelo em elementos finitos. Observou-se que mesmo para pequenas variações do avanço da ferramenta, a força axial e o torque aumentaram. Apesar disso, os valores da força axial máxima observada foram sempre positivos. Os valores das forças advindas do atrito entre a ferramenta e a peça, devido ao modelo de atrito adotado (modelo de Coulomb) pelo software AdvantEdge, as estimula de maneira inverossímil. Esse modelo não é o mais adequado para descrever o que ocorre na interface ferramenta-cavaco-peça, o que prejudicou na análise do erro de sincronismo.

- IV. De maneira geral, o torque e a força na direção do avanço diminuem quando se aumenta o número de canais no macho de corte. Objetivamente, essa alteração geométrica altera a quantidade de arestas de corte disponíveis para realizar a usinagem. Assim, muda-se o avanço por dente da ferramenta, diminuindo o trabalho que essas arestas têm em cortar os filetes de rosca no furo. Essa diminuição dos esforços necessários para se cortar o filete de rosca reflete em uma redução do torque e da força axial da operação, com o aumento do número de canais da ferramenta.
- V. A alteração do ângulo de chanfro da ferramenta mudou o comportamento das variáveis de saída analisadas. À medida que se aumentou esse ângulo, a força axial diminui, exceto para as ferramentas de ângulos $3,0^\circ$ e $3,5^\circ$. Essas duas ferramentas tiveram gráficos de força bastante similares, com forças diminutas até a entrada do terceiro filete da parte cônica das ferramentas. A partir deste momento, essa força aumentou bastante. O torque se comportou de maneira constante, quanto menor o ângulo de chanfro do macho, maior o torque.
- VI. O tipo de detalonamento do macho de corte influencia mais na magnitude da força na direção do avanço do que no torque no rosqueamento. Os maiores valores encontrados para ambas as variáveis foram na ferramenta sem alívio radial nos filetes, o que é justificado pelo grande atrito entre as ranhuras da ferramenta e a parede do furo do corpo de prova. A ferramenta com alívio reto na crista do filete apresentou a menor força de avanço e o menor torque, indicando que a redução na ranhura do macho ajudou a diminuir o atrito entre a ferramenta e a peça.
- VII. A aplicação de um revestimento alterou a magnitude da força axial e o comportamento do torque. Os valores do torque foram muito semelhantes para as ferramentas revestidas de TiN e TiNAl e a ferramenta base, sem revestimento. Por outro lado, a força axial foi bastante alterada, sendo que as ferramentas revestidas apresentaram uma força axial máxima aproximadamente duas vezes maior que para a ferramenta sem revestimento. O coeficiente de atrito foi alterado para as ferramentas revestidas, mas não alterou os resultados dos testes. A temperatura máxima das ferramentas com revestimento foi de aproximadamente 50°C maior que para a ferramenta sem revestimento, mostrando que essa camada de $0,4\text{ }\mu\text{m}$ de revestimento altera a relação de contato e distribuição de temperaturas na interface ferramenta-cavaco-peça.

CAPÍTULO VII

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir dos resultados das simulações e das análises realizadas surgiram algumas sugestões para a realização de trabalhos futuros, a fim de complementar os resultados obtidos nesta pesquisa. As principais sugestões estão descritas a seguir:

- I. Realizar testes experimentais confirmando todos os testes simulados no trabalho para se certificar que os resultados simulados e os experimentais possuam as mesmas tendências.
- II. Desenvolver um código próprio, utilizando o método dos elementos finitos, para resolver o modelo tridimensional proposto para o rosqueamento interno com macho de corte.
- III. Utilizar um modelo de atrito que seja mais complexo e descreva melhor o contato na zona primária de cisalhamento na usinagem de metais.
- IV. Realizar testes para se entender a influência de outros parâmetros que influenciam o processo de rosqueamento interno com macho de corte, como: ângulo de saída da ferramenta, tamanho e tipo do canal da ferramenta e utilização de fluido de corte na operação.
- V. Estudar a viabilidade econômica e ambiental de simulações numéricas em detrimento aos testes experimentais no rosqueamento interno.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AdvantEdge User's Manual. [s.l: s.n.]. Disponível em: <<https://www.thirdwavesys.com>>.

