

ADRIELL OLIVEIRA DINIZ

**ESTUDO DO PROCESSO DE ROSQUEAMENTO
INTERNO DE FERRO FUNDIDO CINZENTO
UTILIZANDO DIFERENTES SISTEMAS DE
INDEXAÇÃO DE MACHOS DE CORTE**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2018

ADRIELL OLIVEIRA DINIZ

**ESTUDO DO PROCESSO DE ROSQUEAMENTO INTERNO DE
FERRO FUNDIDO CINZENTO UTILIZANDO DIFERENTES SISTEMAS
DE INDEXAÇÃO DE MACHOS DE CORTE**

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. Marcio Bacci da Silva

UBERLÂNDIA – MG

2018

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

- D585e
2018 Diniz, Adriell Oliveira, 1989-
 Estudo do processo de rosqueamento interno de ferro fundido
 cinzento utilizando diferentes sistemas de indexação de machos de corte
 / Adriell Oliveira Diniz. - 2018.
 165 f. : il.
- Orientador: Marcio Bacci da Silva.
 Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia,
 Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
 Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2018.286>
 Inclui bibliografia.
1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Usinagem - Teses. 3.
 Escareadores - Teses. 4. Torque - Teses. I. Silva, Marcio Bacci da, 1964-
 II. Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em
 Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621



SERVIÇO PÚBLICO FEDERAL
MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA



ALUNO: Adriell Oliveira Diniz

NÚMERO DE MATRÍCULA: 11612EMC001

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: Materiais e Processos de Fabricação

LINHA DE PESQUISA: Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)

PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA: NÍVEL MESTRADO

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO:

“Estudo do Processo de Rosqueamento Interno de Ferro Fundido Cinzento Utilizando Diferentes Sistemas de Indexação de Machos de Corte”

ORIENTADOR: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

A Dissertação foi **APROVADA** em reunião pública, realizada no Anfiteatro C - Bloco 50, Campus Santa Mônica, em 26 de fevereiro de 2018, às 08:00 horas, com a seguinte Banca Examinadora:

NOME	ASSINATURA
Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva	UFU
Prof. Dr. Arthur Alves Fiocchi	UFU
Prof. Dr. Alexandre Martins Reis	UFV

Uberlândia, 26 de fevereiro de 2018

Aos meus pais, irmão, minha noiva Mariana e a toda minha família que, com muito carinho e paciência me apoiaram para eu me tornar Mestre em Engenharia Mecânica.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Leri Marcio Diniz e Giselda Miguel Oliveira Diniz, pela colaboração extremamente necessária para elaboração deste trabalho.

A minha noiva Mariana Rodrigues Alves pelo apoio para a conclusão de mais esta etapa pessoal e profissional.

Ao Prof. Dr. Marcio Bacci da Silva, pelo integral apoio, tanto com conhecimentos técnicos sobre o processo quanto por todos os recursos, materiais e pessoal, disponibilizados para o desenvolvimento deste projeto de pesquisa.

À empresa OSG SULAMERICANA pelo apoio material, disponibilizando gratuitamente todas as ferramentas de corte para os testes.

À empresa TUPY pelo fornecimento de material para usinagem.

Ao Prof. Dr. Eder Silva Costa, que com muito profissionalismo me orientou e treinou para operação adequada e segura da máquina CNC Discovery 760 ROMI, estando sempre disponível em casos de dúvidas técnicas operacionais.

Ao meu amigo Gustavo Vilela Oliveira, que teve fundamental importância na realização de todos os testes práticos utilizando a máquina CNC, uma vez que além de dominar tecnicamente a operação da Discovery 760 ROMI, sempre esteve disponível a me ajudar nas atividades inerentes ao desenvolvimento desta dissertação.

Ao Alcione dos Reis, Mestre em Engenharia Mecânica e Técnico Mecânico do Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem - LEPU, que me auxiliou com as máquinas ferramentas do laboratório e me orientou de forma objetiva para o desenvolvimento do projeto de pesquisa no ambiente da universidade.

À Professora Dra. Rosenda Váldez Arencibia, pelo apoio ao ingresso no programa de pós-graduação e pelos ensinamentos teóricos/práticos que contribuíram muito para a realização deste trabalho.

Ao Professor Dr. Rosemar Batista da Silva, também pelo apoio ao ingresso no programa de pós-graduação e incentivo para a realização deste trabalho.

Aos Professores e ex-alunos da Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica: Alexandre Martins Reis, Alexandre Araújo Bezerra, Igor Cezar Pereira e Paulo Rosa da Mota; pelo pronto atendimento aos e-mails enviados e pelas informações fornecidas.

Ao meu amigo José Silvio Pessoa Filho pelas inúmeras orientações e dicas para o desenvolvimento objetivo deste projeto de pesquisa.

Ao meu colega desde a graduação, Vinicius Carvalho Teles, que me auxiliou muito com as atividades práticas iniciais desenvolvidas em caráter deste trabalho.

Ao Diego Augusto, Técnico Mecânico do Laboratório de Projetos Mecânicos, que sem nenhuma burocracia ou impedimento me auxiliou a desenvolver algumas atividades mecânicas operacionais.

À empresa Samarco Mineração S.A., que me proporcionou ao longo dos anos de trabalho a absorção de muito conhecimento técnico em relação a análise e tratamento de dados estatísticos, contribuindo de forma significativa para a publicação dos resultados apresentados neste trabalho.

Às colegas de laboratório, Letícia Cristina Silva e Aline Gonçalves dos Santos, pelo tempo dispensado a tirar minhas dúvidas sobre o programa de mestrado.

Aos técnicos de laboratório Lázaro Henrique Alves Vieira (Lazinho) e Francisco Eustáquio Araújo (Chico) pelo auxílio prestado ao desenvolvimento de atividades práticas laboratoriais.

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 brasileiros que indiretamente contribuíram para o apoio financeiro a este projeto de pesquisa por meio do Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq).

Por fim, a todas as pessoas que me ajudaram, direta ou indiretamente, para a elaboração desta dissertação de Mestrado.

DINIZ, A. O. **ESTUDO DO PROCESSO DE ROSQUEAMENTO INTERNO DE FERRO FUNDIDO CINZENTO UTILIZANDO DIFERENTES SISTEMAS DE INDEXAÇÃO DE MACHOS DE CORTE**. 2018. 165p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia - MG.

Resumo

O processo de rosqueamento interno é um processo de usinagem que não é comumente estudado, pois envolve principalmente a utilização de dinamômetros, o que implica em maiores custos, mas à medida que a tecnologia dos materiais, ferramentas de corte e acessórios das máquinas CNC evoluem há a necessidade de um melhor entendimento deste processo, o que implica de forma geral em redução de custos. Existem atualmente diversos sistemas de indexação de ferramentas de corte a serem utilizados em máquinas CNC, que quando operando combinados aos machos de corte podem reduzir consideravelmente a magnitude das forças de usinagem e torque envolvidos no processo. Poucas são as pesquisas realizadas comparando o desempenho destes dispositivos auxiliares ao processo de rosqueamento interno. Dessa forma, o objetivo desse trabalho consiste em investigar o comportamento de três sistemas de indexação de ferramentas de corte, mandril fixo, mandril fixo mais mesa compensadora e mandril flutuante, combinados aos machos de corte de aço rápido (M6 X 1,0). Para uma melhor avaliação do desempenho dos sistemas durante o processo de usinagem a seco variou-se as condições de entrada: tratamento superficial do macho de corte (Ni, TiN e TiCN) e material do corpo de prova (ferro fundido cinzento: FC250, FC300+Mo e FC300+Mo(RG)). Foram medidas as forças de usinagem (F_x , F_y e F_z) e torque (M_z) por meio dos dinamômetros rotativo ou estacionário. O tratamento superficial dos machos de corte influenciou de forma mais evidente as variáveis de saída somente quando utilizado o mandril fixo. Quando usinado os diferentes tipos de ferro fundido cinzento não foi observado diferenças significativas entre os resultados das forças de usinagem e torque. De forma geral, o mandril flutuante é o sistema de indexação de ferramenta de corte que obteve os melhores resultados, apresentando, nas etapas de usinagem e retorno do processo de rosqueamento, os menores valores de média e de desvio padrão das variáveis de saída, ou seja, pode-se dizer que o mandril flutuante dentre os sistemas avaliados é o que mais compensa os erros inerentes ao processo de rosqueamento interno com macho de corte.

Palavras Chave: Rosqueamento interno. Macho de corte. Mandril. Força Axial. Torque.

DINIZ, A. O. **STUDY OF THE TAPPING PROCESS OF GRAY IRON USING DIFFERENT TAPPING HEAD SYSTEMS**. 2018. 165p. Master's Dissertation, Federal University of Uberlandia - MG.

Abstract

The internal threading process is a machining process that is not commonly studied, as it mainly involves the use of dynamometers, which implies higher costs, but with the development of the technology of materials, cutting tools and CNC machine there is a need for a better understanding of this process, which implies in cost reduction. There are currently several indexing systems for cutting tools to be used in CNC machines, which when operating in combination with the cutting taps can greatly reduce the magnitude of the machining and torque forces involved in the process. There are few researches comparing the performance of these auxiliary devices to the internal threading process. Thus, the objective of this work is to investigate the behavior of three indexing systems for cutting tools, collet, collet with compensating table and floating head, combined with HSS cutting taps (M6 X 1.0). In order to better evaluate the performance of the systems during the dry-machining process the input conditions were varied: surface treatment of the cutting tap (Ni, TiN and TiCN) and workpiece material (gray cast iron: FC250, FC300 + Mo and FC300 + Mo (RG)). The experiments were carried out and the machining forces (F_x , F_y and F_z) and torque (M_z) were measured through the rotary or stationary dynamometers. It was observed that the surface treatment of cutting taps influenced the output variables more clearly only when using the collet. When machining the different types of gray cast iron no significant differences were observed between the results of the machining forces and torque. In general, the floating head is the cutting tool indexing system that obtained the best results, presenting, in the machining and return stages of the threading process, the lowest values of mean and standard deviation of the output variables. It is possible to say that the floating head of the evaluated systems is the one that most compensates the errors inherent to the process of internal threading with cutting taps.

Keywords: Internal Threading Process. Cutting Taps. Collet. Axial Force. Torque.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Princípio de funcionamento do processo de rosqueamento interno com macho de corte (DA MOTA, 2006).	4
Figura 2.2 – Geometria de um macho de corte utilizado no processo de rosqueamento interno (DA MOTA, 2009)	5
Figura 2.3 – Características da região cônica e cilíndrica de um macho de corte (TITEX PLUS, 1999, apud BEZERRA, 2003, modificada).	5
Figura 2.4 – Tipos de canais comumente utilizados (OSG, 2014).....	6
Figura 2.5 – Microestrutura do ferro cinzento: a) sem ataque; b) com ataque de Nital 4% (STUEWE, 2008).	8
Figura 2.6 – Usinabilidade dos principais tipos de ferros fundidos (ISCAR, 2001).	10
Figura 2.7 – Classificação das ferramentas de corte (MACHADO; DA SILVA, 2004, p.114).	12
Figura 2.8 – Evolução das velocidades de corte ao longo do tempo (CIMM, 2005).	12
Figura 2.9 – Microdureza em relação à ferramentas e revestimentos (ISCAR, 2001).	16
Figura 2.10 – Mandril flutuante Sanches Blanes (REIS, 2004).....	18
Figura 2.11 – Mandril de rosquear auto-reversível TAPMATIC (BEZERRA, 2003, modificado).	18
Figura 2.12 – Mandril Fixo (DA MOTA, 2006).	20
Figura 2.13 – Dinamômetro Kistler (DOUGLAS, 2015).	21
Figura 2.14 – Representação esquemática do comportamento do torque (M_z) no processo de rosqueamento interno (FANTIN, 1992).	22
Figura 2.15 – Sinal do momento torçor (M_z) nas etapas de usinagem e saída do processo de rosqueamento interno.	23
Figura 2.16 – Distribuição de calor durante a usinagem (CIMM, 2014).....	24
Figura 2.17 – Sinal de torque na quebra do macho (AHN et al., 2003, modificada).	25
Figura 2.18 – Torque em função do comprimento da rosca e da velocidade de corte, durante o rosqueamento de uma chapa escalonada, com furos passantes com um macho M13X1,5 (DA MOTA, 2009).	26
Figura 2.19 – Esquema do aparato utilizado para a indução de vibração ao processo de rosqueamento interno com macho de corte (ZHANG; YANG; WANG, 2003).....	27
Figura 2.20 – Folga necessária para o rosqueamento em furo cego (OSG, 1999).....	28
Figura 2.21 – Macho de corte quebrado em uma peça de ferro fundido cinzento (REIS, 2004).	29

Figura 2.22 – Gráfico dos sinais de Fz versus tempo, para uma ferramenta nova de HSS (REIS et al., 2005).....	30
Figura 2.23 – Comparação entre os gráficos de força axial em diferentes passos com velocidade de corte de 30 m/min, para roscas usinadas no SAE 1045 (PEREIRA, 2014). ..	32
Figura 2.24 – Efeito do avanço (Média) no rosqueamento interno com machos de corte com uma ferramenta nova. A velocidade de corte empregada foi de 50 m/min com fluido de corte em forma de jorro (DA MOTA et al., 2011).....	32
Figura 2.25 – Direções e sentidos das forças radiais e seus componentes Fx e Fy, nas arestas de corte de um macho de corte com quatro canais (REIS et al., 2005).....	33
Figura 2.26 – Força Radial (Fx) em função do tempo, para uma ferramenta de HSS com 450 roscas feitas (REIS et al., 2005).	34
Figura 2.27 – Comparação das forças em X, Y e Z e o torque no rosqueamento interno (DA MOTA et al., 2009).	35
Figura 2.28 – Força Radial (Fx) versus o número de roscas feitas, para os diferentes materiais de ferramenta utilizados neste trabalho (REIS et al. 2005).	36
Figura 3.1 – Fluxograma da Metodologia.....	39
Figura 3.2 – Centro de usinagem vertical CNC Discovery 760 - ROMI.	41
Figura 3.3 – Machos de corte com tratamento superficial: TiCN (a), TiN (b) e Ni (c).....	43
Figura 3.4 – Superfícies de saída e folga dos machos de corte.	45
Figura 3.5 – Mesa compensadora (a) e sistemas de indexação de ferramentas de corte: mandril fixo (b) e mandril flutuante (c).....	46
Figura 3.6 – Sistemas de fixação de amostras: (a) mesa CNC, (b) mesa compensadora e (c) mesa dinamômetro.	47
Figura 3.7 – Amostras utilizadas para os testes utilizando o sistema fixação de amostra, mesa CNC.....	48
Figura 3.8 – Geometria e dimensões dos corpos de prova utilizados na mesa compensadora.	48
Figura 3.9 – Geometria e dimensões dos corpos de prova utilizados na mesa do dinamômetro estacionário.	49
Figura 3.10 – Sistema de aquisição de dados para o sistema de fixação de amostra: mesa CNC ou mesa compensadora.....	51
Figura 3.11 – Sistema de aquisição de dados para o sistema de fixação ferramenta/amostra: mandril flutuante – mesa dinamômetro.	52
Figura 3.12 - Fórmula matemática para cálculo do torque (Kistler, 2006).	53

Figura 3.13 – Avaliação da qualidade das roscas: (a) por meio do calibre passa/não passa M6 x 1,0 6H da Ferriplax e (b) de forma visual a partir de fotografias das amostras dos corpos de provas obtidas por meio de microscópio óptico.....	55
Figura 3.14 – Processo para avaliação da qualidade dos filetes de rosca dos negativos de silicone.....	56
Figura 4.1 – Comportamento da Força Axial (F_z) durante o processo de rosqueamento interno de um corpo de prova de ferro fundido cinzento (FC300 com molibdênio) utilizando-se o mandril fixo com macho de corte nitretado (Ni).....	58
Figura 4.2 – Comportamento das Forças Radiais (F_x e F_y) durante o processo de rosqueamento interno de um corpo de prova de ferro fundido cinzento (FC300 com molibdênio) utilizando-se o mandril fixo com macho de corte nitretado (Ni).....	59
Figura 4.3 – Comportamento do torque (M_z) durante o processo de rosqueamento interno com mandril fixo e macho de corte nitretado em uma amostra de ferro fundido cinzento (FC300 com Molibidênio).....	60
Figura 4.4 – Comparação do comportamento da Força Axial (F_z) ao longo do tempo entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte: (a) mandril fixo, (b) mandril fixo mais mesa compensadora e (c) mandril flutuante.....	62
Figura 4.5 – Comparação entre o comportamento das Forças Radiais (F_x e F_y) ao longo do tempo entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte: (a) mandril fixo, (b) mandril fixo mais mesa compensadora e (c) mandril flutuante.....	63
Figura 4.6 – Comparação do comportamento do Torques (M_z) ao longo do tempo entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte: (a) mandril fixo, (b) mandril fixo mais mesa compensadora e (c) mandril flutuante.....	64
Figura 4.7 – Avaliação da força axial (F_z) de acordo com as etapas do processo de rosqueamento interno com machos de corte.....	66
Figura 4.8 – Avaliação do torque (M_z) de acordo com as etapas do processo de rosqueamento interno com machos de corte.....	67
Figura 4.9 – Avaliação da força axial (F_z) em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados.....	68
Figura 4.10 – Avaliação do torque (M_z) em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados.....	69
Figura 4.11 – Avaliação da força axial (F_z) na etapa de usinagem em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados nos testes e dos tratamentos superficiais dos machos de corte.....	71

Figura 4.12 – Avaliação da força axial (F_z) na etapa de saída em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados nos testes e dos tratamentos superficiais dos machos de corte.	72
Figura 4.13 – Avaliação do torque (M_z) na etapa de usinagem em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados nos testes e dos tratamentos superficiais dos machos de corte.	73
Figura 4.14 – Avaliação do torque (M_z) na etapa de saída em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados nos testes e dos tratamentos superficiais dos machos de corte.	74
Figura 4.15 – Avaliação da força axial (F_z) do processo de rosqueamento com o mandril fixo, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	76
Figura 4.16 – Avaliação da força axial (F_z) do processo de rosqueamento com o mandril fixo, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	77
Figura 4.17 – Avaliação do torque (M_z) do processo de rosqueamento com o mandril fixo, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	78
Figura 4.18 – Avaliação do torque (M_z) do processo de rosqueamento com o mandril fixo, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	79
Figura 4.19 – Avaliação da força axial (F_z) do processo de rosqueamento com o mandril flutuante, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	80
Figura 4.20 – Avaliação da força axial (F_z) do processo de rosqueamento com o mandril flutuante, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	81
Figura 4.21 – Avaliação do torque (M_z) do processo de rosqueamento com o mandril flutuante, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	82
Figura 4.22 – Avaliação do torque (M_z) do processo de rosqueamento com o mandril flutuante, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	83
Figura 4.23 – Avaliação da força axial (F_z) do processo de rosqueamento com o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	84

Figura 4.24 – Avaliação da força axial (F_z) do processo de rosqueamento com o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	85
Figura 4.25 – Avaliação do torque (M_z) do processo de rosqueamento com o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	86
Figura 4.26 – Avaliação do torque (M_z) do processo de rosqueamento com o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.	87
Figura 4.27 – Fotografias das amostras dos filetes de rosca de todos materiais (FC250, FC300+Mo e FC300+Mo(RG)) quando utilizado o sistema de indexação de ferramenta, mandril fixo, com todos os tipos de machos de corte (TiN, Ni e TiCN).	91
Figura 4.28 – Fotografias das amostras dos filetes de rosca de todos materiais (FC250, FC300+Mo e FC300+Mo(RG)) quando utilizado o sistema de indexação de ferramenta, mandril flutuante, com todos os tipos de machos de corte (TiN, Ni e TiCN).	92
Figura 4.29 – Fotografia dos filetes de rosca da amostra de FC300+Mo(RG), quando usinada com macho de corte nitretado por meio do mandril flutuante.	93
Figura 4.30 – Fotografias das amostras dos filetes de rosca de todos materiais (FC250, FC300+Mo e FC300+Mo(RG)) quando utilizado o sistema de indexação de ferramenta, mandril fixo mais mesa compensadora, com todos os tipos de machos de corte (TiN, Ni e TiCN).	94

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Classes de ferro fundido cinzento conforme a resistência à tração (GUESSER, 2009, modificada).	9
Tabela 2.2 – Propriedades dos revestimentos mais usados.	15
Tabela 2.3 – Determinação da folga no pré-furo em função do tipo de macho e do comprimento da rosca (OSG, 1999).	28
Tabela 3.1 – Matriz de planejamento para o experimento fatorial completo 3^k	40
Tabela 3.2 – Dados do centro de usinagem vertical Discovery 760 – ROMI.	41
Tabela 3.3 – Características dos machos de corte.	42
Tabela 3.4 – Massa dos machos de corte.....	44
Tabela 3.5 – Condições de usinagem do processo de rosqueamento interno com machos de corte.	49
Tabela 4.1 – Resultados de Força Axial.....	89
Tabela 4.2 – Resultados de Torque.	90

LISTA DE SÍMBOLOS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ADC	Analog to Digital Converter
AISI	Instituto Nacional Americano de Padronização
Al ₂ O ₃	Óxido de Alumínio
ANOVA	Análise de Variância
ASTM	American Society for Testing and Materials
C	Elemento Químico Carbono
CIMM	Centro de Informação Metal Mecânica
CNC	Comando Numérico Computadorizado
Cr	Elemento Químico Cromo
Cu	Elemento Químico Cobre
CVD	Chemical Vapour Deposition
DIN	Deutsches Institut für Normung
D	Variável Diâmetro
Eq.	Equação
FC	Ferro Fundido Cinzento
Fe	Elemento Químico Ferro
Fig	Figura
Fz	Força Axial em z
Fx	Força Radial em x
Fy	Força Radial em y
HB	Dureza Brinell
HV	Dureza Vickers
HSS	Aço rápido M7 convencional
HSC	High Speed Cutting
HSSE	Aço rápido especial M3 com alto teor de vanádio
HV	Dureza Vickers
ISO	International Organization for Standardization
L/D	Relação do comprimento (L) em função do diâmetro (D)
LR	Resistência a Tração
M6 x 1,0	Rosca métrica com 6 milímetros de diâmetro e passo igual a 1,0 mm
M13 x 1,5	Rosca métrica com 13 milímetros de diâmetro e passo igual a 1,5 mm
Mo	Elemento Químico Molibdênio

Mz	Momento Torçor ou Torque em z
N	Rotação
NBR	Norma da Associação Brasileira de Normas Técnicas
OSG	Osawa Screw Grinding
PM-HSS	Aço Rápido Fabricado pela Metalurgia do Pó
PVD	Physical Vapour Deposition
RG	Grafita Refinada
rpm	Unidade de Medida Rotações Por Minuto
SAE	Society of Automotive Engineers
Si	Elemento Químico Silício
SKF	Svenska KullagerFabriken
Sn	Elemento Químico Estanho
Tab	Tabela
TiAlN	Nitreto de titânio e alumínio
TiC	Carbeto de Titânio
TiCN	Carbonitreto de Titânio
TiN	Nitreto de titânio
V	Elemento Químico Vanádio
Vc	Variável Velocidade de Corte
W	Elemento Químico Tunstênio
X1+2	Sinal de Força na Direção X, Referente as Células de Carga 1 e 2
X3+4	Sinal de Força na Direção X, Referente as Células de Carga 3 e 4
Y1+4	Sinal de Força na Direção Y, Referente as Células de Carga 1 e 4
Y2+3	Sinal de Força na Direção Y, Referente as Células de Carga 2 e 3
°C	Unidade de Medida Graus Celsius
π	Letra Grega “pi”

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1 Processo de Rosqueamento	3
2.1.1 Princípio de Funcionamento	4
2.1.2 Geometria da Ferramenta	5
2.2 Usinabilidade dos Ferros Fundidos	7
2.2.1 Ferro Fundido Cinzento	8
2.3 Materiais das Ferramentas de Corte	11
2.3.1 Ferramentas de Aço Rápido	13
2.3.2 Revestimentos da Ferramenta de Corte	13
2.4 Sistemas de Rosqueamento	17
2.5 Variáveis de Saída	20
2.5.1 Torque	22
2.5.2 Forças de Corte	29
2.5.2.1 Força Axial (F_z)	30
2.5.2.2 Forças Radiais (F_x e F_y)	33
CAPÍTULO III - METODOLOGIA	37
3.1 Planejamento experimental	40
3.2 Máquina-Ferramenta	41
3.3 Ferramentas de Corte	42
3.4 Sistema de indexação das ferramentas de corte	45
3.5 Corpos de prova	46
3.6 Condições de Usinagem	49
3.7 Sistema de aquisição de dados	50
3.8 Avaliação da qualidade das roscas usinadas	54
CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÕES	57
4.1 Avaliação das variáveis de saída em séries temporais	57
4.1.1 Força Axial	57
4.1.2 Forças Radiais	59
4.1.3 Torque	60
4.1.4 Comparação do comportamento das variáveis de saída entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte	61

4.2 Avaliação do torque e da força axial em função das variáveis de entrada do processo de rosqueamento interno	65
4.2.1 Avaliação do torque e da força axial em cada uma das etapas do processo de rosqueamento interno	66
4.2.2 Avaliação do torque e da força axial em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte.....	68
4.2.3 Avaliação do torque e da força axial em função dos sistemas de indexação da ferramenta de corte e dos tratamentos superficiais dos machos de corte.....	70
4.2.4 Avaliação do torque e da força axial em função dos sistemas de indexação da ferramenta de corte, dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova	75
4.2.4.1 Mandril Fixo	75
4.2.4.2 Mandril Flutuante	79
4.2.4.3 Mandril fixo mais mesa compensadora	83
4.3 Avaliação da qualidade das roscas.....	91
CAPÍTULO V - CONCLUSÕES	95
CAPÍTULO VI - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	97
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	98
APÊNDICES.....	104
Apêndice A- Testes de normalidade e testes de hipótese em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte.....	104
Apêndice B - Testes de normalidade e testes de hipótese em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte e dos tratamentos superficiais dos machos de corte	109
Apêndice C - Testes de normalidade e testes de hipótese em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte, dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova	121
Apêndice D - Avaliação da qualidade dos filetes de rosca utilizando silicone de adição	162

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Desde o final do século XIX, os processos de fabricação têm passado por evoluções constantes que resultam no aumento da produtividade, proporcionando significativos impactos na economia dos países industrializados. A usinagem tem importância fundamental frente aos demais processos de fabricação, sendo o mais largamente empregado nas indústrias, transformando em cavacos algo em torno de 10% de toda produção de metais, empregando dezenas de milhões de pessoas em todo mundo (TRENT; WRIGHT, 2000) e representando desta forma mais de 15% do valor total dos produtos industrializados, sejam eles mecânicos ou não (BEZERRA; COELHO; DA SILVA, 2000).

Nas últimas décadas a usinagem nas áreas de torneamento e fresamento tiveram avanços extraordinários, frente aos demais processos de fabricação. A combinação de modernas ferramentas modulares e o desenvolvimento de novos projetos de insertos com geometrias complexas, novos materiais de substrato e revestimentos tornaram possível a elevação das velocidades de corte a níveis muito superiores as praticadas no final do século XX. Além desses fatos, houve significativos avanços nas tecnologias aplicadas às máquinas-ferramentas, permitindo a usinagem com altíssimas velocidades de corte e avanços, assessoradas por *softwares* modernos, os quais permitem rápidas interações entre o homem e o meio produtivo (COLDWELL et al., 2003).

Entretanto, para as operações de usinagem mais complexas, como no caso do processo de rosqueamento interno com machos de corte, ainda hoje há espaço para novas pesquisas, tanto em nível de desenvolvimento de novas ferramentas de corte e revestimentos, como nos processos de fabricação, envolvendo os lubrificantes utilizados na usinagem, bem como os sistemas de fixação das ferramentas de corte (BELLUCO; DE CHIFFRE, 2002; GUANI; CHOUDHURY; MASJUKI, 2004; KISHAWY et al., 2005) e novos parâmetros de usinagem em função de novos materiais desenvolvidos.

O rosqueamento interno com macho de corte é uma das mais exigentes operações de usinagem, devido aos problemas ocasionados pelas dificuldades de remoção do cavaco e de lubrificação adequadas das arestas de corte e superfícies da ferramenta de corte, além deste processo exigir que haja uma relação fixa e inalterável entre a velocidade de corte e o avanço, definida pelo passo da rosca (SKF, 1987).

O desempenho de uma ferramenta de rosquear tipo macho de corte depende de vários parâmetros desde a geometria, tais como o ângulo de saída, tamanho do detalonamento, redução do diâmetro, comprimento total do macho de corte, diâmetro da haste, comprimento de chanfro, até os sistemas de lubrificação e das máquinas CNC utilizadas, além dos materiais das ferramentas de corte e peças, e dos parâmetros de usinagem, tanto do processo de rosqueamento quanto do processo de furação, que é anterior ao rosqueamento propriamente dito. Porém, os fatores que causam maiores impactos na forma como esta ferramenta efetivamente trabalha são os materiais e os revestimentos com os quais é fabricada (ARTER, 1990), e o sistema de fixação da ferramenta de corte.

Dentro deste contexto, o processo de rosqueamento merece atenção especial, pois normalmente é um dos últimos processos realizados sobre a peça que está sendo fabricada, e que, portanto já possui um alto valor agregado. Assim, qualquer problema pode resultar em refugo e/ou retrabalho o que implicaria em desperdícios de material, mão de obra subutilizada, maior tempo de máquina parada, maiores custos com manutenção, e reposição de ferramentas/peças e conseqüentemente menor lucro para as empresas (CAO; SUTHERLAND, 2002; REIS, 2004).

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Processo de Rosqueamento

Para o entendimento do processo de rosqueamento, deve-se primeiramente entender o conceito de rosca. A terminologia e os símbolos das roscas são definidos pela ABNT, através da NBR 5876 – Terminologia e Simbologia de roscas, a qual segue em linhas gerais as normas ISO, DIN, ANSI (STEMMER, 1992).

Segundo o CIMM (Centro de Informação Metal Mecânica, 2017), que possui uma definição mais clara e objetiva, a rosca pode ser definida como sendo uma saliência (filete) de seção uniforme, que descrevem hélices (rosca cilíndrica) ou espirais cônicas (rosca cônica) coaxiais e de mesmo passo. Assim, se na superfície externa ou interna de um sólido de revolução cônico ou cilíndrico, for construída uma hélice ou várias hélices paralelas e de seção constante tem-se o que se denomina de rosca.

Após a conceituação do que é uma rosca, pode-se definir que o processo de rosqueamento é um processo mecânico, de usinagem ou conformação, destinado à obtenção de filetes de rosca, 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, 1995).

O processo de rosqueamento pode ser externo ou interno, em superfícies cilíndricas ou cônicas de revolução (ABNT, 1986; FERRARESI, 1995). O processo de rosqueamento interno com machos de corte ou com machos de conformação geralmente é realizado em baixas velocidades de corte devido às limitações relacionadas ao processo de fabricação da rosca (WEINERT et al., 2004).

Outro ponto importante é o processo de rosqueamento em furos cegos, neste caso o furo deve possuir dimensões (profundidade e diâmetro) adequadas para o alojamento dos cavacos provenientes da etapa usinagem com o macho de corte. Assim, a geometria do furo é definida pelo diâmetro, que é função do diâmetro do macho de corte, e pelo comprimento do furo, que é composto pelo valor de comprimento de rosca mais o comprimento de folga, que possui a função de alojar os cavacos.

2.1.1 Princípio de Funcionamento

O princípio de funcionamento do processo de rosqueamento baseia-se na aproximação da ferramenta de corte à peça que será usinada, com uma velocidade de corte e avanço pré-definidos. Ao tocar a peça, os dentes da região cônica do macho de corte iniciam a usinagem, ou o corte propriamente dito, e os dentes da região cilíndrica do macho de corte que em sua maioria são responsáveis por conferir forma e acabamento final à rosca. Ao final desta etapa do processo, tem-se a inversão do sentido de rotação e avanço da ferramenta de corte que possibilita a saída do macho de corte do furo rosqueado.

De forma a descrever melhor o processo de rosqueamento interno com machos de corte, segue Figura 2.1 que exemplifica o princípio básico de funcionamento deste processo de usinagem durante as principais etapas (corte e retorno) de formação da rosca.

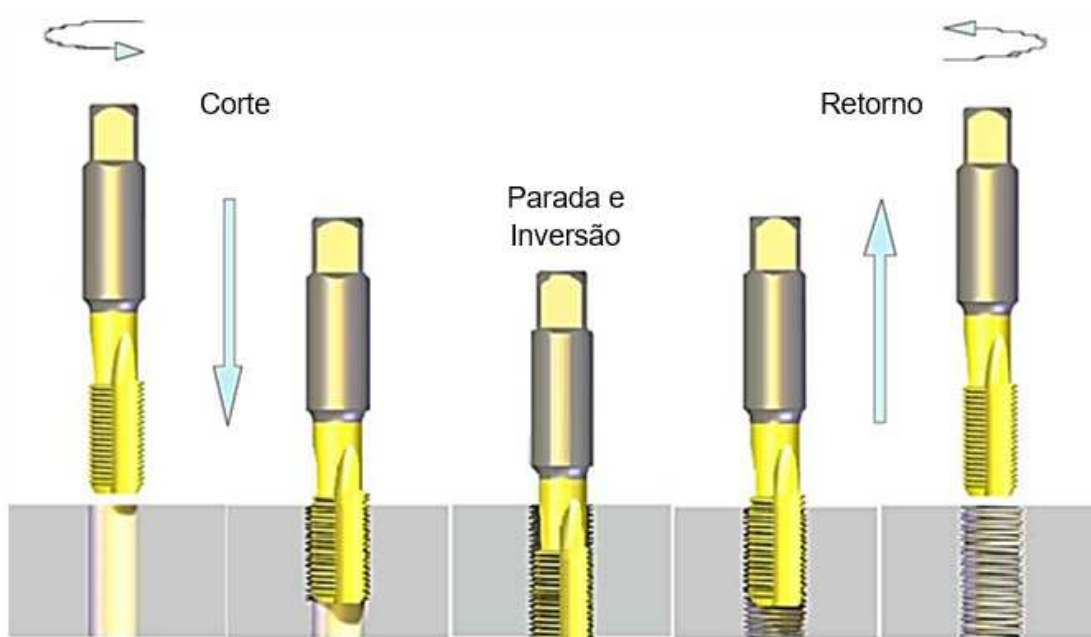


Figura 2.1 – Princípio de funcionamento do processo de rosqueamento interno com macho de corte (DA MOTA, 2006).

2.1.2 Geometria da Ferramenta

Dentre as ferramentas para rosqueamento interno, o macho de corte é a ferramenta de corte mais utilizada na indústria devido a sua elevada produtividade, excelente qualidade de roscas geradas e menor custo. O macho de corte é uma ferramenta sofisticada tanto em sua utilização quanto em sua geometria conforme pode ser visualizado na Figura 2.2 (FREIRE, 1976).

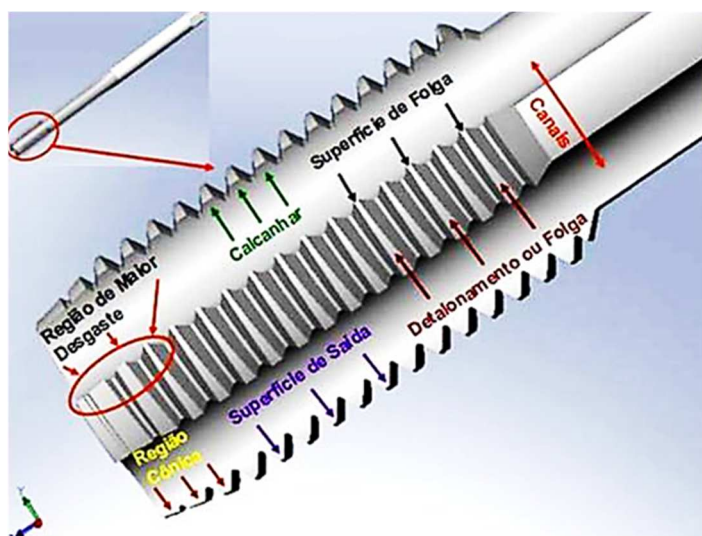


Figura 2.2 – Geometria de um macho de corte utilizado no processo de rosqueamento interno (DA MOTA, 2009)

A partir da Figura 2.3 pode-se observar alguns detalhes da região cônica e cilíndrica de um macho de corte, cujas arestas de corte que compõem o comprimento de entrada são responsáveis por executar efetivamente a usinagem.

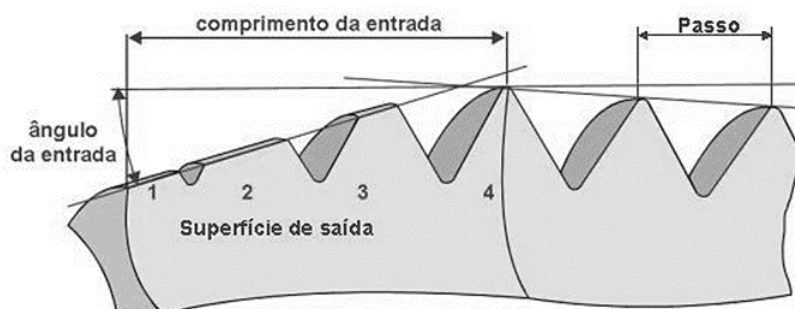


Figura 2.3 – Características da região cônica e cilíndrica de um macho de corte (TITEX PLUS, 1999, apud BEZERRA, 2003, modificada).

Quanto à forma de aplicação, os machos de corte podem ser classificados em machos manuais e machos máquina. Os machos manuais se dividem em machos regulares e machos seriados. Os machos manuais regulares são os mais empregados na produção, pela sua simplicidade e disponibilidade no mercado. Apesar do nome, são usados geralmente para abertura de roscas em máquinas. São fornecidos usualmente em jogos de três unidades, de dimensões idênticas, diferenciadas apenas pelo comprimento do chanfro de entrada. Já os machos manuais seriados são empregados na abertura manual de roscas, especialmente roscas em furos profundos e em materiais tenazes, sendo também fornecidos em jogos de três unidades, e são utilizados normalmente sucessivamente (STEMMER, 1992).

Tanto os machos manuais quanto os machos para máquina são produzidos com canais retos, em hélice, ou com uma combinação dos dois. Os machos possuem canais por três razões principais: formar arestas de corte, proporcionar folga para saída dos cavacos, e conduzir fluido para a região de corte. Alguns tipos de machos possuem quatro canais, sendo utilizados para o rosqueamento de materiais metálicos que produzem cavacos contínuos. Para facilitar a remoção do cavaco no rosqueamento de furos profundos, três ou até dois canais podem ser usados, pois com a diminuição do número de canais e o consequente aumento da largura dos mesmos, o espaço para remoção do cavaco aumenta (DILIDDO, 1987; JOHNSON, 1989).

A Figura 2.4 apresenta os principais tipos de machos encontrados no mercado. Eles são classificados em função do tipo de material a ser usinado. Os machos com canais retos são utilizados tanto para furos cegos quanto para furos passantes em materiais que produzem cavacos curtos ou quebradiços, pois os mesmos ficam retidos nos canais. Por esta razão, e também pela facilidade na sua fabricação e afiação quando comparada a dos machos helicoidais, são normalmente os mais utilizados nas indústrias (OSG, 2005).

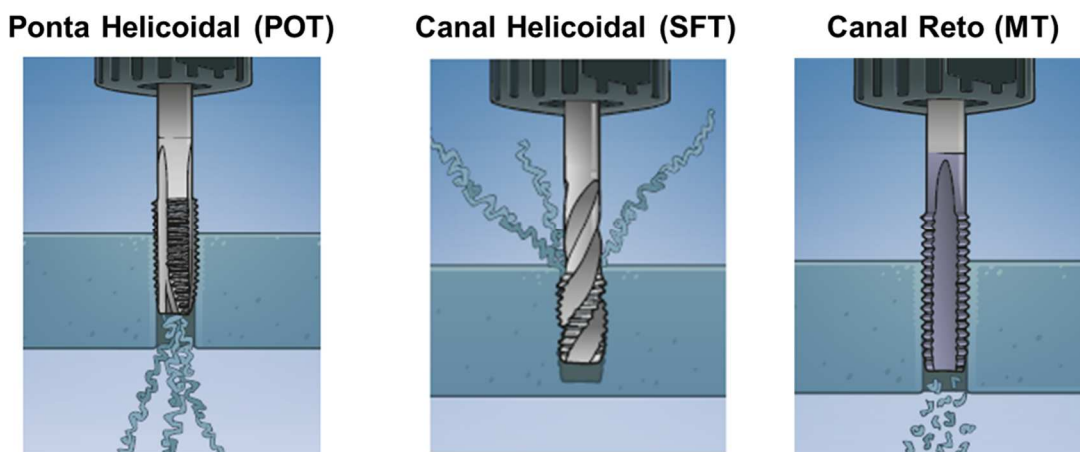


Figura 2.4 – Tipos de canais comumente utilizados (OSG, 2014).

2.2 Usinabilidade dos Ferros Fundidos

O ferro fundido é um material muito empregado na indústria devido ao seu baixo custo, e usinabilidade e fundibilidade relativamente melhores, quando comparadas as apresentadas pelo aço, além da possibilidade de obtenção de material com boas propriedades mecânicas, através da adição de elementos de liga e/ou tratamentos térmicos adequados. Na indústria automobilística, devido a estes fatores os ferros fundidos têm sido utilizados em grande escala, compondo sistemas de freios, virabrequins, blocos e mandris de motores, dentre outros elementos mecânicos (CHIAVERINI, 2002; CANALE, 2005; DA SILVA, 2007).