AGAPIOU, J. S. Evaluation of the effect of high speed machining on tapping, 1994.

AHN, J. H.; LEE, D. J.; KIM, S. H.; KIM, H. Y.; CHO, K. K. Effects of synchronizing errors on cutting performance in the ultra-high-speed tapping. CIRP Annals - Manufacturing Technology, [s. l.], v. 52, n. 1, p. 53–56, 2003. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60529-0](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60529-0)

ALEKSANDROVA, I. S.; GANEV, G. N. Combined cutting-deforming taps. Strojnicki Vestnik/Journal of Mechanical Engineering, [s. l.], v. 59, n. 2, p. 106–111, 2013. c <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2012.721>

ARMAREGO, E. J. A. MACHINING WITH DOUBLE CUTTING EDGE TOOLS-I. SYMMETRICAL TRIANGULAR CUTS. [s.l: s.n.]. v. 7. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/0020-7357\(67\)90023-6](https://doi.org/10.1016/0020-7357(67)90023-6)

ARMAREGO, E. J. A. THE UNIFIED-GENERALIZED MECHANICS OF CUTTING APPROACH—A STEP TOWARDS A HOUSE OF PREDICTIVE PERFORMANCE MODELS FOR MACHINING OPERATIONS. Machining Science and Technology, [s. l.], v. 4, n. 3, p. 319–362, 2000. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/10940340008945715>>

ARMAREGO, E. J. A.; CHEN, M. N. P. Predictive cutting models for the forces and torque in machine tapping with straight flute taps. CIRP Annals - Manufacturing Technology, [s. l.], v. 51, n. 1, p. 75–78, 2002. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61469-3](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61469-3)

ARRAZOLA, P. J.; ÖZEL, T. Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining. International Journal of Mechanical Sciences, [s. l.], v. 52, n. 1, p. 31–42, 2010. Disponível em:

<<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740309002033>>

ARRAZOLA, P. J.; ÖZEL, T.; UMBRELLO, D.; DAVIES, M.; JAWAHIR, I. S. Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals*, [s. l.], v. 62, n. 2, p. 695–718, 2013. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0007850613001960>>

ASTM International steel standards. 2019. Disponível em: <<http://www.astmsteel.com/product/m2-tool-steel-1-3343-hs-6-5-2c-sk51/>>. Acesso em: 26 dez. 2019.

BATHE, K.-J. Finite Element Method. In: *Wiley Encyclopedia of Computer Science and Engineering*. Hoboken, NJ, USA: John Wiley & Sons, Inc., 2008.

BEZERRA, A. A. Estudo do desgaste no roscamento com alta velocidade em ferro fundido. 2003. Universidade de São Paulo, São Carlos, 2003.

BHOWMICK, S.; LUKITSCH, M. J.; ALPAS, A. T. Tapping of Al-Si alloys with diamond-like carbon coated tools and minimum quantity lubrication. *Journal of Materials Processing Technology*, [s. l.], v. 210, n. 15, p. 2142–2153, 2010. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.07.032>>

BIERMANN, D.; OEZKAYA, E. CFD simulation for internal coolant channel design of tapping tools to reduce tool wear. *CIRP Annals*, [s. l.], v. 66, n. 1, p. 109–112, 2017. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0007850617300240>>

BIL, H.; KILIÇ, S. E.; TEKKAYA, A. E. A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, [s. l.], v. 44, n. 9, p. 933–944, 2004. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.01.016>>

BRATAN, S.; NOVIKOV, P.; ROSHCHUPKIN, S. Application of Combined Taps for Increasing the Shaping Accuracy of the Internal Threads in Aluminium Alloys. *Procedia Engineering*, [s. l.], v. 150, p. 802–808, 2016. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2016.07.115>>

BUDYNAS, R. G.; NISBETT, J. K. Elementos de Maquinas de Shigley, Editora Afiliada, 2011. Disponível em: <<http://es.slideshare.net/FelipeHumbertoMarica/elementos-de-maquinas-35057552>>

BURGESS, G. K.; PECK, E. C. Report of the National Screw Thread Commission

Miscellaneous Publication, Bureau of Standards. Washington.

CAO, T.; SUTHERLAND, J. W. Investigation of thread tapping load characteristics through mechanistics modeling and experimentation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, [s. l.], v. 42, n. 14, p. 1527–1538, 2002. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(02\)00108-6](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(02)00108-6)

CHEN, N. M.; SMITH, A. J. R. Modelling of Machine Tapping with Straight Flute Taps. In: *Proceedings of the 36th International MATADOR Conference*. [s.l: s.n.]. p. 189–192. Disponível em: https://doi.org/10.1007/978-1-84996-432-6_43

CONRAD, H. E. *Tool and Manufacturing Engineers Handbook*. Quarta Edi ed. [s.l: s.n.]. v. 3–4

DA MOTA, P. R. *Investigação do comportamento de ferramentas de aço rápido no processo de rosqueamento interno em alta velocidade de corte*. 2006. Universidade Federal de Uberlândia, [s. l.], 2006.

DA MOTA, P. R. *Estudo do processo de rosqueamento com macho de corte de metal duro em ferro fundido vermicular*. 2009. Universidade Federal de Uberlândia, [s. l.], 2009.

DALI, M. N. A. M.; GHANI, J. A.; HARON, C. H. C. Comparison between Dynamic and Non-Dynamic Cutting Tool Option in FEM Simulation for Producing Dimple Structure. *Procedia CIRP*, [s. l.], v. 58, p. 613–616, 2017. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S221282711730625X>>

DAVIM, J. P. *Machining - Fundamentals and Recent Advances*. Primeira ed. Girona: Springer, 2008. v. 1

DAVOUDINEJAD, A.; TOSELLO, G.; PARENTI, P.; ANNONI, M. 3D Finite Element Simulation of Micro End-Milling by Considering the Effect of Tool Run-Out. *Micromachines*, [s. l.], v. 8, n. 6, p. 187, 2017. Disponível em: <<http://www.mdpi.com/2072-666X/8/6/187>>

DEL PRETE, A.; PRIMO, T.; FRANCHI, R. Super-Nickel Orthogonal Turning Operations Optimization. *Procedia CIRP*, [s. l.], v. 8, p. 164–169, 2013. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827113003600>>

DINIZ, A. O. *Estudo do processo de rosqueamento interno de ferro fundido cinzento utilizando diferentes sistemas de indexação de machos de corte*. 2018. Universidade Federal de Uberlândia, [s. l.], 2018.

DOGRA, A. P. S. .; DEVOR, R. E. .; KAPOOR, S. G. Analysis of Feed Errors in Tapping. [s. l.], v. 124, n. May, p. 248–257, 2002. Disponível em: <https://doi.org/10.1115/1.1454107>

DOGRA, A. P. S.; KAPOOR, S. G.; DEVOR, R. E. Mechanistic Model for Tapping Process With Emphasis on Process Faults and Hole Geometry. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, [s. l.], v. 124, n. 1, p. 18–25, 2002. Disponível em: <<https://asmedigitalcollection.asme.org/manufacturingscience/article/124/1/18/449286/Mechanistic-Model-for-Tapping-Process-With>>

DUARTE, É. N. Estudo Analítico-Numérico de Freios de Estampagem em Chapas Metálicas. 2007. Universidade Federal de Uberlândia, [s. l.], 2007.

FERRARESI, D. Fundamentos da Usinagem dos Metais. São Carlos: Editora Edgard Blucher LTDA, 1970.

FREIRE, J. . Tecnologia Mecânica Vol. 1 - Instrumento de Trabalho na Bancada. Primeira e ed. Rio de Janeiro: Editora Interciência, 1978.