As ligas de ferro-carbono se dividem em dois grandes grupos: aços e ferros fundidos. Os aços são ligas que têm em sua composição teores de carbono inferiores ou iguais a 2,0%, enquanto que os ferros fundidos são ligas que contêm principalmente ferro, carbono e silício, com teores de carbono superiores a 2,0%, aproximadamente. Esta quantidade é superior à quantidade que pode ser retida em solução sólida na austenita, logo no ferro fundido é intrínseco que haja a formação de carbono parcialmente livre, na forma de grafita (COLPAERT, 1974; CHIAVERINI, 2002; DA SILVA, 2007).

Basicamente, pode-se dizer que os ferros fundidos são ligas ternárias Fe-C-Si, apresentando entre 2,0 e 4,0% de carbono, podendo conter também outros elementos de liga como, o manganês, o fósforo e o enxofre, além do níquel, cobalto, alumínio, cromo, molibdênio e cobre. Suas principais propriedades são a boa rigidez, resistência à compressão e ponto de fusão relativamente baixo, quando comparado aos aços (CHIAVERINI, 1977; DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 1999).

Os elementos de liga presentes nos ferros fundidos podem ser divididos em dois tipos: os elementos formadores de carbonetos (cromo, cobalto, manganês, molibdênio e vanádio) que prejudicam a usinabilidade, uma vez que carbonetos são naturalmente partículas de elevada dureza e muito abrasivos; e os elementos grafitizantes (silício, níquel, alumínio e cobre) que auxiliam na usinagem do material (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 1999).

De acordo com Guesser (2009) os ferros fundidos são classificados em famílias principalmente de acordo com a forma da grafita. O nome de cada família reflete em alguns casos a forma da grafita (nodular, vermicular), em outros casos tem relação com o aspecto da fratura (cinzento, branco) ou com alguma propriedade relevante (maleável). Dentre os vários tipos de ferros fundidos, destaca-se o ferro fundido cinzento, que tem grande aplicação em peças da indústria automobilística (MACHADO et al., 2005) e no setor da mineração.

2.2.1 Ferro Fundido Cinzento

Os ferros fundidos cinzentos apresentam grafita em forma de veios, o que torna esses materiais bons condutores térmicos, por isso é muito empregado em componentes sujeitos à fadiga térmica (tambores e discos de freio, cabeçotes de motores). Suas características, tais como fácil fusão e moldagem, boa resistência mecânica, usinabilidade e resistência ao desgaste, são responsáveis pelo ferro fundido cinzento ser uma das ligas mais usadas por diversos setores (GUESSER, 2009; CHIAVERINI, 2002).

O ferro fundido cinzento é uma liga ferro-carbono-silício, caracterizados por apresentar microestrutura bruta de fusão constituída de veios de grafita em uma matriz ferrosa, normalmente perlítica (Figura 2.5). Sua composição química varia de 2,5 a 4,0% de carbono e 1,0 a 3,0% de silício (CASTILLO, 2005; STUEWE, 2008).

Em termos gerais, a resistência mecânica dos ferros fundidos cinzentos e, conseqüentemente, as classes destes estão condicionadas à estrutura final obtida. Desta forma, a resistência mecânica dependerá da forma e quantidade de grafita, de ferrita e perlita da matriz metálica. Esta propriedade pode ter o valor aumentado tanto por meio de maiores teores de perlita quanto pela diminuição do espaçamento interlamelar da perlita (TUPY, 2014; NAVES, 2009).

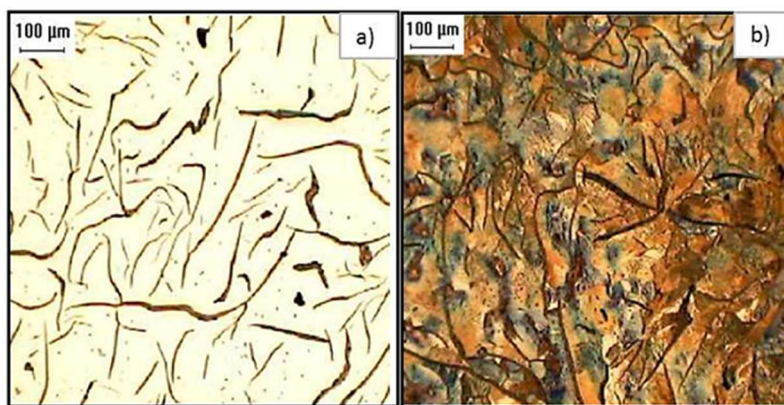


Figura 2.5 – Microestrutura do ferro cinzento: a) sem ataque; b) com ataque de Nital 4% (STUEWE, 2008).

O mecanismo usual de elevação da resistência à tração e da dureza dos ferros fundidos cinzentos consiste na adição de elementos de liga, tais como cromo (Cr), molibdênio (Mo), estanho (Sn) e cobre (Cu). Quantidades adicionais de cobre e estanho (elementos perlitizantes) promovem o refino da perlita ou a redução do espaçamento interlamelar, resultando no acréscimo da resistência do ferro fundido cinzento. Já o cromo e o molibdênio

atuam na formação de carbonetos e, assim como o estanho e o cobre, o molibdênio também pode ser utilizado como refinador da perlita (RÖHRIG, 1981; GUESSER, 2009).

No processo de fundição, a velocidade de resfriamento, assim como a composição química também influencia de forma significativa as propriedades mecânicas dos materiais. Um aumento na taxa de resfriamento irá refinar tanto o tamanho da grafita quanto a estrutura da matriz (refinando e aumentando a quantidade de perlita), o que resultará em um aumento de dureza e resistência mecânica (RÖHRIG, 1981; ASM, 1990a).

De acordo com a classificação da ABNT o ferro fundido cinzento é representado pelas iniciais FC, seguido de números que representam o limite mínimo de resistência à tração. A Tabela 2.1 apresenta algumas das principais classes de ferro fundido cinzento segundo a norma ABNT NBR 6589/1986.

Tabela 2.1 – Classes de ferro fundido cinzento conforme a resistência à tração (GUESSER, 2009, modificada).

Classe	D (mm)	d (mm)	LR mínimo (MPa)
FC-200	13,0	8,0	280
	20,0	12,5	230
	30,0	20,0	200
	45,0	32,0	160
FC-250	13,0	8,0	330
	20,0	12,5	280
	30,0	20,0	250
	45,0	32,0	210
FC-300	20,0	12,5	330
	30,0	20,0	300
	45,0	32,0	260

Em geral, os ferros fundidos cinzentos apresentam uma usinabilidade melhor que os demais tipos de ferros fundidos como pode ser visto na Figura 2.6, a qual apresenta o ferro fundido cinzento com um índice de usinabilidade igual a cem por cento. Isto acontece porque

o carbono na forma de grafita tende a melhorar a usinabilidade dos ferros fundidos cinzentos, facilitando a deformação e a propagação de trincas nos planos de cisalhamento primário e secundário. Tal comportamento proporciona menores forças de usinagem, resultando em uma redução da quantidade de energia consumida para realizar o corte, bem como, do calor gerado, o que implica em menores temperaturas de usinagem.

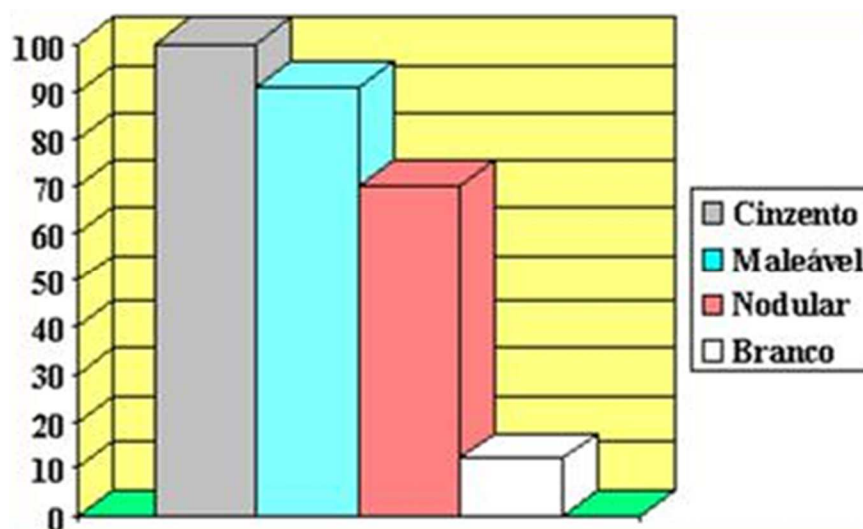


Figura 2.6 – Usinabilidade dos principais tipos de ferros fundidos (ISCAR, 2001).

A vida útil das ferramentas é considerada alta para os ferros fundidos cinzentos, devido a forma com que os cavacos se apresentam (pedaços ou lascas), que proporcionam total controle, resultando em pequenas taxas de desgaste da ferramenta de corte (MACHADO et al., 2005). Outra característica importante é a presença de sulfetos de manganês nos ferros fundidos cinzentos (de aproximadamente 0,5% em volume). Este elemento se apresenta na forma de inclusões que atuam como lubrificante na interface cavaco ferramenta, sendo bem mais efetivos, neste sentido, do que os veios de grafita (DA MOTA, 2006).

Entretanto, a usinagem de ferros fundidos cinzentos também possui alguns problemas. A presença de partículas duras, principalmente as formadas durante o processo de fundição na etapa solidificação, reduz a usinabilidade do material consideravelmente. O aparecimento de algumas fases, como os microcarbonetos ou até mesmo de impurezas, diminui a vida das ferramentas de corte. Outro aspecto negativo para a vida das ferramentas é a presença de areia de moldagem ou de produtos abrasivos remanescentes, oriundos do processo de fabricação das peças de ferro fundido cinzento (MACHADO et al., 2005).

2.3 Materiais das Ferramentas de Corte

A ferramenta foi um dos primeiros instrumentos a ser utilizado pelo homem, desde as eras pré-históricas. As ferramentas eram feitas de pedra ou de madeira, constituíam para o ser humano uma espécie de suplemente a força das mãos e dos braços, de modo a permitir a realização de tarefas pacíficas (lavar a terra, cortar e conformar substâncias úteis à vida) de modo mais eficiente e garantir maior segurança para defender-se, visto a hostilidade intrínseca do meio ambiente da época (FERRARESI, 1969).

Com o passar do tempo, aperfeiçoou-se os materiais utilizados na fabricação destes instrumentos por meio da utilização de madeiras mais duras, pedras mais rígidas e melhor afiadas, até atingir-se o período de surgimento dos metais, quando foi utilizado pela primeira vez o cobre e o processo de martelamento a frio para torná-lo mais duro (FERRARESI, 1969).

As primeiras ferramentas de corte utilizadas na usinagem eram fabricadas com aço ao carbono e surgiram no início do século XIX, sendo ainda hoje utilizadas em alguns casos, porém, em baixíssimas velocidades de corte. Em seguida vieram as ferramentas de aço rápido, os metais duros, as cerâmicas e os ultraduros (STOETERAU, 2000). A Figura 2.7 apresenta a lista dos principais materiais de ferramentas de corte encontradas no mercado mundial. À medida que se desloca para baixo na lista a dureza aumenta (ou resistência ao desgaste) e a tenacidade se reduz. A ordem com que são mostrados os diferentes tipos de materiais obedece também uma ordem cronológica de surgimento das ferramentas no mercado mundial, com poucas exceções (MACHADO; DA SILVA, 2004).

Para completar, a Figura 2.8 esquematiza a evolução das principais classes de materiais de ferramentas em função das velocidades de corte. Todos os grupos apresentaram evoluções significativas ao longo dos anos. É claro que cada tipo de ferramenta possui algumas aplicações específicas, onde seu desempenho é superior à maioria dos outros grupos. Embora não conste na figura, as ferramentas de nitretos e as ferramentas conhecidas como ultraduros, surgidas na década de 1980, podem apresentar velocidades ainda superiores àsquelas indicadas, em certas aplicações.

Desde a década de 1980, quando praticamente se aboliu a utilização do aço carbono comum como material de ferramenta, os aços rápidos se tornaram a principal matéria prima para fabricação de machos de corte, e ainda hoje mantém este posto. Em massa, o aço rápido representa ainda a maior parcela, pois reúne uma série de requisitos: como elevada dureza a frio e a altas temperaturas, e boa tenacidade, além de poder ser forjado, laminado e usinado. Devido a estas características, o aço rápido é reconhecido como o preferido em inúmeras aplicações nas áreas: usinagem, engenharia e indústria (FERRARESI, 1969).

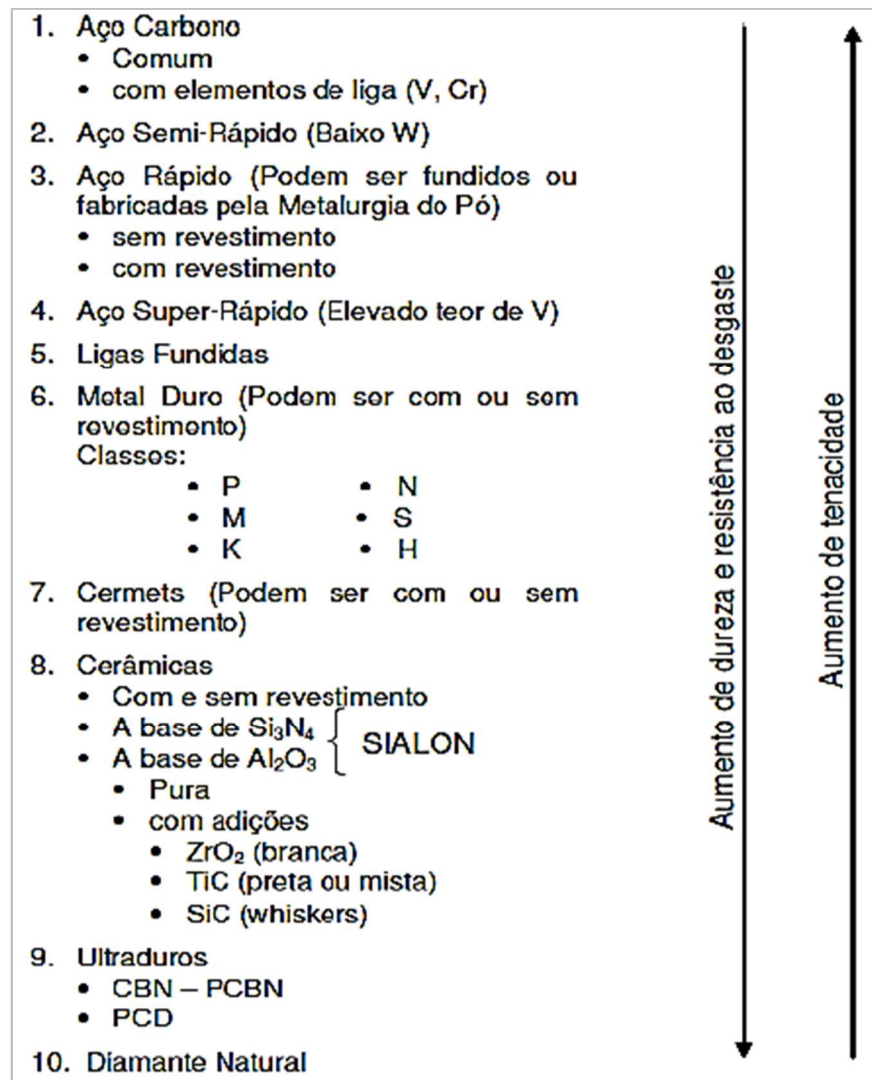


Figura 2.7 – Classificação das ferramentas de corte (MACHADO; DA SILVA, 2004, p.114).

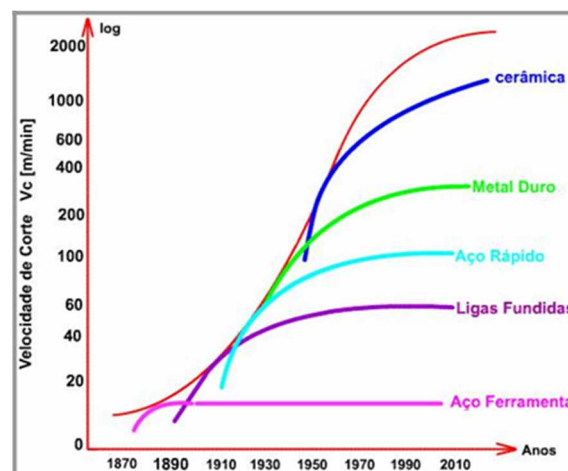


Figura 2.8 – Evolução das velocidades de corte ao longo do tempo (CIMM, 2005).

2.3.1 Ferramentas de Aço Rápido

O aço rápido surgiu na virada do século XIX e até hoje é muito utilizado pelo mercado. As qualidades deste grupo de materiais são tantas que atualmente, mesmo passado mais de um século, eles ainda sobrevivem no meio de vários outros grupos com melhores propriedades (MACHADO; DA SILVA, 2004).

Dentre as propriedades de maior influência sobre os aços rápidos são: dureza a quente (capacidade de resistir à perda de dureza a temperaturas elevadas), resistência ao desgaste (capacidade da região da ferramenta que está em contato com a peça de suportar o mecanismo de desgaste) e tenacidade (adequada combinação de resistência mecânica e ductilidade do material da ferramenta) (FERRARESI, 1969).

Existem diversas aplicações do aço rápido na fabricação de ferramentas de corte, podendo destacar como principais: as brocas helicoidais, as ferramentas para plainar e usinar madeira, as fresas, os alargadores, os machos de corte, os cossinetes, as ferramentas para trabalho a frio, as ferramentas para desbaste e acabamento, as brochas e os escareadores.

A combinação dos principais elementos de liga que formam esta classe de ferramentas passou por diversas mudanças, melhorando suas propriedades de forma a obter uma boa combinação dos elementos de liga e o domínio do processo de tratamento térmico. Além do carbono, como elemento formador de carbonetos complexos, os principais elementos constituintes do aço rápido são: o tungstênio (W), o molibdênio (Mo), o cobalto (Co), o cromo (Cr) e o vanádio (V). Os aços rápidos possuem resistência a temperaturas na faixa de 520 a 600 °C (MACHADO; DA SILVA, 2004).

Além da composição química dos aços rápidos, a forma com que são fabricados também influencia no desempenho das ferramentas de corte (SANTOS, 1999). Estes aços podem ser fabricados pelo processo de fundição ou pela metalurgia do pó PM – HSS (*Powder Metallurgical-Hight Speed Steel*), que garante melhorias significativas na resistência ao desgaste quando comparadas a ferramentas fabricadas pelo método convencional (aço rápido fundido). Uma limitação do processo de fabricação pela metalurgia do pó está relacionada à forma geométrica das ferramentas de corte, que quando complexas, como no caso das fresas, machos de corte e brocas, encarecem o processo ou até mesmo inviabilizam o processo de fabricação (MACHADO; DA SILVA, 2004).

2.3.2 Revestimentos da Ferramenta de Corte

No processo de usinagem, o atrito da ferramenta com a peça e com os cavacos, e a energia gasta para deformar o material, geram grande quantidade de calor, que é dissipada

pela peça, cavacos, ferramenta de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 1999) e para o ambiente. O calor gerado em excesso pode influenciar diretamente no desgaste da ferramenta e dilatação térmica da peça, gerando desvios geométricos e danos térmicos à estrutura sub e superficial da peça (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 1999).

Uma das soluções para melhorar a dissipação do calor é a aplicação de grande quantidade de fluido de corte, o que confronta com a tendência de se utilizar quantidades cada vez menores de fluido de corte motivada por fatores econômicos, ambientais (OLIVEIRA, 2003) e de saúde dos operadores.

Assim, a melhor alternativa encontrada até o momento é revestir as ferramentas de corte evitando o contato direto entre o substrato da ferramenta de corte e o material da peça durante o processo de usinagem, desta forma o atrito na interface cavaco-ferramenta pode ser reduzido consideravelmente, permitindo em alguns casos até a eliminação da necessidade de uso dos fluidos de corte (NOUARI; GINTING, 2006).

O substrato da ferramenta de corte é responsável pela forma, resistência mecânica e rigidez da ferramenta. Enquanto que o papel da interface é garantir uma boa adesão do revestimento ao substrato. A adesão do revestimento depende das características superficiais e químicas do substrato, e das tensões térmicas na interface. Através do uso de revestimentos espera-se obter uma melhoria do processo de usinagem, devido as características como proteção térmica, proteção contra a difusão e resistência a altas temperaturas que os revestimentos podem conferir as ferramentas de corte (MÜLLER; SOTO, 1999; PALDEY; DEEVI, 2003).

A deposição de revestimentos é responsável basicamente por alterar as propriedades superficiais da ferramenta de corte. Entre as características modificadas por meio de revestimentos pode-se destacar as propriedades óticas, magnéticas, eletrônicas, químicas, resistência mecânica e resistência ao desgaste (HOGMARK; JACOBSON; LARSSON, 2000).

Atualmente a maioria das ferramentas disponíveis no mercado é revestida. Entretanto, a aplicação em escala industrial de revestimentos começou na década de 60 em metal duro, através do processo CVD (Chemical Vapour Deposition ou deposição química a vapor). Esta aplicação não podia ser realizada em aço rápido, pois esta técnica requer temperatura da ordem de 1000 °C, acima da temperatura de revenimento dos aços. Somente com o desenvolvimento do processo PVD (Physical Vapour Deposition ou deposição física a vapor), que usa temperaturas em torno de 500 °C foi possível fabricar ferramentas de aço rápido revestidas, já que esta temperatura não compromete o tratamento térmico deste tipo de material (DINIZ et al., 1999; YUHARA, 2000; MACHADO et al., 2009).