FROMENTIN, G.; POULACHON, G.; MOISAN, A.; JULIEN, B.; GIESSLER, J. Precision and surface integrity of threads obtained by form tapping. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, [s. l.], v. 54, n. 1, p. 519–522, 2005. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60159-0](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60159-0)

GAO, Y.; KO, J. H.; LEE, H. P. 3D Eulerian Finite Element Modelling of End Milling. *Procedia CIRP*, [s. l.], v. 77, p. 159–162, 2018. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827118311181>>

GRZESIK, W. Advanced Machining Processes of Metallic Materials: Theory, Modelling and Applications, 2008. Disponível em: <https://books.google.com/books?id=j_QA3u1D5EC&pgis=1%5Cnhttp://find.shef.ac.uk/primo_library/libweb/action/display.do?tabs=viewOnlineTab&ct=display&fn=search&doc=44SFD_ALMA_DS51240580780001441&indx=1&recIds=44SFD_ALMA_DS51240580780001441&recIdxs=0&elemen>

HENDERER, W. On the Mechanics of Tapping by Cutting. *Journal of Engineering for Industry*, [s. l.], v. 99, n. 1, p. 257–262, 1977. Disponível em: <<http://manufacturingscience.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articleid=1445479>>

JACKSON, M. J.; NOVAKOV, T.; WHITFIELD, M.; ROBINSON, G.; HANDY, R.; SEIN, H.; AHMED, W. VFCVD diamond-coated cutting tools for micro-machining titanium

alloy Ti6Al4V. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, [s. l.], v. 92, n. 5–8, p. 2881–2918, 2017. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/s00170-017-0334-x>>

JIN, M.; WATANABE, S.; MIYAKE, S.; MURAKAWA, M. Trial fabrication and cutting performance of c-BN-coated taps, 2000. Disponível em [https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(00\)00926-9](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(00)00926-9)

JONES, W. Screw-Cutting Tap, 439956, 1890.

KUMBERA, T. G.; CHERUKURI, H. P.; PATTEN, J. A.; BRAND, C. J.; MARUSICH, T. D. NUMERICAL SIMULATIONS OF DUCTILE MACHINING OF SILICON NITRIDE WITH A CUTTING TOOL OF DEFINED GEOMETRY. Machining Science and Technology, [s. l.], v. 5, n. 3, p. 341–352, 2001. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1081/MST-100108619>>

KWON, Y. W.; BANG, H. The Finite Element Method Using MATLAB. Segunda ed ed. [s.l.] : CRC Press, 2000.

LORENZ, G. On Tapping Torque and Tap Geometry. CIRP Annals - Manufacturing Technology, [s. l.], v. 29, n. 1, p. 1–4, 1980. Disponível em: [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61284-0](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61284-0)

MA, J.; PELATE, N.; LEI, S. 3D numerical investigation of thermally assisted high efficiency ductile machining of nanocrystalline hydroxyapatite. Journal of Manufacturing Processes, [s. l.], v. 15, n. 4, p. 586–592, 2013. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1526612513000765>>

MA, Y. C.; WAN, M.; YANG, Y.; ZHANG, W. H. Dynamics of tapping process. International Journal of Machine Tools and Manufacture, [s. l.], v. 140, n. November 2018, p. 34–47, 2019. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2019.02.002>>

MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; DA SILVA, M. B. TEORIA DA USINAGEM DOS MATERIAIS. Terceira e ed. São Paulo: Blucher, 2015. Disponível em: <https://books.google.com.br/books/about/Teoria_da_usinagem_dos_materiais.html?id=9na1DwAAQBAJ&printsec=frontcover&source=kp_read_button&redir_esc=y#v=onepage&q&f=false>

MAN, X.; REN, D.; USUI, S.; JOHNSON, C.; MARUSICH, T. D. Validation of Finite

Element Cutting Force Prediction for End Milling. *Procedia CIRP*, [s. l.], v. 1, p. 663–668, 2012. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827112001205>>

Manual Técnico - Machos - Taps. OSG Ferramentas de Precisão LTDA., 2002.

MARKOPOULOS, A. P. *Finite Element Method in Machining Processes*. London: Springer London, 2013. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/978-1-4471-4330-7>>

MARUSICH, T. D. EFFECTS OF FRICTION AND CUTTING SPEED ON CUTTING FORCE. *Proceedings of ASME congress 2001*, [s. l.], n. 1, p. 1–10, 2001. Disponível em: <https://www.thirdwavesys.com/wp-content/uploads/2019/02/Effects_of_Friction_and_Cutting_Speed_on_Cutting_Force_ASME_IMECE01.pdf>

MARUSICH, T. D.; ORTIZ, M. Modelling and Simulation of High-Speed Machining. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, [s. l.], v. 38, n. March, p. 3675–3694, 1995. Disponível em: <<https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/nme.1620382108>>