O sucesso das ferramentas revestidas é justificado pelo seu alto índice de aplicação no mercado. No final do século passado Cselle e Barimani (1995) já afirmavam que mais de 40%

de todas as ferramentas de corte utilizadas nas indústrias modernas eram revestidas, e, além disso, elas executavam acima de 80% de todas as operações de usinagem. Especificamente, de todo o metal duro utilizado na indústria, a porcentagem das ferramentas revestidas é da ordem de 90% (MACHADO et al., 2009).

A presença de um revestimento que tenha baixa condutividade térmica e seja termicamente estável protege o núcleo da ferramenta das elevadas temperaturas atingidas na superfície durante a usinagem (CSELLE; BARIMANI, 1995; YUHARA, 2000; HARRIS et al., 2003; MACHADO et al., 2009).

Os revestimentos usados nas ferramentas de corte podem ser classificados como endurecedores ou lubrificantes, de acordo com suas propriedades. As camadas dos chamados materiais macios enquadram-se no segundo tipo. As camadas do primeiro tipo destacam-se, sobretudo por sua dureza, normalmente superior a 2 500 HV. Além de reduzir o desgaste por abrasão, estas camadas dificultam a adesão dos cavacos gerados à ferramenta, reduzindo significativamente a participação e interação dos mecanismos de desgaste: abrasão, adesão e difusão (TRENT; WRIGHT, 2000).

No mercado, as espessuras de revestimentos mais utilizados variam de 2 a 12 Pm, sendo que a medida que a espessura aumenta, a resistência ao desgaste da ferramenta melhora, mas a aresta começa a ter uma tendência maior de lascamento (KRABBE, 2006).

Os principais materiais utilizados para revestimentos são o carboneto de titânio (TiC), óxido de alumínio (Al_2O_3), nitreto de titânio (TiN), carbonitreto de titânio (TiCN), dentre outros. As ferramentas podem ser revestidas com uma ou mais camadas, podendo chegar até doze camadas de diferentes revestimentos. A Tabela 2.2 mostra as propriedades dos revestimentos mais usados (SCHULZ et al., 2000 E YUHARA, 2000).

Tabela 2.2 – Propriedades dos revestimentos mais usados.

REVESTIMENTO	TiN	TiCN	TiAlN
Espessura (μm)	1 a 5	1 a 5	1 a 5
Dureza (HV0,05)	2100 a 2600	2700 a 3200	2600 a 3000
Coefficiente de atrito	0,4	0,25 a 0,4	0,3 a 0,4
Coefficiente de atrito no aço	0,65	0,50	0,60
Resistência à oxidação ($^{\circ}\text{C}$)	Até 450	Até 350	Até 700
Estabilidade térmica ($^{\circ}\text{C}$)	550	450	800
Coefficiente de transmissão de calor (W/mK)	29	29	-
Cor	Dourado lilás	Cinza	Preto

Basicamente, os revestimentos melhoram as propriedades físicas, químicas e tribológicas, proporcionando as ferramentas de corte elevada dureza superficial, maior resistência mecânica e maior resistência ao desgaste (YUHARA, 2000).

Conforme pode ser visto na Figura 2.9, a diferença entre as microdurezas dos revestimentos TiN, TiCN e TiAlN é alterada com o aumento da temperatura, o que pode causar uma alteração na diferença de vida entre as ferramentas revestidas com esses elementos químicos quando se eleva a velocidade de corte.

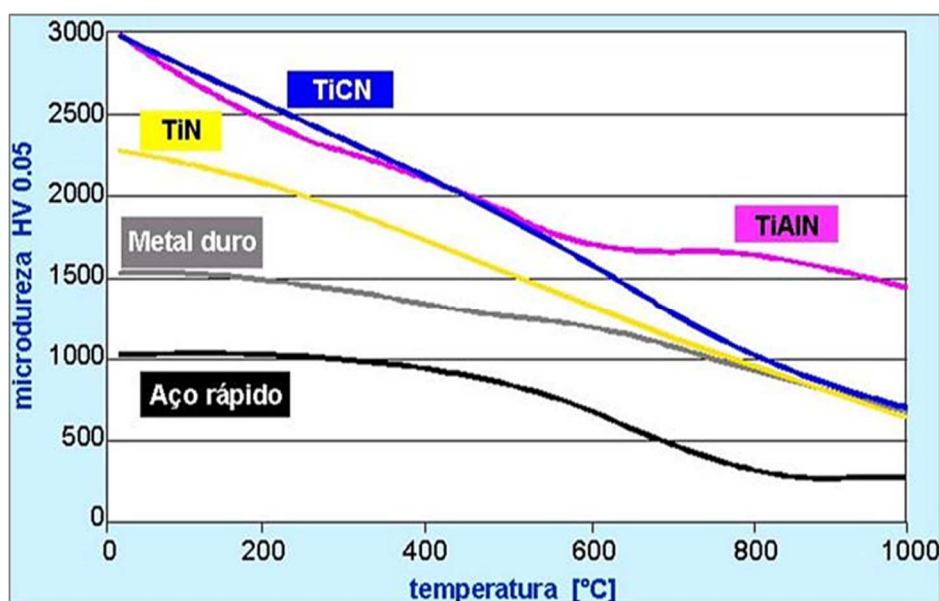


Figura 2.9 – Microdureza em relação à ferramentas e revestimentos (ISCAR, 2001).

Os revestimentos se aplicados de maneira inadequada poderão influenciar negativamente na vida útil da ferramenta de corte. Pois, regiões de transição abrupta de propriedades podem ser geradas devido a características muito discrepantes entre revestimento e substrato. Assim, quando as ferramentas de corte forem submetidas a elevadas solicitações mecânicas e térmicas poderá haver a falha nesta região de descontinuidade.

Por maior que seja a dureza dos revestimentos e a resistência ao desgaste das ferramentas de corte, e por menor que seja a resistência mecânica da peça de trabalho, as ferramentas de corte sofrerão algum tipo de destruição que mais cedo ou mais tarde exigirão a substituição desta (MACHADO et al., 2009).

2.4 Sistemas de Rosqueamento

As dificuldades no rosqueamento interno não estão apenas relacionadas com a geometria complexa da ferramenta, as dificuldades de lubrificação e retirada dos cavacos de furos cegos. Outro fator que dificulta o processo de rosqueamento é a necessidade de haver sincronismo entre os movimentos de rotação e de avanço da ferramenta de corte. A evolução das máquinas ferramentas este problema está sendo minimizado. No entanto, por mais moderna e sofisticada que seja a máquina ferramenta sempre haverá um erro de sincronismo entre a rotação e o avanço da ferramenta (DA MOTA, 2006). O erro de sincronismo pode influenciar no desgaste das arestas de corte das ferramentas e dependendo da magnitude deste erro as ferramentas de corte podem apresentar falhas prematuras. O erro de sincronismo também é oriundo dos componentes que compõem as máquinas ferramentas, uma vez os processos de fabricação geram componentes com um determinado nível de qualidade, ou seja, os componentes fabricados possuem dimensões que atendem uma faixa de tolerância.

As máquinas ferramentas convencionais, devido às suas limitações tecnológicas e aspectos construtivos, não garantem um sincronismo adequado entre os movimentos de rotação e avanço. Para tanto, a fim de melhorar o processo de rosqueamento utilizando-se estas máquinas, foram desenvolvidos alguns equipamentos auxiliares que reduzem o erro de sincronismo. Dois dos dispositivos mais utilizados para reduzir o erro de sincronismo são: o mandril flutuante, também denominado de mandril/rosqueador com compensação axial, e o mandril auto-reversível.

No processo de rosqueamento interno com macho de corte, a ferramenta gira com uma velocidade constante ao atingir o pré-furo, permanecendo assim até o eixo da máquina desacelerar e parar ao final do comprimento de rosca desejado. Para a saída da ferramenta de corte é necessária que haja a inversão do sentido de rotação do eixo-árvore da máquina. A utilização do mandril flutuante (Figura 2.10) faz com que a dinâmica do processo de rosqueamento se altere, pois o mandril flutuante possui um elemento mecânico, mais especificadamente uma mola, que quando o mandril para de avançar ao final do comprimento de rosca desejado, mas continua rodando, esta mola se distende, compensando que não há avanço da máquina, no sentido de impedir que a ferramenta se quebre no interior do furo por meio do sincronismo entre os movimentos de avanço e de rotação do eixo árvore (REIS, 2004). Os mandris flutuantes, normalmente, são adequados para uma faixa de roscas de M1 a M48 (SANCHES BLANES, 2017).



Figura 2.10 – Mandril flutuante Sanches Blanes (REIS, 2004).

Conforme Sanches Blanes S/A, 1981, o mandril que oferece compensação axial é destinado a evitar a quebra de machos de corte, aumentando a durabilidade e proporcionando usinagem adequada de roscas. Este tipo de mandril é inteiramente projetado para execução de determinados tipos de roscas em grandes lotes.

Devido às limitações operacionais inerentes ao processo de rosqueamento interno, principalmente quanto a dificuldade de se trabalhar em altas velocidades de corte, foi criado na década de 1990, unidades de rosqueamento auto-reversíveis de alta velocidade (Figura 2.11). Isso possibilitou o rosqueamento com máquinas que possuem poucos recursos técnicos, proporcionando elevadas velocidades de fuso e rápida reversão, permitindo a implementação da usinagem em altas velocidades de corte (“HSC” - *High Speed Cutting*) no rosqueamento (DA MOTA, 2006).



Figura 2.11 – Mandril de rosquear auto-reversível TAPMATIC (BEZERRA, 2003, modificado).

Os mandris auto reversíveis são adequados para uma faixa de roscas de M1 a M25 (SANCHES BLANES, 2017). Conforme o tamanho do macho de corte utilizado, haverá uma faixa de rotações específica para utilização do mandril auto-reversível, normalmente esta faixa de rotações esta compreendida entre 1 500 rpm a 6 000 rpm (LINSS, 2002).

A reversão ou a inversão do sentido do giro do eixo árvore, necessária para que se inicie o retorno e conseqüentemente a saída da ferramenta de corte do furo rosqueado é executada pelo mecanismo interno do mandril auto-reversível. Desta forma, não há necessidade de mudança do sentido de rotação do eixo-árvore da máquina CNC (MÜLLER; SOTO, 1999), ou seja, o eixo árvore mantém o sentido da rotação inicial enquanto que o mandril auto-reversível realiza a inversão da rotação da ferramenta de corte por meio de um conjunto de engrenagens que o compõe.

O sistema auto-reversível reduz significativamente o tempo de operação devido à velocidade constante de rosqueamento. Com número de roscas por minuto maior que qualquer outro sistema de rosqueamento, o fuso da máquina permanece girando sempre no mesmo sentido e a reversão de rotação do macho ocorre no próprio mandril auto-reversível, imediatamente após a inversão do sentido de avanço da máquina. Desta forma evita-se a flutuação de rotação do eixo árvore da máquina, que tinha necessidade de desacelerar e acelerar, duas vezes a cada furo rosçado, ao final da etapa de usinagem e início da etapa de saída, respectivamente. Observa-se ainda que com a utilização deste sistema de rosqueamento há aumento da vida do macho de corte, melhora na qualidade e calibração das roscas usinadas, e ainda eliminação de danos causados no conjunto, motor e acionamento do fuso da máquina (SANCHES BLANES, 2017).

Entretanto, conforme manuais de operação das máquinas ferramentas atuais, não há a necessidade de utilização de dispositivos auxiliares ao processo de rosqueamento (mandril flutuante e mandril auto-reversível), pois integrado ao CNC destas máquinas há uma função que permite o sincronismo entre os movimentos de rotação e avanço. Por exemplo, a maioria dos centros de usinagem possui uma função de abertura de roscas síncrona no CNC e pode perfeitamente controlar as taxas de avanço e rotação, adequando-as para a abertura de roscas a velocidade de até 100 m/min, dependendo das dimensões e geometria do macho de corte, do material da peça e da ferramenta de corte (MÜLLER, 2000; LINSS, 2002). Desta forma é utilizado um suporte rígido, também denominado de mandril fixo (Figura 2.12), onde o macho de corte é acoplado a um mandril que não possui sistema de compensação, acompanhando assim de forma integral todos os movimentos que foram programados na máquina ferramenta.



Figura 2.12 – Mandril Fixo (DA MOTA, 2006).

A maioria das máquinas CNC com ciclos síncronos de abertura de roscas limitam a operação de rotação destas a 2 500 rpm, mas as rotações máximas de algumas máquinas CNC menores podem superar os 3 500 rpm. Embora as rápidas velocidades e acelerações do fuso sejam cruciais para os tempos de ciclos de usinagem, a abertura de roscas a altas velocidades significa aumentar às solicitações mecânicas ao sistema máquina ferramenta (KOELSCH, 2002).

Além dos três sistemas de rosqueamento citados, tem-se ainda a mesa compensadora criada por Pereira (2014). Tal sistema tem como finalidade compensar pequenos erros do passo programado e de sincronismo. Esse sistema auxiliar (mesa compensadora) surgiu da necessidade em medir o torque e as forças na direção de avanço do macho de corte no rosqueamento interno com macho, já que os dinamômetros rotativos convencionais não são preparados para a fixação de sistemas como o cabeçote flutuante. A mesa flutuante se mostra como uma alternativa para trabalhar com dinamômetros durante o rosqueamento e conseguir utilizar o sistema de compensação de erros de sincronismo. A compensação do sistema baseia-se na deformação sofrida pelas molas durante o processo de rosqueamento. Entende-se que a deformação e consequente deslocamento ocorrem prioritariamente em apenas uma direção (PEREIRA, 2014).

2.5 Variáveis de Saída

Tanto na prática como na pesquisa é de grande importância o conhecimento das forças de corte durante o processo de usinagem. Estas forças são utilizadas no cálculo da estrutura e dos mecanismos de acionamento das máquinas ferramentas, permitindo o cálculo da potência de usinagem e consequentemente o rendimento da máquina, em função de diferentes cargas e velocidades de corte. Em algumas aplicações é necessária a

determinação apenas das forças de corte médias, porém em outros casos é necessária a identificação da variação da força de corte durante o período de usinagem.

O processo de rosqueamento pode ser monitorado por exemplo por um dinamômetro, rotativo ou estacionário, que é constituído basicamente de materiais piezelétricos usados para avaliar o desempenho do processo através da obtenção das forças de usinagem e torque, com o intuito de quantificar e identificar as forças atuantes no processo de usinagem (DOUGLAS, 2015). De modo geral os dinamômetros devem satisfazer os requisitos: sensibilidade, precisão, rigidez, exatidão de reprodução de forças variáveis com o tempo e insensibilidade quanto à variação de temperatura e umidade (FERRARESI, 1969).

Conforme Figura 2.13, percebe-se que o dinamômetro rotativo é fixado no eixo árvore da máquina, e recebe os sinais de tensão e os transmite por telemetria ao estator, que por sua vez passa por um condicionador de sinais que realiza a transformação dos sinais de tensão para sinais de força (SILVA, 2016).



Figura 2.13 – Dinamômetro Kistler (DOUGLAS, 2015).

Um dos maiores problemas do processo de rosqueamento interno é a quebra do macho de corte, geralmente devido ao torque excessivo, que pode ser causado na maioria das vezes pelo aumento do atrito, oriundo do acúmulo de cavacos dentro dos furos e/ou pela falta de lubrificação na interface cavaco/ferramenta (FANTIN, 1992; CAO; SUTHERLAND, 2002; REITER et al., 2006).

O conhecimento das forças que agem na aresta de corte e o estudo de seus comportamentos são de grande importância, uma vez que auxiliam na análise da potência requerida para executar o corte e também porque são primordiais para o projeto das

máquinas-ferramentas, acessórios e ferramentas de corte (CAO; SUTHERLAND, 2002; ZHANG; YANG; WANG, 2003).

2.5.1 Torque

Uma das variáveis de saída mais importantes no processo de rosqueamento é o torque, uma vez que a partir dele é possível identificar todas as etapas de formação de um filete de rosca ao longo do processo de usinagem com machos de corte.

A Figura 2.14 representa esquematicamente o comportamento do sinal de torque no processo de rosqueamento interno de furos passantes com machos de corte. Quanto maior a dimensão da rosca, maior será o torque resultante. Dependendo da geometria do macho, do tipo de material e do tipo de furo (cego ou passante), pode ocorrer um aumento expressivo do valor do torque. O aumento do torque é muito influenciado pela relação profundidade rosqueada e diâmetro do furo, pois quanto maior o comprimento de rosca e menor o diâmetro do furo, mais difícil se torna o processo de retirada dos cavacos do furo, assim como há também o aumento do atrito provocado entre as ranhuras da ferramenta e a parte rosqueada (BEZERRA, 2003).

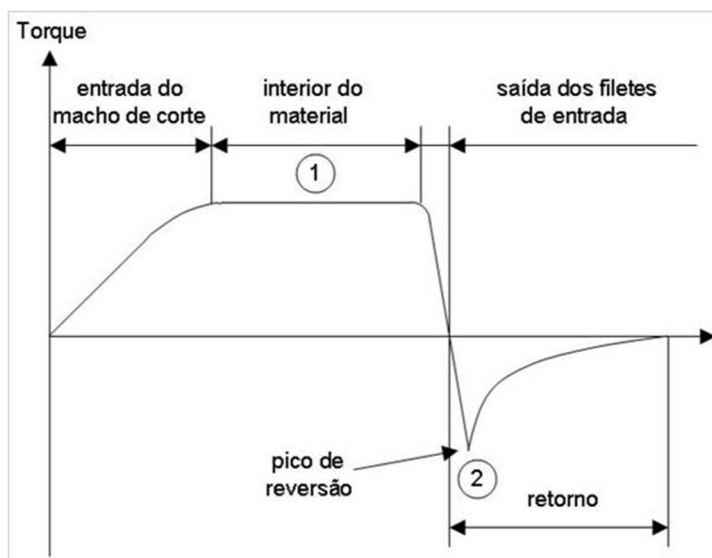


Figura 2.14 – Representação esquemática do comportamento do torque (M_z) no processo de rosqueamento interno (FANTIN, 1992).

O sinal representativo do torque na operação de rosqueamento é composto de diferentes etapas (Figura 2.14). Normalmente, apenas duas são exploradas no processamento de dados: a zona 1 onde se identificam os valores médio e máximo do sinal de torque durante o processo de usinagem propriamente dito e a zona 2, a qual contém o

valor máximo do pico de reversão obtido durante o período de inversão da rotação e saída do macho de corte do furo recém rosqueado. A exploração da zona 1 permite otimizar as condições de corte e controlar o desgaste da ferramenta. Estes dados são comumente utilizados em pesquisas que buscam otimizar as geometrias dos machos de corte. Na zona 2 o valor máximo do pico de reversão pode ser utilizado como informação sobre a qualidade do furo realizado (FANTIN, 1992; REITER et al., 2006).

O sinal do torque, também conhecido por momento torçor (M_z), pode ser obtido pela regra da mão direita, conforme Beer e Jonhston, 1995. A partir da Figura 2.15 é possível entender melhor a alteração do sinal do torque em função das etapas de usinagem e saída do processo de rosqueamento interno.

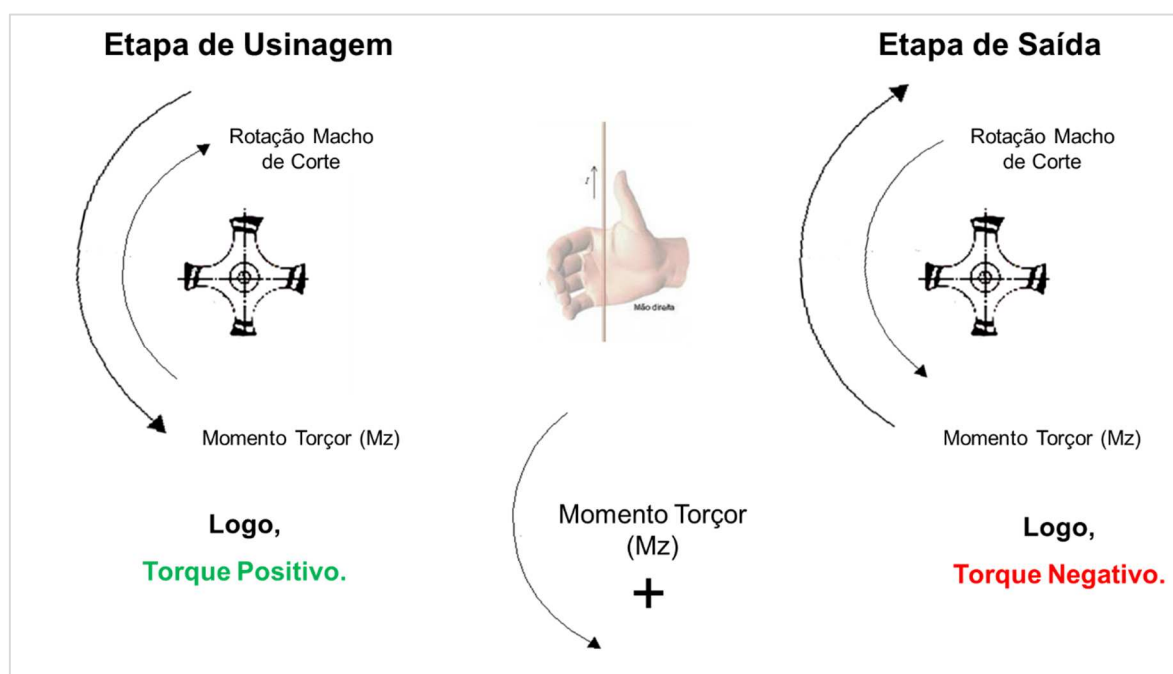


Figura 2.15 – Sinal do momento torçor (M_z) nas etapas de usinagem e saída do processo de rosqueamento interno.

O sinal de torque negativo é explicado pela regra da mão direita e basicamente pode-se dizer que ele é proveniente da resistência ao movimento de rotação gerada pelo contato das superfícies do macho de corte com os filetes de rosca e cavacos remanescentes no furo.

Durante o processo de rosqueamento os valores de torque na ferramenta variam significativamente ao longo do comprimento rosqueado. Diversos fatores contribuem para esta variação, dentre eles os principais são: a geometria da ferramenta de corte, as características das máquinas ferramentas, o tipo de furo, o fluido lubrificante/refrigerante, o material da peça e os parâmetros de usinagem.

A variação da velocidade de corte tem uma influência direta sobre os fenômenos na zona de corte provocando mudanças no comportamento elástico e plástico do material, o que resulta em diferentes taxas de deformação, forças de corte, fluxo de cavacos e vida útil da ferramenta (NEUGEBAUER, et al., 2011).

Independentemente do material analisado há uma diminuição do torque com o aumento da velocidade de corte. Essa diminuição ocorre devido ao aumento de temperatura na região de corte conforme ilustrado na Figura 2.16. Ao analisar a distribuição de temperatura, observa-se que a maior parte do calor gerado é transferida para o cavaco e as maiores temperaturas são encontradas na ferramenta. Esses aumentos de temperatura nas regiões de cisalhamento primário e secundário diminuem a resistência mecânica do material da peça. Logo, a força necessária para deformar e cisalhar o material é menor (Pereira, 2014).

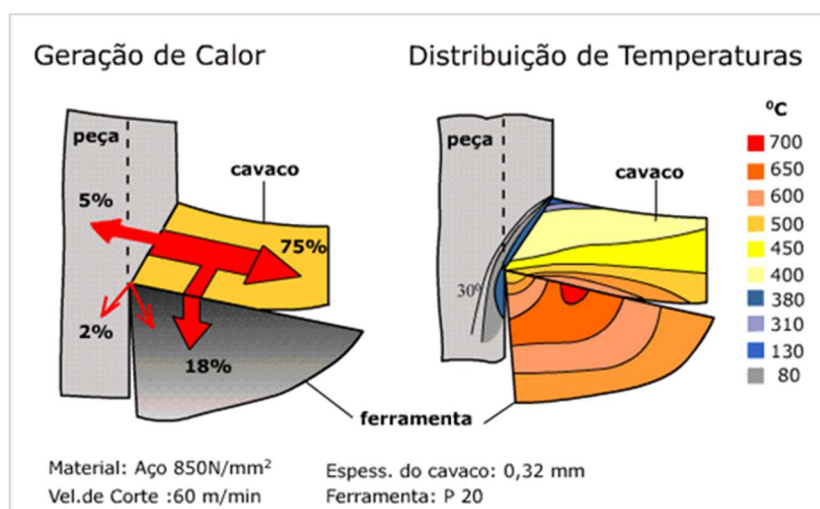


Figura 2.16 – Distribuição de calor durante a usinagem (CIMM, 2014).

A maioria dos materiais a ser rosqueado é imperativo o uso de fluido de corte, no entanto em alguns casos não há necessidade de utilização deste, como por exemplo, o rosqueamento do ferro fundido cinzento. Contudo, se o fluido de corte for utilizado pode haver alguns benefícios para o processo. O rosqueamento interno com machos de corte de aços é um exemplo de operação impossível de ser realizada sem fluido de corte (PEREIRA, 2014).

Entretanto o fator mais influente na saída do sinal do torque, é o tipo de material. As principais características do material da peça para o processo são a dureza e a resistência mecânica. Outras propriedades como a condutividade térmica a encruabilidade do material, dentre outras, podem afetar com maior ou menor intensidade o torque durante o processo de rosqueamento interno por usinagem (PEREIRA, 2014).

Em geral, quando o furo é passante, utiliza-se um macho de corte com geometria do canal e ponta que permita a saída do cavaco por baixo. Em furos cegos, também

denominados de não passantes, o maior problema é a saída dos cavacos gerados durante o processo de rosqueamento. Em alguns casos há também uma maior geração de calor envolvida, ou seja, maiores temperaturas são atingidas durante o processo de rosqueamento interno de furos cegos em contrapartida ao processo de rosqueamento de furos passantes

A retirada dos cavacos gerados de dentro do furo, durante e após a usinagem, é uma necessidade do processo e quando não ocorre de forma adequada pode levar a falhas catastróficas da ferramenta quando combinada com o mau dimensionamento do pré-furo. A quebra dos machos de corte se dá na maioria dos casos durante a etapa de saída do macho de corte, que é quando o cavaco se aloja entre a peça e o macho devido à limitação de espaço físico. Isto faz com que haja um aumento abrupto e pontual do torque conforme pode ser observado na Figura 2.17.

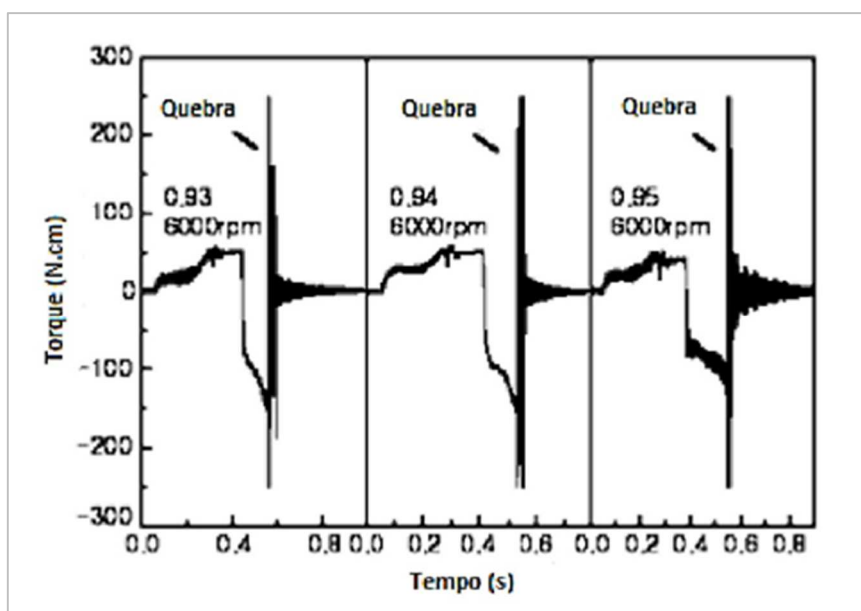


Figura 2.17 – Sinal de torque na quebra do macho (AHN et al., 2003, modificada).

Outro aspecto a ser analisado e que afeta o torque é o comprimento rosqueado, ou seja, é o comprimento em que o macho de corte entra no pré-furo durante a etapa de usinagem. Assim como a maioria das brocas, os machos de corte não são projetados para grandes profundidades, ou seja, valores acima de 1,5 vezes o diâmetro não são recomendados. Acima deste valor entende-se que o processo não poderá atingir as tolerâncias indicadas pelo fabricante. Mas o principal efeito é sobre o torque, de acordo com a Figura 2.18 quanto maior a profundidade rosqueada maior o valor do torque.

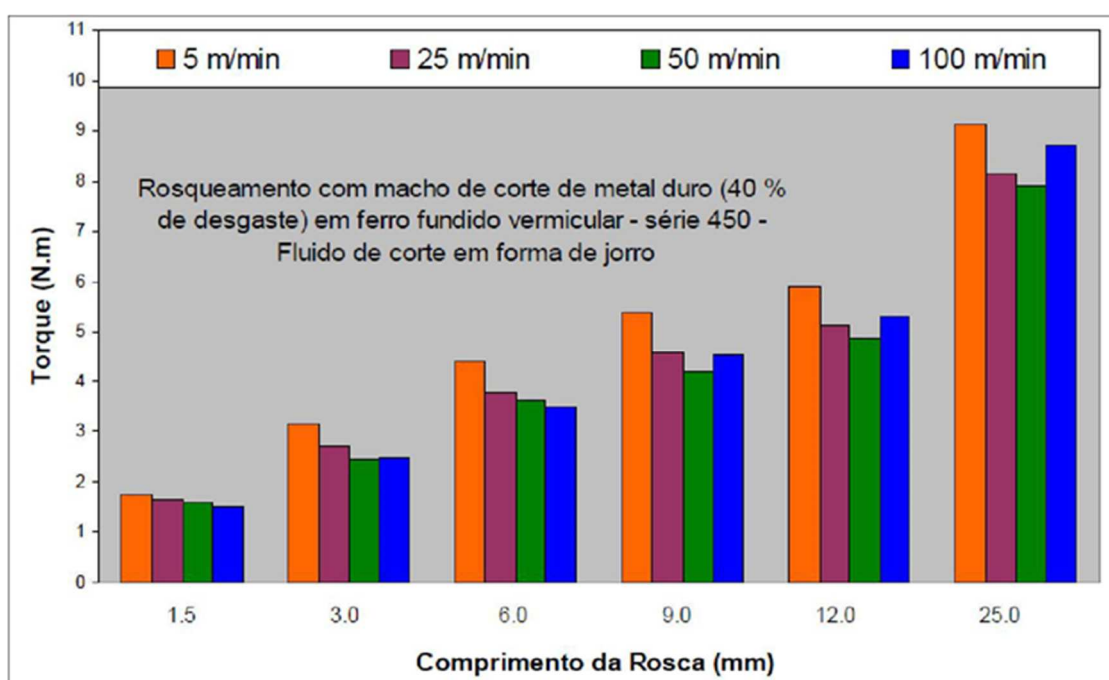


Figura 2.18 – Torque em função do comprimento da rosca e da velocidade de corte, durante o rosqueamento de uma chapa escalonada, com furos passantes com um macho M13X1,5 (DA MOTA, 2009).

Cao e Sutherland (2002) desenvolveram uma técnica de modelagem do rosqueamento interno com macho de corte HSS, sem revestimento, variando parâmetros de usinagem, como a geometria das ferramentas, a profundidade das roscas, os fluídos de corte, as velocidades de rosqueamento e as profundidades do pré-furo. O modelo é capaz de estimar os valores da força axial e do torque, que são resultantes do processo de formação do cavaco e do atrito entre a ferramenta e a peça. Muitos testes foram realizados em aço ao carbono, porém os resultados sempre apresentaram comportamentos diferentes. Desta forma, Cao e Sutherland (2002), perceberam que não era possível uma repetibilidade dos valores de torque no processo de rosqueamento testado. A explicação dessa variação está relacionada com o processo de formação do cavaco, e com seu comportamento após ter sido gerado. Devido a geometria complexa dos machos de corte, é comum os cavacos ficarem presos nos canais da ferramenta de corte, provocando desta forma uma oscilação dos sinais de torque e força adquiridos.

De todos os processos de fabricação utilizados nas indústrias modernas, o processo de rosqueamento é um dos que consome maior tempo, sendo considerado em alguns casos como o processo gargalo da produção (ZHANG; YANG; WANG, 2003). Entretanto, a produtividade melhorou muito com a introdução de novas tecnologias provenientes de pesquisas aeroespaciais e automotivas, as quais aumentaram as exigências e a qualidade

dos furos rosqueados, especialmente para os furos de pequenos diâmetros e grandes profundidades (DA MOTA, 2006).

Entre as novas tecnologias empregadas nas operações de rosqueamento, está a indução de vibrações no processo. Zhang; Yang; Wang (2003) analisaram a influência de vibrações induzidas no processo de rosqueamento e constataram que pode haver uma relação entre amplitude e frequência, as quais podem reduzir os valores de torque, aumentando a vida das ferramentas e a qualidade das roscas produzidas. Acredita-se que a vibração diminui o atrito entre a ferramenta e a peça, favorecendo a usinagem do material. A Figura 2.19 representa o esquema montado por esses pesquisadores para avaliação da vibração no processo de rosqueamento com machos de corte.

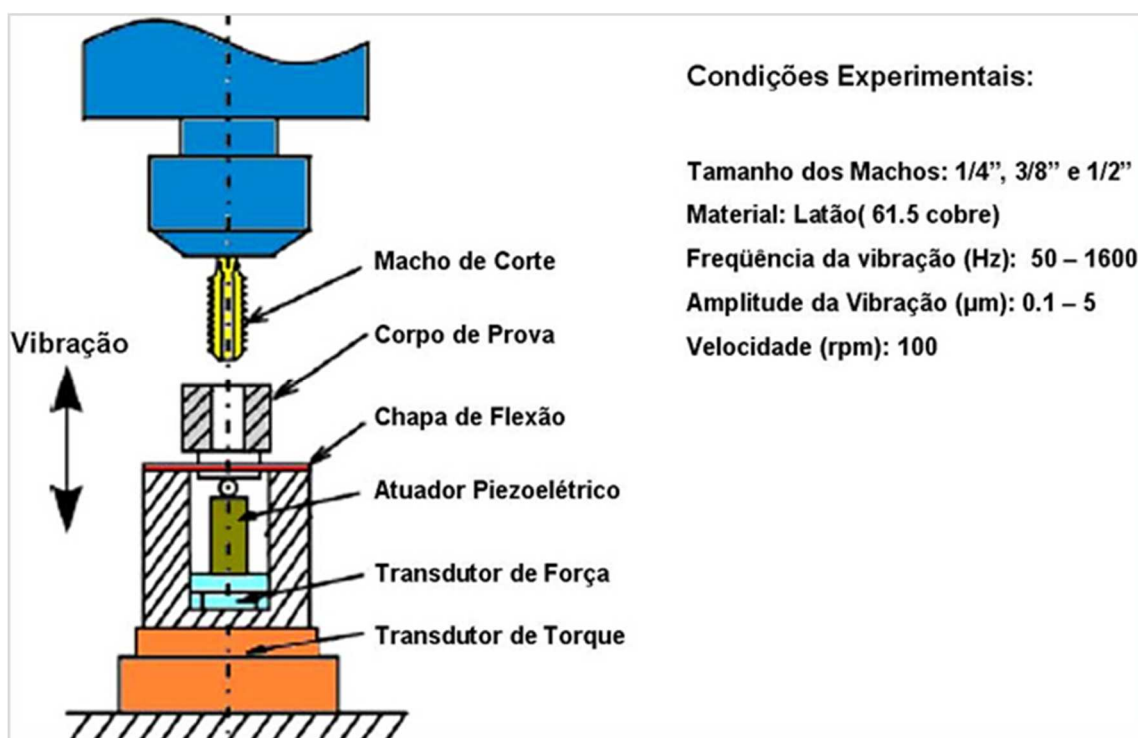


Figura 2.19 – Esquema do aparato utilizado para a indução de vibração ao processo de rosqueamento interno com macho de corte (ZHANG; YANG; WANG, 2003).

Conforme pode ser observado na Figura 2.20, é necessário deixar um comprimento de folga suficiente ao final do pré-furo, a fim de garantir o alojamento adequado dos cavacos gerados (OSG, 1999), de forma a não influenciar nos esforços sobre a ferramenta quando ela atinge o fim do comprimento de rosca.

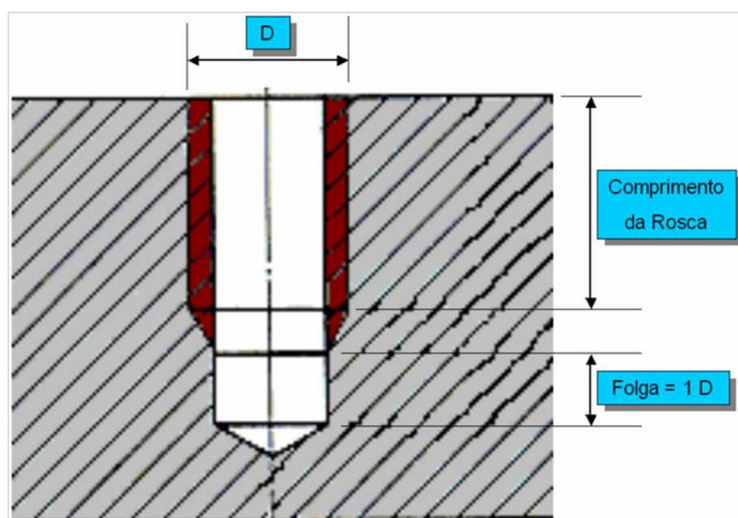


Figura 2.20 – Folga necessária para o rosqueamento em furo cego (OSG, 1999).

Por outro lado, apesar de uma profundidade excessiva do furo ser bastante benéfica para o rosqueamento, ela pode causar grandes perdas operacionais na furação de tal forma que nem todo material permitirá uma furação profunda. Desta forma, os fabricantes de machos e brocas fornecem tabelas, tais como a Tabela 2.3, para a determinação da folga no pré-furo em função do tipo de macho e do comprimento da rosca.

Tabela 2.3 – Determinação da folga no pré-furo em função do tipo de macho e do comprimento da rosca (OSG, 1999).

Tipo de macho (comprimento do chanfro)	Comprimento de Rosca	Material			
		Aço em Geral		Ferro fundido	
		Comprimento da folga no furo		Comprimento da folga no furo	
		D até 6mm	D acima 6mm	D até 6mm	D acima 6mm
Canal Reto (2,0 filetes)	1D	0,5D	0,5D	0,5D	0,3D
	2D	1,0D	0,5D	1,0D	0,5D
	3D	1,0D	1,0D	1,0D	1,0D
Ponta Helicoidal (4,5~5,0 filetes) Canal Reto (4,0 filetes)	1D	1,5D	1,0D	1,0D	0,5D
	2D	2,0D	1,5D	1,5D	1,0D
	3D	2,5D	2,0D	1,5D	1,0D
Canal Helicoidal (2,5 filetes)	1D	0,5D	0,5D	0,5D	0,5D
	2D	0,5D	0,5D	1,0D	0,5D
	3D	0,5D	0,5D	1,0D	0,5D

O pequeno comprimento de folga deixado ao final do pré-furo pode ser desastroso para o macho de corte conforme apresentado na Figura 2.21, que mostra um macho de corte quebrado após rosquear ferro fundido cinzento, em baixa velocidade de corte. O alojamento inadequado dos cavacos no fundo do pré-furo, devido a pequena folga existente, pode ter gerado elevados valores de torque no retorno da ferramenta, o que propiciou a falha do macho de corte por torção.

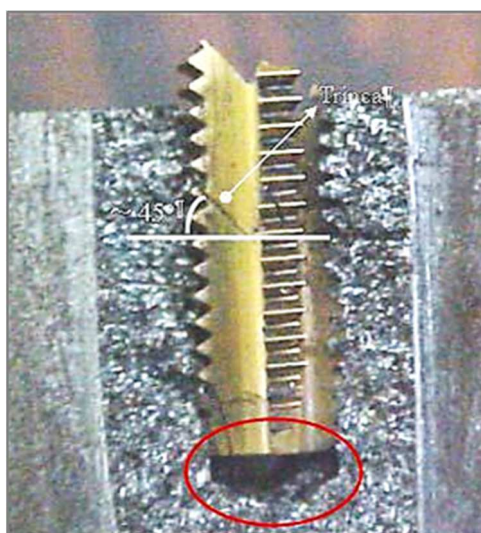


Figura 2.21 – Macho de corte quebrado em uma peça de ferro fundido cinzento (REIS, 2004).

2.5.2 Forças de Corte

O monitoramento indireto do desgaste de ferramentas de corte via análise de sinais de força é bastante estudado, e mostrou ser muito eficiente nos processos de torneamento, fresamento e furação. Contudo, poucos trabalhos abordam este assunto para o processo de rosqueamento interno com machos de corte (REIS et al., 2005). Logo, serão apresentados a seguir os principais trabalhos sobre o comportamento dos sinais de força axial e radial gerados nas diversas etapas do processo de rosqueamento.

Reis et al. (2004) realizou alguns ensaios de rosqueamento em ferro fundido cinzento GH-190, utilizou-se para tanto, machos de corte M6. Os sinais de força foram medidos com um dinamômetro Kistler 9265, na fabricação sem fluido de corte de roscas de 6 mm de diâmetro externo e 8,25 mm de profundidade em furos de 5 mm de diâmetro e 15,65 mm de profundidade. O processo de rosqueamento foi realizado em uma Fresadora ROMI Interact IV utilizando-se um mandril flutuante Sanches Blanes.