MELKOTE, S. N.; GRZESIK, W.; OUTEIRO, J.; RECH, J.; SCHULZE, V.; ATTIA, H.; ARRAZOLA, P.-J.; M'SAOUBI, R.; SALDANA, C. Advances in material and friction data for modelling of metal machining. *CIRP Annals*, [s. l.], v. 66, n. 2, p. 731–754, 2017. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0007850617301415>>

MEZENTSEV, O. A.; ZHU, R.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G.; KLINE, W. A. Use of radial forces for fault detection in tapping. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, [s. l.], v. 42, n. 4, p. 479–488, 2002. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695501001390>>

MISHRA, S. K.; GHOSH, S.; ARAVINDAN, S. 3D finite element investigations on textured tools with different geometrical shapes for dry machining of titanium alloys. *International Journal of Mechanical Sciences*, [s. l.], v. 141, p. 424–449, 2018. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740317328783>>

MONKA, P.; MONKOVA, K.; MODRAK, V.; HRIC, S.; PASTUCHA, P. Study of a tap failure at the internal threads machining. *Engineering Failure Analysis*, [s. l.], v. 100, n. February, p. 25–36, 2019. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2019.02.035>>

NIESŁONY, P.; GRZESIK, W.; CHUDY, R.; HABRAT, W. Meshing strategies in FEM simulation of the machining process. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, [s. l.], v. 15, n. 1, p. 62–70, 2015. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1644966514000569>>

NOVAKOV, T. COMPUTATIONAL ANALYSIS OF MICROMACHINING Ti6Al4V TITANIUM ALLOY. 2010. Purdue University, [s. l.], 2010. Disponível em: <http://www.purdue.edu/policies/pages/teach_res_outreach/c_22.html>

OEZKAYA, E.; BIERMANN, D. Segmented and mathematical model for 3D FEM tapping simulation to predict the relative torque before tool production. *International Journal of Mechanical Sciences*, [s. l.], v. 128–129, n. March, p. 695–708, 2017. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.04.011>>

OEZKAYA, E.; BIERMANN, D. Development of a geometrical torque prediction method (GTPM) to automatically determine the relative torque for different tapping tools and diameters. *Advanced Manufacturing Technology*, [s. l.], v. 97, p. 1465–1479, 2018. Disponível em: <<https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-018-2037-3>>

OKNESTAM, M.; ZIVKOVIC, S. Thread cutting tap and a method of its manufacture, US 7553114 B2, 2009.

ÖZEL, T. The influence of friction models on finite element simulations of machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, [s. l.], v. 46, n. 5, p. 518–530, 2006. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0890695505001550>>

PANTALÉ, O.; BACARIA, J.-L.; DALVERNY, O.; RAKOTOMALALA, R.; CAPERAA, S. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, [s. l.], v. 193, n. 39–41, p. 4383–4399, 2004. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0045782504002269>>

PENG, F.; YAN, X. G.; GUO, H.; LU, L. J.; ZHANG, S. H.; LI, J. J. Research on the Effects of Tapping Performances with Multiple-Type Parameters. *Key Engineering Materials*, [s. l.], v. 693, p. 1114–1120, 2016. Disponível em: <<https://www.scientific.net/KEM.693.1114>>

PEREIRA, I. C. Comparação Entre Os Processos De Rosqueamento Interno Por Usinagem E Laminação. 2014. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2014.

PEREIRA, I. C.; DA SILVA, M. B. Sistema para compensação dos erros de sincronismo no processo de rosqueamento, BR 10 2015 011183 5 A2, 2015.