2.5.2.1 Força Axial (F_z)

No gráfico da Figura 2.22 pode-se distinguir 8 regiões (A, B, C, D, E, F, G e H) e percebe-se inicialmente que quando o motor do eixo de rotação da máquina está em “vazio”, região A, a força F_z é zero, pois não há contato da ferramenta com a peça, que esta fixa sobre o dinamômetro. A partir do momento em que o macho de corte encosta na peça, surge uma força F_z positiva que cresce até atingir aproximadamente 30 N (região B), indicando que a ferramenta de corte passou a comprimir a peça. Esta região B caracteriza o momento em que os filetes cortantes do macho (os dois filetes da parte cônica, mais o primeiro da parte cilíndrica) entram na peça, e é denominada por alguns autores, de estado de imersão (REIS et al., 2005; MEZENTSEV et al. 2002).

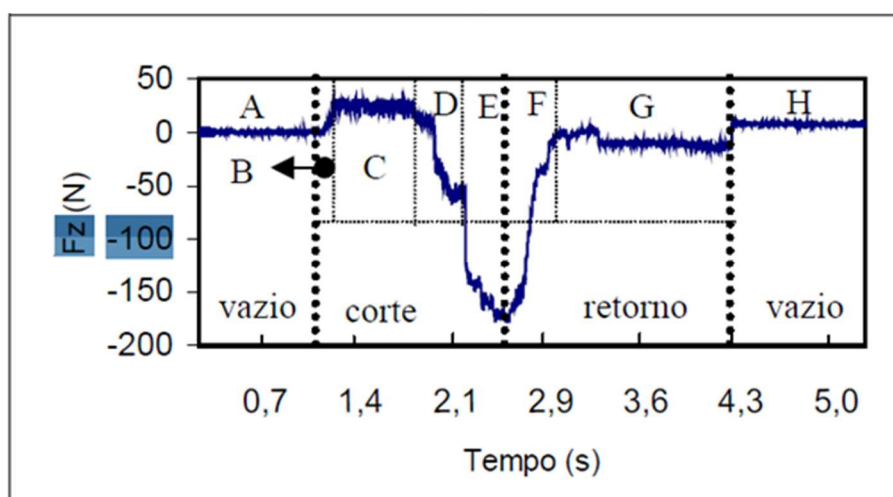


Figura 2.22 – Gráfico dos sinais de F_z versus tempo, para uma ferramenta nova de HSS (REIS et al., 2005).

Ao final da região B, inicia-se o estado estável de corte C, durante o qual F_z permanece aproximadamente constante. Esperava-se que esta força se mantivesse constante e positiva durante todo o estágio de corte, contudo isto não ocorreu, pois na região D do gráfico houve uma queda de F_z e esta deixou de ser uma força positiva (de compressão) e passou a ser negativa (de tração). Este comportamento de F_z está relacionado com dois fatores principais: 1) Máquina Ferramenta: O motor responsável pelo avanço do mandril da máquina para (exatamente no ponto de transição da região C para a região D) antes do motor de rotação do eixo árvore; 2) Mandril utilizado: O mandril flutuante possui uma mola que quando o mandril interrompe o avanço, mas continua girando, pode ser que esta mola se distende, para impedir que a ferramenta se quebre no interior do furo e para garantir o sincronismo entre os movimentos de avanço e de rotação do eixo árvore. Logo, entende-se que é esta distensão

da mola responsável por provocar a força de tração apresentada na região D da Figura 2.22 (REIS et al., 2005).

Na região E do gráfico de força onde a ferramenta está sujeita a uma desaceleração até que a velocidade de corte chegue a zero no final do furo, a força de tração que a ferramenta exerce sobre a peça atinge um valor máximo em módulo quando a ferramenta para. A região F corresponde a etapa de parada da ferramenta de corte. Assim, como a ferramenta fica parada no final do furo, ela deixa de tracionar a peça, e a força reduz gradualmente até chegar ao valor zero. Em seguida, tem início o estágio de retorno (região G), com uma fase inicial onde a força F_z apresenta um valor muito próximo de zero, e depois passa a existir uma pequena força de tração. Na transição de G para H ocorre uma mudança brusca em F_z , de tração para compressão, pois neste ponto a ferramenta deixa a peça, e a partir daí a força se mantém constante e bem próxima de zero (REIS et al., 2005).

De acordo com Reis et al. (2005) a flutuação axial que o mandril concede ao macho de corte durante o rosqueamento interno (regiões D, E, F - Figura 2.22), não tem somente a missão de evitar erros de sincronismos entre os movimentos de avanço e de rotação do eixo árvore que normalmente ocorrem nas máquinas ferramentas CNC, mas também exerce uma função importante no rosqueamento de furos cegos, que é de evitar que a ferramenta se quebre durante o período de desaceleração ao final do furo, que ocorre neste tipo de operação.

A força axial F_z pode ter o sinal influenciado por vários fatores, os principais são: a velocidade de corte e o passo do macho de corte. De forma breve será apresentado por meio de alguns trabalhos a influência do passo do macho de corte no sinal da força axial.

O motivo para analisar o efeito de diferentes passos de rosca, é justificado por acreditar que uma das fontes de erros do sistema seja uma diferença entre o passo da ferramenta de corte e o passo programado na máquina ferramenta. O passo ideal é aquele que apresenta os menores valores médios de força (F_x , F_y e F_z) e torque, deveria então coincidir com o passo pré-determinado do macho de corte (PEREIRA, 2010), o que não acontece nos processos de rosqueamento reais conforme apresentado em alguns trabalhos publicados.

A Figura 2.23 mostra os resultados para a força axial (F_z) em função de diversos avanços programados na máquina-ferramenta a uma velocidade de corte de 30 m/min para o aço ABNT1045. Os resultados sugerem que o valor ideal de avanço (passo do macho de corte) está entre 1,495 e 1.500 mm, sendo o passo do macho de corte de 1,500 mm. Além deste teste, Pereira, 2014, realizou outros alterando o parâmetro de velocidade de corte, no entanto esta alteração não teve grande influência sobre os valores de força axial.

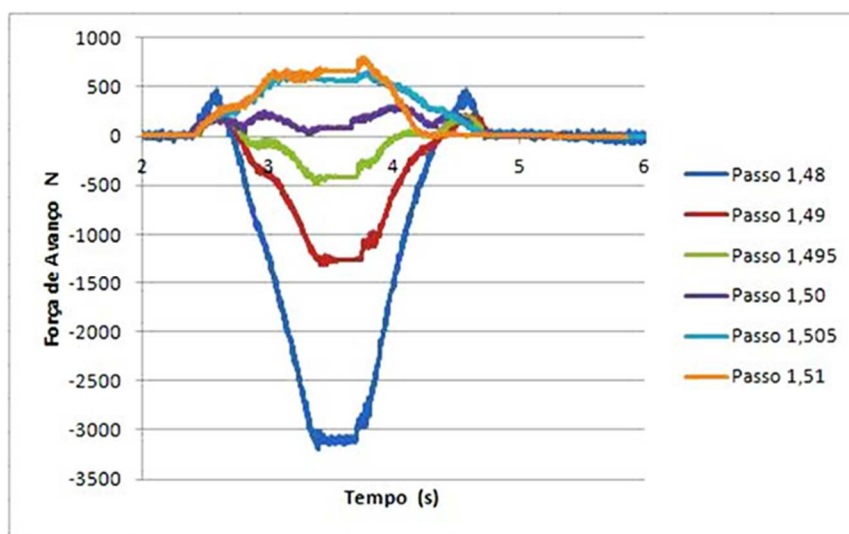


Figura 2.23 – Comparação entre os gráficos de força axial em diferentes passos com velocidade de corte de 30 m/min, para roscas usinadas no SAE 1045 (PEREIRA, 2014).

De acordo com Da Mota et al., 2011, se o avanço programado na máquina ou o passo do macho de corte forem diferentes, as forças de corte e o torque serão alterados consequentemente, além do impacto na qualidade da rosca. O gráfico da Figura 2.24 permite avaliar o efeito que a variação do avanço provoca no sinal da força na direção Z (Média) a uma velocidade de corte de 50 m/min. A partir do gráfico é possível perceber os valores médios das forças axiais (F_z) durante a etapa de usinagem e retorno do macho de corte.

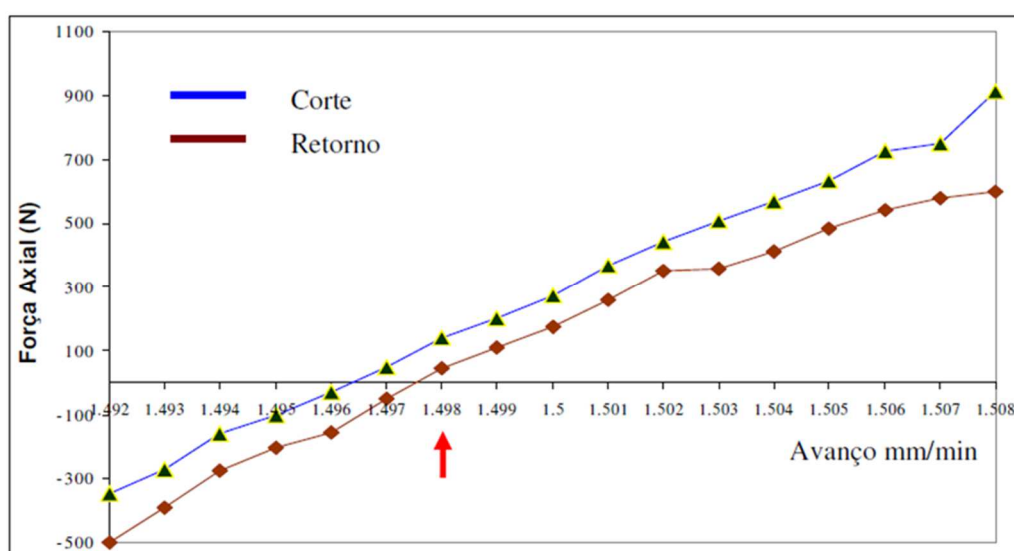


Figura 2.24 – Efeito do avanço (Média) no rosqueamento interno com machos de corte com uma ferramenta nova. A velocidade de corte empregada foi de 50 m/min com fluido de corte em forma de jorro (DA MOTA et al., 2011).

Observa-se que os valores obtidos para a força axial F_z podem ser positivos, quando o avanço programado na máquina CNC é maior que 1,498 mm/volta (Figura 2.24) e negativos, quando o avanço programado for inferior a 1,497 mm/volta. Quando o avanço na máquina foi de 1,492 mm/volta, as forças de corte e retorno tiveram valores relativamente altos (negativos), atingindo valores próximos de -500 N. Enquanto que para valores de avanço de 1,508 mm/volta foram obtidos valores de corte e retorno maiores e positivos, de aproximadamente 900 N e 600 N, respectivamente. As forças de corte e retorno quando o avanço é igual ao passo do macho de corte (1,500 mm), são positivas e com valores na faixa de 100 N a 300 N. Outro ponto importante é que durante o avanço de 1,497 mm/volta obtiveram-se os menores valores em módulo para as forças de retorno e corte, ficando entre -100 N e 100 N, respectivamente. Isto pode indicar que este valor é o que realmente representa o passo do macho de corte combinado com a máquina ferramenta utilizada.

2.5.2.2 Forças Radiais (F_x e F_y)

As forças radiais, F_x e F_y , possuem comportamentos semelhantes durante o processo de rosqueamento interno com machos de corte, sendo assim, de modo a não ser repetitivo, será comentado apenas sobre o sinal da força radial F_x .

A força radial (F_x) medida por meio de um dinamômetro no processo de rosqueamento com macho de corte com quatro canais, nada mais é que uma força resultante na direção x. Através da Figura 2.25 é possível observar que esta força resultante é proveniente do somatório das forças exercidas pelas arestas de corte (na direção x) ao longo do comprimento cortante do macho de corte.

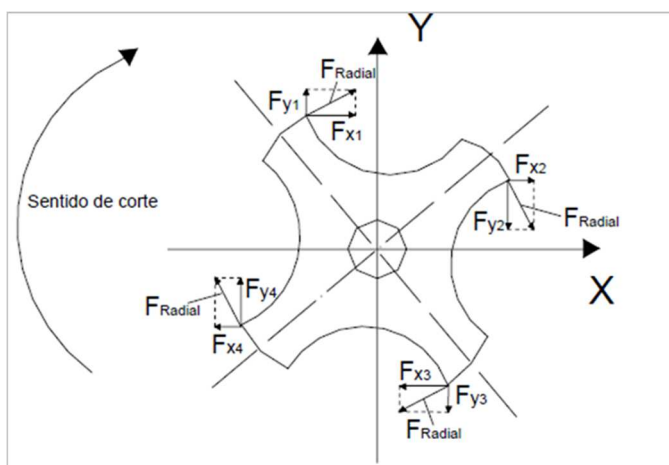


Figura 2.25 – Direções e sentidos das forças radiais e seus componentes F_x e F_y , nas arestas de corte de um macho de corte com quatro canais (REIS et al., 2005).

Conforme pode-se observar pela Figura 2.25 o macho de corte possui os 4 canais simetricamente distribuídos, de forma que as arestas de corte ficam defasadas de 90° umas das outras ou de 180° quando arestas diametralmente opostas. Desta forma, enquanto uma aresta de corte exerce um esforço positivo, a outra realiza um esforço de magnitude muito semelhante, porém com valor negativo, de modo que a força resultante na direção x, F_x , apresente um valor pequeno em módulo.

Na Figura 2.26, é plotado o sinal de F_x em função do tempo, medido para um macho de corte de aço rápido (HSS) com 450 roscas feitas. Nesta figura são destacadas as regiões A, B, C, D, E, F, G e H.

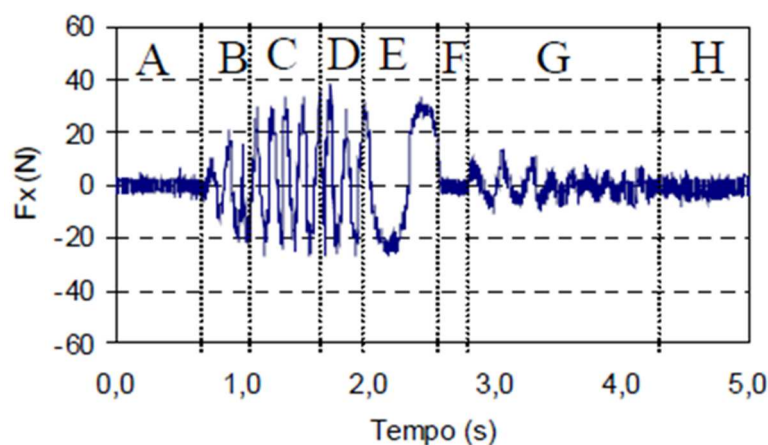


Figura 2.26 – Força Radial (F_x) em função do tempo, para uma ferramenta de HSS com 450 roscas feitas (REIS et al., 2005).

Na região A (momento em que a ferramenta se aproxima da peça) o sinal permanece em torno de zero. Do início da região B (região de imersão) até a região D (região de distensão da mola do mandril flutuante, relativa a parada no avanço), o formato do sinal de F_x se assemelha a uma senóide, reproduzindo o movimento helicoidal que a ferramenta descreve ao usinar a peça. O período desta senóide equivale a uma volta completa do macho, assim os três períodos da região de imersão (B), correspondem à entrada dos três primeiros filetes na peça. Na região C (região estável de corte), ocorre à entrada de mais cinco filetes da parte cilíndrica do macho na peça, e nela a magnitude dos picos e vales do sinal de força radial (F_x) permanecem praticamente constante. Por esse motivo, a região C é recomendada para se fazer as análises relativas a detecção de falhas (tais como desalinhamento, batimento, e quebra de dentes) no processo de rosqueamento, através do sinal da força radial (MEZENTSEV et al., 2002). Na região D entram mais dois filetes do macho na peça, e a magnitude dos picos e vales e o período do sinal se mantêm aproximadamente constante. Na região E (região de distensão da mola do cabeçote, relativa a desaceleração da rotação do

eixo árvore) o sinal continua tendo uma forma senoidal só que com um período um pouco maior, devido à redução da velocidade de rotação. Na região F (repouso) o sinal de F_x se iguala a zero. A região G corresponde ao retorno da ferramenta, onde aparece um pequeno sinal de força radial cujo valor máximo da diferença entre picos e vales gira entorno de 10 N. Esta pequena força no retorno pode ser relacionada com a presença de cavacos nos canais do macho e o atrito entre a superfície de folga dos filetes do macho e a peça. Por fim na região H, a ferramenta já está fora da peça, e F_x é igual a zero (REIS et al., 2005).

Já a Figura 2.27 representa o comportamento das forças de corte (F_x , F_y e F_z) e torque (M_z) durante o processo de rosqueamento interno de furo cego em ferro fundido vermicular (CGI 450 da norma ASTM), utilizando macho de corte de metal duro com quatro canais (M13 x 1,5 mm) a uma velocidade de corte de 50 m/min.

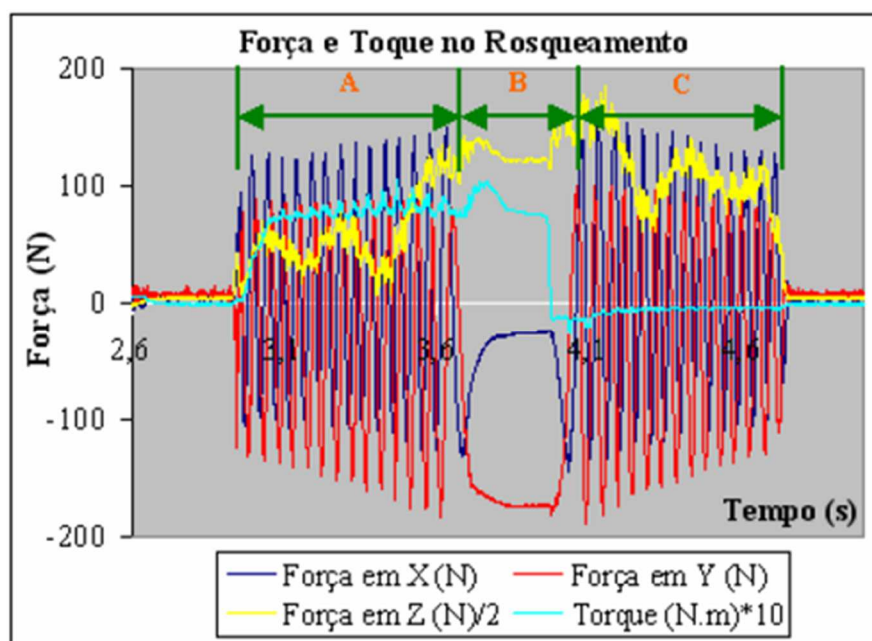


Figura 2.27 – Comparação das forças em X, Y e Z e o torque no rosqueamento interno (DA MOTA et al., 2009).

Apesar dos sinais das forças em X e Y (F_x e F_y) possuírem magnitudes semelhantes, o sinal da força em X está simetricamente distribuídos em relação ao eixo de referência (linha 0), enquanto que o sinal da força em Y não possui simetria em relação a este mesmo eixo de referência. Da Mota et al. (2009) acredita que esta assimetria pode estar relacionada com um possível batimento do macho de corte. Este, pode ter sua origem no sistema de fixação, uma vez que a ferramenta presa por pinça ao mandril não garante que a mesma esteja completamente alinhada, ou seja, a excentricidade da ferramenta no mandril pode ser a causa da assimetria do sinal da força F_y em relação ao eixo de referência.

Os sinais das forças radiais (F_x e F_y) podem ser correlacionados com a integridade física da ferramenta. Como exemplo, pode ser citado o trabalho desenvolvido por Reis et al. (2005) que por meio da Figura 2.28 demonstra que a força radial (F_x) tende a aumentar com a evolução dos desgastes e avarias nos machos de corte.

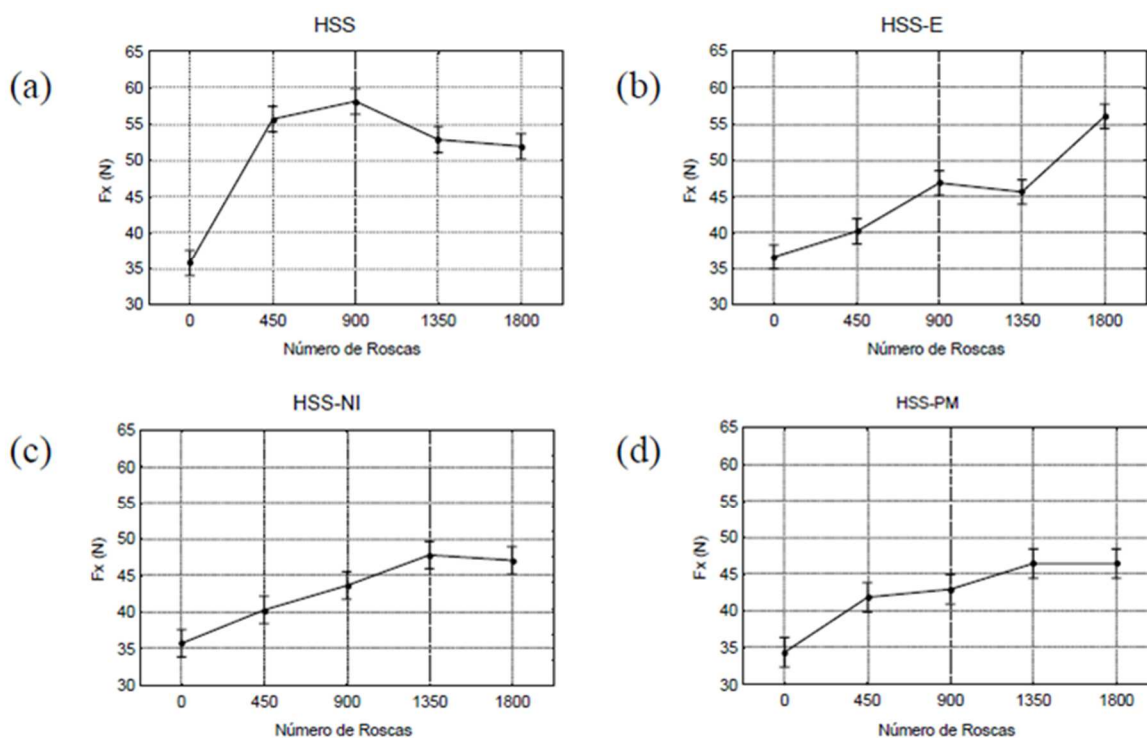


Figura 2.28 – Força Radial (F_x) versus o número de roscas feitas, para os diferentes materiais de ferramenta utilizados neste trabalho (REIS et al. 2005).

De acordo com Reis et al. (2005) este aumento está relacionado a dois fenômenos: a) aumento dos esforços de corte, devido principalmente à perda de afiação da ferramenta; b) perda de simetria da ferramenta de corte, que acontece devido aos desgastes e avarias gerados durante o processo de usinagem. Por exemplo, um eventual lascamento ou perda total de uma aresta de corte, faz com que o trabalho que era realizado por esta tenha que ser feito pela aresta seguinte, provocando uma distribuição assimétrica do carregamento de forças (MEZENTSEV et al., 2002) e consequentemente o aumento da resultante F_x . Todavia, se existir mais de uma aresta lascada, o comportamento do sinal de F_x dependerá do posicionamento destas arestas no macho. Os mesmos efeitos, provocados por arestas lascadas, citados anteriormente, podem ser também causados por desgastes excessivos nos machos de corte (REIS et al., 2005).

CAPÍTULO III

METODOLOGIA

Neste capítulo são descritos os procedimentos experimentais realizados e a partir dos quais foram obtidos os resultados base para a execução deste trabalho. Os ensaios foram realizados em três tipos de ferro fundido cinzento do fabricante TUPY: FC300 + Molibdênio, FC300 + Molibdênio com Grafita Refinada (RG) e FC250, sendo este último muito utilizado na fabricação de blocos de motores automotivos, enquanto que os dois primeiros materiais são mais recentes, tendo poucas informações.

Inicialmente foram feitos alguns testes preliminares no Centro de Usinagem Discovery 760 – ROMI. Estes testes tinham como objetivo principal identificar se os parâmetros de usinagem recomendados pelo fabricante de machos de corte (OSG) estariam adequados para usinar os três tipos de ferro fundido combinados com a utilização dos sistemas de indexação de ferramentas de corte disponíveis: mandril fixo, mandril fixo mais mesa compensadora e mandril flutuante.

A partir dos testes preliminares foi possível identificar se os sistemas de medição responderiam adequadamente em comparação ao apresentado na literatura, principalmente quando avaliado o comportamento dos sinais utilizando os sistemas de indexação de ferramenta de corte: mandril flutuante e mandril fixo. Como a mesa compensadora é um equipamento criado recentemente, não há na literatura dados de referência, sendo assim a partir da verificação dos sistemas de medição utilizando os sistemas de indexação de ferramentas de corte, mandril fixo e mandril flutuante, subteme-se também que o comportamento das variáveis de saída em função da utilização da mesa compensadora estava adequado.

Os testes preliminares permitiram identificar quais variáveis de saída seriam necessárias conhecer para entender melhor o processo de rosqueamento interno com machos de corte. Os resultados dos testes preliminares não serão apresentados neste trabalho. No entanto, tendo como base os testes preliminares definiu-se que para monitorar os esforços gerados durante o processo de rosqueamento interno conforme as diferentes

condições de usinagem propostas seria interessante adquirir os sinais de torque (M_z), forças radiais (F_x e F_y) e força axial (F_z), além da realização de alguns cálculos acessórios.

Os testes definitivos de rosqueamento interno foram realizados em furos cegos, pois é durante a fabricação de roscas deste tipo de furo que são geradas as condições mais severas de rosqueamento, em termos de calor e torque produzidos, bem como uma maior dificuldade de saída do cavaco gerado durante a etapa de usinagem.

Foram utilizados nos testes definitivos machos de corte M6 x 1 fabricados em dois tipos de aço rápido: aço rápido com alto teor de vanádio (HSSE) e aço rápido comum (HSS). Para os machos de corte HSSE haviam dois tipos de revestimento, carbonitreto de titânio (TiCN) e nitreto de titânio (TiN), enquanto que para os machos de corte HSS existiam apenas o tratamento superficial de nitretação (Ni). Apesar dos machos de corte terem dois tipos diferentes de aço rápido, esta variável de entrada não foi levada em consideração no desenvolvimento deste trabalho.

Os dados obtidos por meio dos sistemas de medição, dinamômetro rotativo e dinamômetro estacionário, foram avaliados com a utilização do software estatístico Minitab 18, conforme pode ser visualizado nos Apêndice A, Apêndice B e Apêndice C. Após análise dos dados pelo Minitab utilizou-se o Microsoft Office Excel 2013 para publicação dos resultados em forma de gráficos com a finalidade de facilitar a visualização e entendimento dos resultados.

De maneira a permitir uma adequada avaliação dos resultados das variáveis de saída e conforme recomendações da área de metrologia, os resultados de força axial e torque estão apresentados nos gráficos deste trabalho na forma da Eq.(3.1).

$$\text{Variável de Saída} = \text{Valor Médio} \pm \text{Desvio Padrão} \quad (3.1)$$

A partir da Figura 3.1 é possível visualizar de forma objetiva a metodologia adotada para realização deste trabalho.

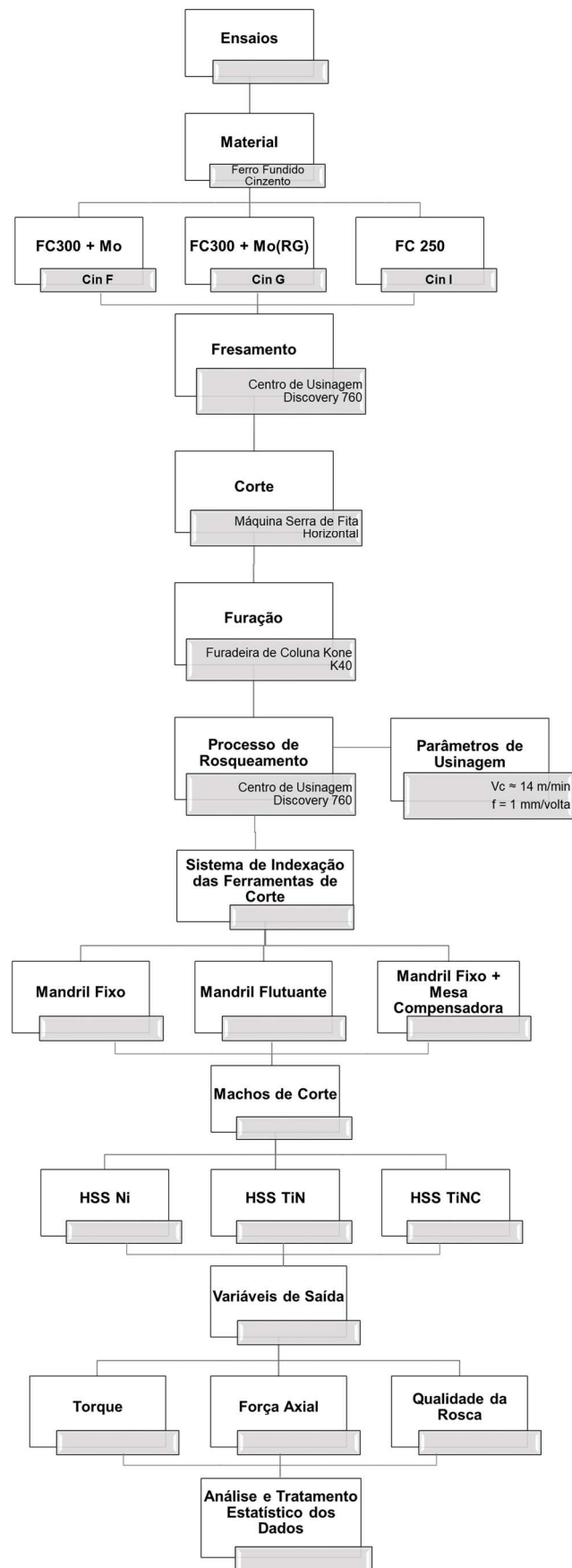


Figura 3.1 – Fluxograma da Metodologia.

3.1 Planejamento experimental

Os testes definitivos foram divididos em três etapas, onde foram utilizadas como variáveis independentes os materiais dos corpos de prova (FC250, FC300 + Mo, FC300 + (Mo+RG)), os tratamentos superficiais das ferramentas de corte (TiN, TiCN e Ni) e os sistemas de indexação das ferramentas de corte (mandril fixo e mandril flutuante), além da utilização da mesa compensadora combinada com o mandril fixo. Considerou-se como constantes a velocidade de corte, o avanço, a profundidade de rosqueamento, a máquina-ferramenta e as dimensões do furo, inclusive as do escareado do furo. Utilizou-se nos experimentos o planejamento fatorial completo. A Tabela 3.1 mostra a matriz de planejamento.

Tabela 3.1 – Matriz de planejamento para o experimento fatorial completo 3^k .

Experimento	Fator 1 (Tratamento Superficial)	Fator 2 (Material Corpo de Prova)	Fator 3 (Sistema de Indexação/Mesa Compensadora)
1	-1	-1	-1
2	0	-1	-1
3	1	-1	-1
4	-1	0	-1
5	0	0	-1
6	1	0	-1
7	-1	1	-1
8	0	1	-1
9	1	1	-1
10	-1	-1	0
11	0	-1	0
12	1	-1	0
13	-1	0	0
14	0	0	0
15	1	0	0
16	-1	1	0
17	0	1	0
18	1	1	0
19	-1	-1	1
20	0	-1	1
21	1	-1	1
22	-1	0	1
23	0	0	1
24	1	0	1
25	-1	1	1
26	0	1	1
27	1	1	1

3.2 Máquina-Ferramenta

Todos os testes foram realizados no Centro de Usinagem Vertical CNC (Figura 3.2) fabricado pela ROMI, da linha Discovery, modelo 760 com comando numérico Siemens 810.



Figura 3.2 – Centro de usinagem vertical CNC Discovery 760 - ROMI.

As principais características desta máquina ferramenta estão descritas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Dados do centro de usinagem vertical Discovery 760 – ROMI.

Especificações técnicas	Valores	Especificações técnicas	Valores
Faixa de velocidades	10 a 10.000 RPM	Potência total instalada	15 KVA
Avanço rápido (eixos x / y)	25.000mm/min	Curso long. da mesa (x)	762 mm
Avanço rápido (eixos z)	20.000 mm/min	Curso trans. da mesa (y)	406 mm
Avanço de corte	1 a 5.000 mm/min	Curso vert. do cabeçote	508 mm
Pot. do motor principal CA	9 KW/12,5 cv	Comando	Siemens 810

Os programas utilizados na máquina-ferramenta foram elaborados tendo como base o Ciclo 84, que é um ciclo próprio para o rosqueamento interno com machos de corte. Utilizou-se o Ciclo 84 para os três sistemas de indexação de ferramentas de corte: mandril fixo, mandril flutuante e mandril fixo mais mesa compensadora.

A partir de testes preliminares foi possível identificar que quando definido na máquina CNC o Ciclo 840, aplicado para rosqueamento com mandril flutuante conforme manual da máquina ferramenta, combinado com a utilização do mandril flutuante não foi possível fabricar

filetes de rosca que atendessem a qualidade definida pelo calibre passa/não passa para rosca (M6 x 1,0 6H), além da ocorrência de falhas prematuras de três machos de corte novos durante os testes preliminares. Falhas estas que podem estar diretamente relacionadas a utilização deste ciclo de programação, Ciclo 840, definido previamente no painel da máquina ferramenta.

3.3 Ferramentas de Corte

Para a realização dos testes foram solicitadas ao fabricante OSG o fornecimento de ferramentas de corte para o processo de rosqueamento interno em ferro fundido. As ferramentas de corte obtidas, denominadas machos de corte, foram fabricadas tanto em aço rápido quanto em aço rápido especial. Dentre os machos de corte fornecidos, há três tipos diferentes de tratamentos superficiais: carbonitreto de titânio (TiCN), nitreto de titânio (TiN) e nitretação (Ni); os quais foram avaliados em função do comportamento das variáveis de saída (F_x , F_y , F_z e M_z). Todos os machos de corte têm em comum o diâmetro de rosca e o passo, definidos pela indicação M6x1, além de todos serem utilizados para a fabricação de rosca métricas grossas com tolerância de rosca de 6H (classe 2). A Tabela 3.3 mostra as principais características das ferramentas de corte.

Tabela 3.3 – Características dos machos de corte.

Características	Machos de Corte de Canal Reto		
Tratamento Superficial	Nitreto de Titânio (TiN)	Nitretação (Ni)	Carbonitreto de Titânio (TiNC)
Material	Aço Rápido Especial (HSSE)	Aço Rápido (HSS)	Aço Rápido Especial (HSSE)
Tipo de Haste	Haste Reforçada	Haste Reforçada	Haste Reforçada
Número de Canais	3	3	3
Passo [mm]	1	1	1
Número de Filetes no Chanfro	2	2	2,5
Diâmetro Externo [mm]	6	6	6
Comprimento Total [mm]	80	80	80
Comprimento Porção de Rosca [mm]	19	19	19
Diâmetro da Haste [mm]	6	6	6
Diâmetro Pré-furo [mm]	5	5	5
Ângulo da Rosca [°]	60	60	60
Velocidade de Corte [m/min]	13 - 19	10 - 15	-
Indicação de Uso	Furo cego ou passante em material de cavaco curto	Ferro fundido e latão	Furo cego ou passante em material de cavaco curto
Referência	250/3	166 GGMS	250/6
EDP (Código)	1650254	1660250	61165025
Norma	DIN 371		
Tipo de Lubrificação	Fluido de Corte / Mínima Quantidade de Lubrificante / A Seco		

Os machos de corte se diferenciam entre si também quanto ao aspecto visual devido aos diferentes tratamentos superficiais que possuem. Observa-se que dentre os três machos de corte mostrados na Figura 3.3, o macho de corte que está na posição do meio se destaca por apresentar uma cor superficial dourada, que é inerente ao revestimento de Nitreto de Titânio (TiN).

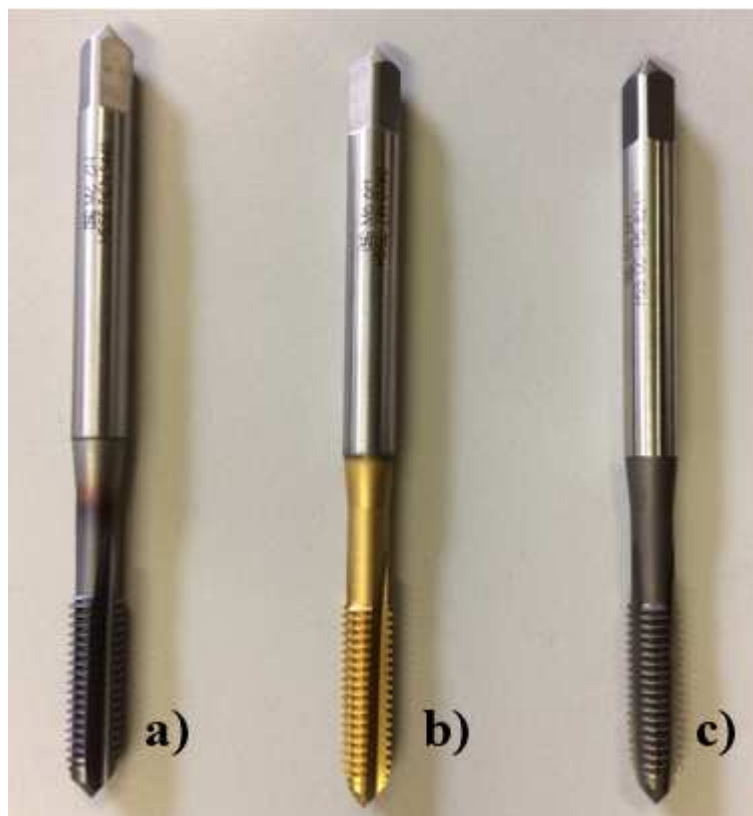


Figura 3.3 – Machos de corte com tratamento superficial: TiCN (a), TiN (b) e Ni (c).

De forma a evitar testes com machos de corte com problemas de integridade superficial, avaliou-se os machos de corte novos quanto a sua massa e também quanto ao aspecto visual das principais regiões de corte. Para tanto utilizou-se uma balança digital, do fabricante Toledo, modelo Adventurer AR3130, com resolução de 1 micrograma, de propriedade do Laboratório de Tribologia e Materiais (LTM) e um microscópio ótico, do fabricante Olympus modelo SZ61, com câmera CCD, Evolution LC Color e um *software* analisador de imagens.

A partir da Tabela 3.4 é possível verificar que há diferença entre os valores médios de massa dos machos de corte com um mesmo tratamento superficial e também entre os diferentes tratamentos superficiais dos machos de corte. Como os dados de massa medidos foram considerados não normais por meio de testes de normalidade realizados, foi possível confirmar através dos testes de hipótese Mood Median Test que as medianas dos dados de massa dos machos de corte com um mesmo tratamento superficial não são todas iguais entre

si e que entre os machos de corte com diferentes tratamentos superficiais as medianas também não são todas iguais entre si.

Tabela 3.4 – Massa dos machos de corte.

Macho de Corte		Massa [g]						Média	Desvio Padrão	Média Geral	Desvio Padrão Geral
Ni	1	14,080	14,079	14,079	14,083	14,080	14,080	14,080	0,001	14,041	0,030
	2	14,030	14,031	14,031	14,031	14,031	14,031	14,031	0,000		
	3	14,011	14,011	14,011	14,011	14,011	14,011	14,011	0,000		
TiN	1	14,102	14,102	14,103	14,102	14,103	14,102	14,102	0,001	14,070	0,025
	2	14,043	14,043	14,043	14,042	14,043	14,043	14,043	0,000		
	3	14,066	14,065	14,065	14,066	14,065	14,065	14,065	0,001		
TiCN	1	14,108	14,108	14,107	14,107	14,108	14,108	14,108	0,001	14,106	0,007
	2	14,115	14,114	14,114	14,114	14,113	14,114	14,114	0,001		
	3	14,096	14,097	14,096	14,097	14,097	14,096	14,097	0,001		

Supõe-se que esta diferença se justifica principalmente devido à falta de repetitividade dos processos de tratamentos superficiais, que são responsáveis por garantir melhores propriedades às ferramentas de corte por meio de tratamentos térmicos combinados com a deposição de camadas micrométricas de materiais sobre os machos de corte.

Enquanto que a partir da Figura 3.4 percebe-se por algumas fotografias dos machos de corte obtidas por meio de microscopia ótica, que as superfícies de saída e de folga (primária e secundária) não apresentam danos e/ou avarias perceptíveis que poderiam influenciar significativamente no comportamento das variáveis de saída.