PEREIRA, I. C.; DA SILVA, M. B. Study of the internal thread process with cut and form taps according to secondary characteristics of the process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, [s. l.], v. 93, n. 5–8, p. 2357–2368, 2017. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/s00170-017-0573-x>

PISKA, M.; SLIWKOVA, P. Surface parameters, tribological tests and cutting performance of coated HSS Taps, 2015. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.01.350>

POPOVIC, M.; STOIC, A.; TANOVIC, L. Prediction of tapping forces and torque for 16MnCr5 alloyed steel. *Tehnicki vjesnik - Technical Gazette*, [s. l.], v. 23, n. 3, 2016. Disponível em: http://hrcak.srce.hr/index.php?show=clanak&id_clanak_jezik=236179&lang=en

PUZOVIĆ, R.; KOKOTOVIĆ, B. Prediction of thrust force and torque in tapping operations using computer simulation. *FME Transactions*, [s. l.], v. 34, p. 1–5, 2006. Disponível em: https://www.mas.bg.ac.rs/_media/istrazivanje/fme/vol34/1/1._puzovic_radovan.pdf

RAO, S. S. *The Finite Element Method In Engineering*. Quarta ed. Boca Raton: Elsevier Science & Technology Books, 2004.

REIS, A. M. Avaliação do desempenho de diferentes materiais de ferramenta no processo de rosqueamento interno de ferro fundido cinzento, através do monitoramento do desgaste. 2004. Universidade Federal de Uberlândia, [s. l.], 2004.

REITER, A. E.; BRUNNER, B.; ANTE, M.; RECHBERGER, J. Investigation of several PVD coatings for blind hole tapping in austenitic stainless steel. *Surface and Coatings Technology*, [s. l.], v. 200, n. 18–19, p. 5532–5541, 2006. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2005.07.100>

SAITO, Y.; TAKIGUCHI, S.; YAMAGUCHI, T.; SHIBATA, K.; KUBO, T.; WATANABE, W.; OYAMA, S.; HOKKIRIGAWA, K. Effect of friction at chip-tool interface on chip geometry and chip snarling in tapping process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, [s. l.], v. 107, p. 60–65, 2016. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2016.05.004>

SAITO, Y.; YAMAGUCHI, T.; SHIBATA, K.; KADOTA, Y.; KUBO, T.; WATANABE, W.; HOKKIRIGAWA, K. Development of a new tapping tool covered with nickel/abrasive particles composite film for preventing chip snarling and tool service life extension. *Tribology Online*, [s. l.], v. 11, n. 2, p. 81–87, 2016. b. Disponível em: <https://doi.org/10.2474/trol.11.81>

SARTKULVANICH, P.; ALTAN, T.; GÖCMEN, A. Effects of flow stress and friction models in finite element simulation of orthogonal cutting - A sensitivity analysis. *Machining Science and Technology*, [s. l.], v. 9, n. 1, p. 1–26, 2005. Disponível em: <https://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1081/MST-200051211>

SCHAUB, J. Improvement in Screw-Cutting taps and dies, 194 469, 1877.

SHAW, M. C. (Arizona S. U. METAL CUTTING PRINCIPLES. Segunda ed ed. Oxford: Oxford University Press, 2005.

SMITH, G. T. Cutting Tool Technology. Primeira e ed. London: Springer London, 2008. Disponível em: <http://link.springer.com/10.1007/978-1-84800-205-0>

STEININGER, A.; SILLER, A.; BLEICHER, F. Investigations Regarding Process Stability Aspects in Thread Tapping Al-Si Alloys. *Procedia Engineering*, [s. l.], v. 100, p. 1124–1132, 2015. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1877705815005020>

STEMMER, C. E. Ferramentas de Corte II. Primeira ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 1992.

STEPHENSON, D. A.; AGAPIOU, J. S. Metal Cutting Theory and Practice. Terceira ed. Boca Raton: CRC Press, 2016.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. Metal Cutting. [s.l: s.n.]. Disponível em: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780750670692500127>

USUI, S.; WADELL, J.; MARUSICH, T. Finite Element Modeling of Carbon Fiber Composite Orthogonal Cutting and Drilling. *Procedia CIRP*, [s. l.], v. 14, p. 211–216, 2014. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2212827114002248>

VAN VLEET, J. Thread Cutting Tap, 3220032, 1965.

VENKATESHAN, S. .; SWAMINATHAN, P. Computational Methods in Engineering. [s.l.] : Elsevier, 2014. Disponível em:

<<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/C20120061285>>

WAN, M.; MA, Y. C.; FENG, J.; ZHANG, W. H. Mechanics of tapping process with emphasis on measurement of feed error and estimation of its induced indentation forces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, [s. l.], v. 114, n. July 2016, p. 8–20, 2017. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2016.12.003>>