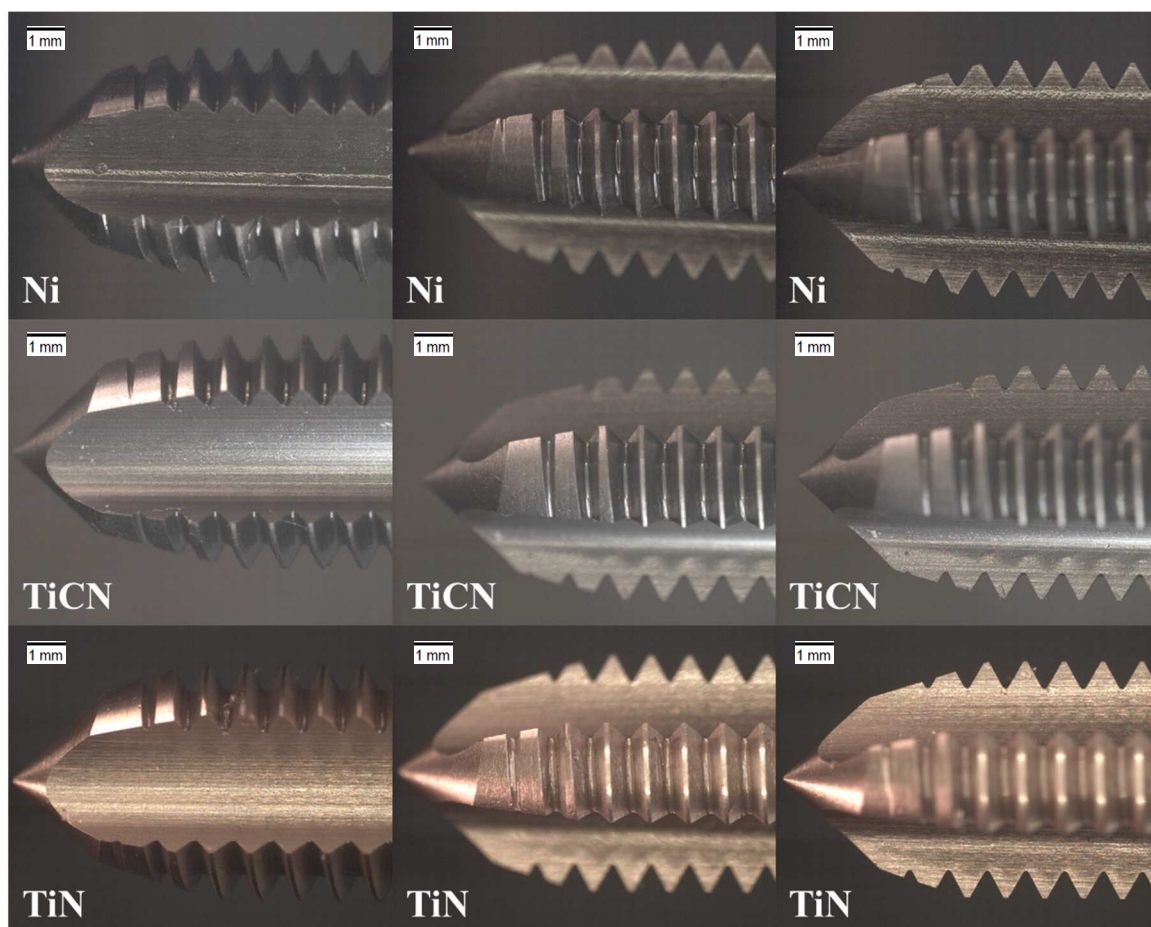


Figura 3.4 – Superfícies de saída e folga dos machos de corte.

3.4 Sistema de indexação das ferramentas de corte

Foram utilizados três sistemas de indexação de ferramentas de corte (mandril fixo, mandril fixo mais mesa compensadora e mandril flutuante).

Pereira (2014) desenvolveu a mesa compensadora com o intuito de quando utilizada em conjunto com o mandril fixo possuir o mesmo princípio de funcionamento do mandril flutuante. A mesa compensadora possui uma estrutura composta por elementos mecânicos, composta principalmente de eixos, guias lineares e molas, que teoricamente permitem a compensação do erro de sincronismo entre os movimentos de avanço e rotação da ferramenta de corte. Entende-se que o erro de sincronismo é inerente ao processo de rosqueamento interno com machos de corte, mesmo quando utilizadas máquinas CNC.

A utilização de mandris fixos para rosqueamento interno com machos de corte só é possível em máquinas CNC modernas, pois estas possuem sincronismo adequado entre os movimentos de avanço e rotação, além de possuírem o ciclo próprio para o processo de rosqueamento interno com esses tipos de mandris. Já o mandril flutuante, como permite a

relativa compensação da falta de sincronismo, é comumente utilizado em máquinas ferramentas antigas ou naquelas que possuem defasagem entre os movimentos avanço e rotação. O mesmo foi utilizado neste trabalho a fim de comparação entre os outros sistemas utilizados (mandril fixo e mesa compensadora).

A Figura 3.5 apresenta (a) mesa compensadora, (b) mandril fixo e (c) mandril flutuante, já instalados e devidamente preparados para a realização dos testes. Conforme pode-se perceber pela Figura 3.5 (a) e (b) a mesa compensadora é sempre utilizado com o mandril fixo, assim, quando combinados, para efeitos de nomenclatura, este conjunto também será denominado neste trabalho de sistema de indexação de ferramentas de corte.

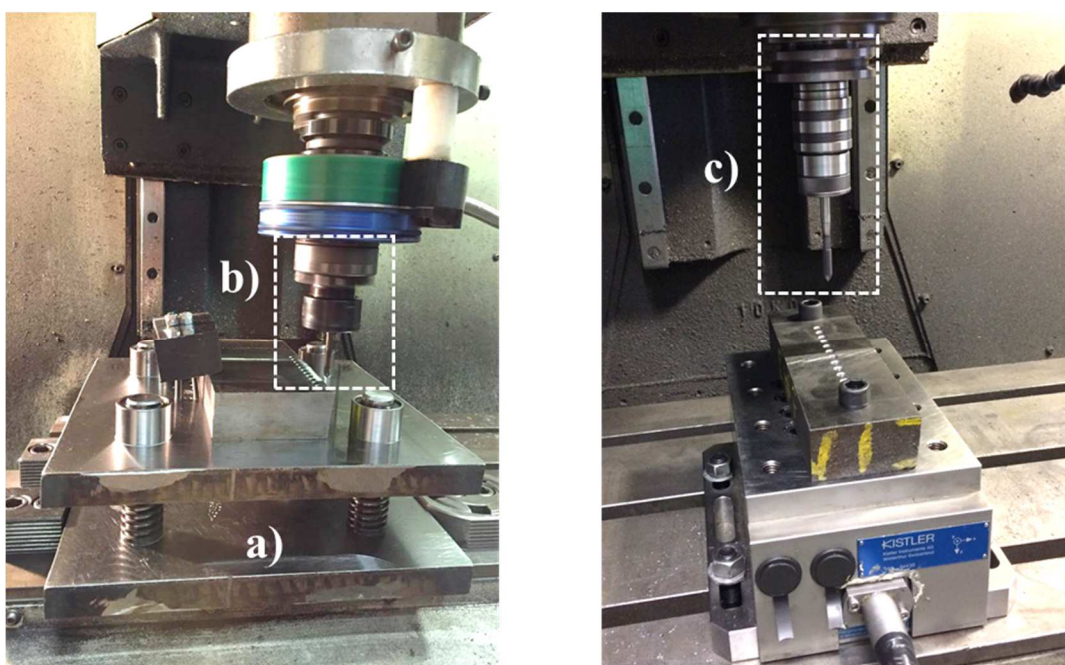


Figura 3.5 – Mesa compensadora (a) e sistemas de indexação de ferramentas de corte: mandril fixo (b) e mandril flutuante (c).

Além dos dois sistemas de indexação de ferramentas de corte mostrados na Figura 3.5, o mandril fixo mais mesa compensadora e mandril flutuante, há ainda outro sistema, que é a utilização apenas do mandril fixo, sendo os corpos de prova fixados neste caso à mesa da própria máquina CNC.

3.5 Corpos de prova

Além das variáveis de entrada, sistema de indexação de ferramenta de corte e tratamento superficial do macho de corte, também se avaliou nas etapas do processo de rosqueamento interno a influência do material do corpo de prova na força axial e torque. Os

materiais dos corpos de prova de ferro fundido cinzento testados foram: FC250, FC300 + Mo e FC300 + Mo(RG).

Para realização dos testes foi necessário preparar os corpos de prova em função das limitações dimensionais de cada sistema de fixação conforme mostrado na Figura 3.6. Esta preparação constituiu-se basicamente da produção de 9 corpos de prova a partir de três processos de usinagem (fresamento, serramento e furação) em três tipos diferentes de materiais (FC250, FC300 + Mo e FC300 + (Mo + RG)). Para tanto, foi necessário utilizar as máquinas ferramentas: centro de usinagem CNC Discovery 760 – ROMI (fresamento), máquina serra de fita horizontal FM 20 – FRANHO (corte) e uma furadeira de coluna K40 – KonE (furação).

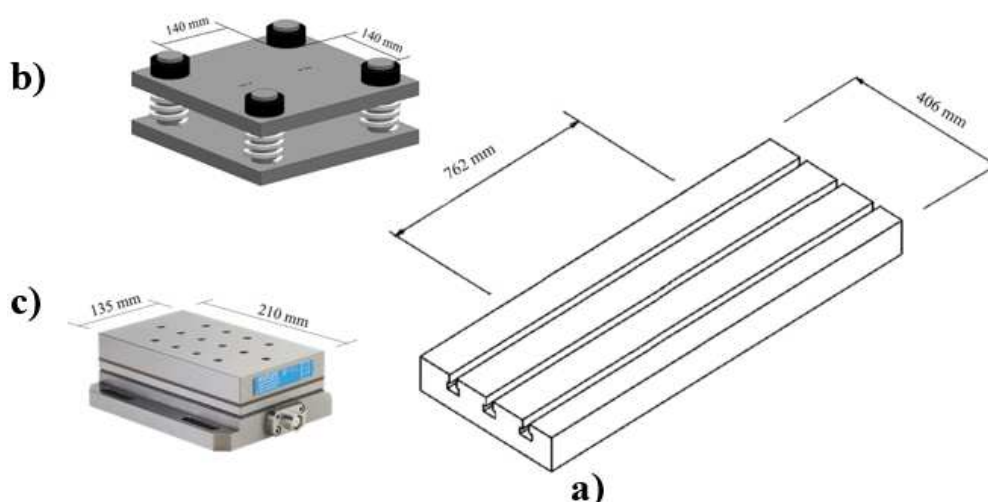


Figura 3.6 – Sistemas de fixação de amostras: (a) mesa CNC, (b) mesa compensadora e (c) mesa dinamômetro.

O sistema de fixação de corpos de prova, mesa CNC, devido as extensas dimensões que possui, possibilitou reaproveitar três corpos de prova de trabalhos de mestrado/doutorado realizados na Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia. Logo, nesses corpos de prova foi necessário realizar apenas o fresamento dos corpos de prova, a fim de regularizar a superfície de apoio e a superfície a ser posteriormente rosqueada nos testes, de forma a garantir o paralelismo entre estas e retirar a fina camada de óxido que se encontrava depositada sobre as superfícies desses corpos de prova.

A partir da Figura 3.7 pode-se ter uma noção da geometria dos corpos de prova utilizados nos testes quando fixados na mesa CNC.

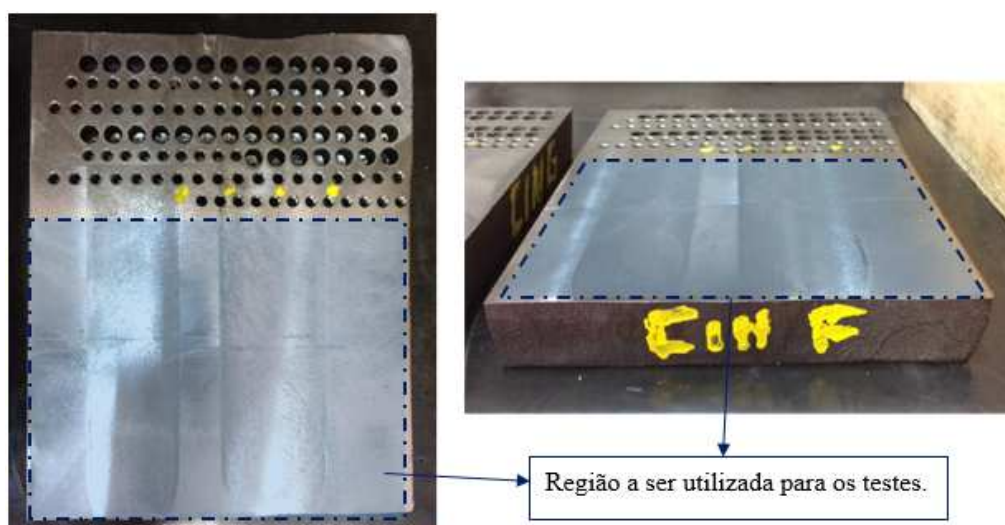


Figura 3.7 – Amostras utilizadas para os testes utilizando o sistema fixação de amostra, mesa CNC.

Enquanto que para fixar os corpos de prova na mesa compensadora, estes tiveram que ser usinados especificadamente em função das dimensões da mesa compensadora, a qual possui quatro eixos guia que limitam o espaço a ser utilizado na superfície desta. A partir da Figura 3.8 pode-se perceber a geometria e as dimensões obtidas para os corpos de prova utilizados nos testes quando fixados na mesa compensadora.

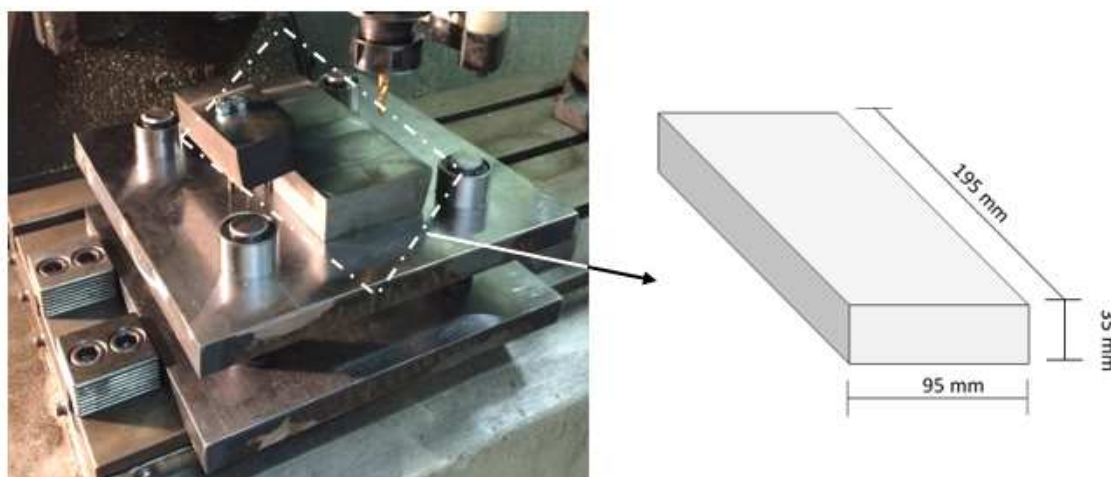


Figura 3.8 – Geometria e dimensões dos corpos de prova utilizados na mesa compensadora.

Já para a fixação dos corpos de prova na mesa do dinamômetro, a usinagem foi pautada nas dimensões da superfície do dinamômetro estacionário. Além dos processos de fresamento e corte, os corpos de prova utilizados para testes fixados a esta mesa tiveram que passar pelo processo de furação (broca de aço rápido com diâmetro de 12 mm), a fim de permitir a fixação adequada dos corpos de prova por meio de dois parafusos de diâmetro de

12 mm com classe de resistência 12.9. A partir da Figura 3.9 é possível perceber a geometria e as dimensões do corpo de prova utilizado nos testes quando fixado a mesa do dinamômetro estacionário.

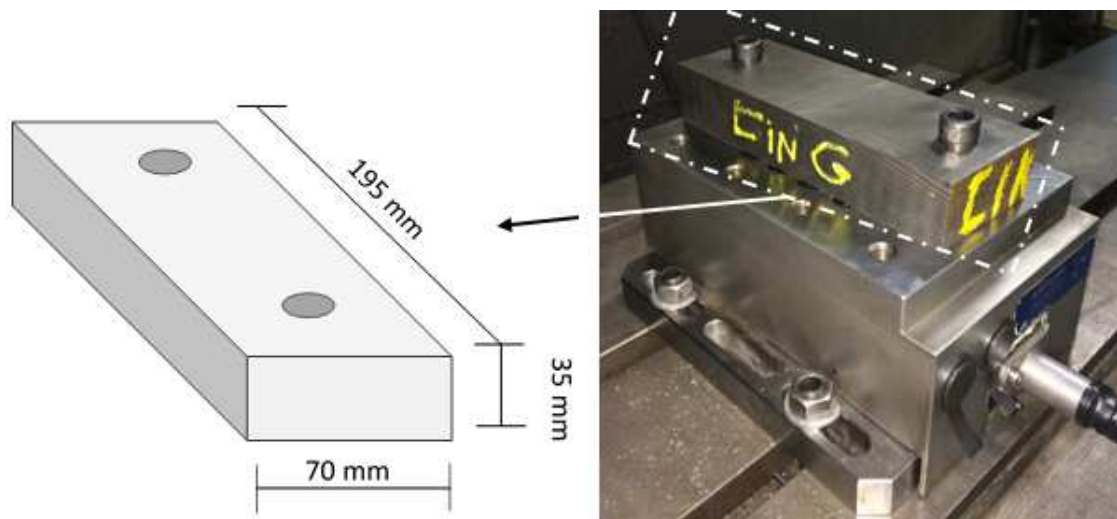


Figura 3.9 – Geometria e dimensões dos corpos de prova utilizados na mesa do dinamômetro estacionário.

3.6 Condições de Usinagem

As condições de usinagem utilizadas no processo de rosqueamento interno com machos de corte estão especificadas na Tabela 3.5, desde a etapa de realização do pré-furo até a fabricação da rosca propriamente dita.

Tabela 3.5 – Condições de usinagem do processo de rosqueamento interno com machos de corte.

Condições de Usinagem	Rotação (N)	Velocidade de Corte (Vc)	Velocidade de Avanço (Vf)	Comprimento Furo / Rosca
Furação	800 rpm	12,57 m/min	90 mm/min	15 mm
Rosqueamento	750 rpm	14,14 m/min	750 mm/min	10 mm

Para o processo de furação a seco, realizado para a fabricação do pré-furo com chanfro, foi utilizado o Ciclo 81 da máquina CNC, enquanto que para o processo de rosqueamento interno com machos de corte utilizou-se o Ciclo 84.

Os valores dos parâmetros de corte (velocidade de corte e velocidade de avanço) para o processo de furação foram definidos em função dos três tipos de ferro fundido utilizados e

da especificação da broca (broca escalonada de metal duro com revestimento TiN e dimensões: Ø5,0 x Ø7,0 x 76 x 38mm). A geometria cônica da broca entre os diâmetros de 7 e 5 mm garantiu uma geometria de chanfro adequada para a abertura das roscas e um diâmetro do furo de 5 mm. A distância entre os centros dos furos foi de 4,5 mm, estabelecida com base nos trabalhos de Reis (2004) e Da Mota (2009). Após realizado o processo de furação nos corpos de prova, todos os furos fabricados foram conferidos com o calibre passa/não passa para furos com diâmetro de 5 mm (Ferriplax 15177).

Já para o processo de rosqueamento os parâmetros de corte foram definidos tendo como base o catálogo de produtos do fabricante OSG de 2012, que por sua vez recomenda uma faixa de velocidades de corte em função do macho de corte utilizado. Logo, a partir de um valor comum de velocidade de corte entre os três tipos de machos de corte (TiN, TiCN e Ni) utilizados nos testes, calculou-se por meio da Eq.(3.2) a rotação a ser aplicada no eixo árvore do centro de usinagem CNC para que fosse realizado adequadamente o processo de rosqueamento sem a utilização de fluido de corte (a seco).

$$V_c = \pi \cdot D \cdot N / 1000 \text{ [m/min]} \quad (3.2)$$

A velocidade de corte mais adequada aos machos de corte, independentemente do tratamento superficial do macho de corte, é de 14m/min, o que consequentemente resulta em uma rotação do eixo árvore da máquina CNC de aproximadamente 750 rpm, conforme foi possível observar na Tabela 3.5.

Para definição dos valores de comprimento do furo (furo cego) e comprimento de rosca utilizou-se como referência o manual técnico da OSG de 1999.

3.7 Sistema de aquisição de dados

As variáveis de saída são basicamente as forças de usinagem e o torque. As forças de usinagem adquiridas neste trabalho foram: forças radiais, F_x e F_y , e a força axial, denominada F_z . O torque ou momento torçor, definido M_z , pode-se dizer que é o resultado da interação das forças de usinagem atuantes nas arestas de corte do macho máquina com o material do corpo de prova à uma determinada distância do centro de giro do macho de corte, ou seja, é basicamente o resultado da resistência que o material do corpo de prova impõe ao ser usinado pelas arestas do macho de corte.

Os sinais das forças de usinagem e torque foram obtidos através de dois sistemas de medição, sendo cada um deles utilizado em função do teste realizado. A partir da descrição

detalhada abaixo é possível entender melhor a utilização destes dois tipos de sistemas de aquisição de dados utilizados nos testes.

a) Testes com o mandril fixo e mandril fixo mais mesa compensadora utilizou-se o dinamômetro rotativo, Kistler modelo 9123C1211, próprio para ferramentas rotativas acoplado ao eixo árvore da máquina. Basicamente, a montagem do sistema de aquisição de sinais se resume ao dinamômetro rotativo Kistler ligado a um condicionador de sinais de multicanais da Kistler modelo 5223 B1 por meio de um cabo também do fabricante Kistler modelo 1677A5, que quando ligado a uma placa de aquisição de sinais da *National Instruments* modelo DAK 6202 e a um *notebook* com o *software Labview* possibilita a interface com o usuário. A Figura 3.10 ilustra a montagem do sistema descrito.

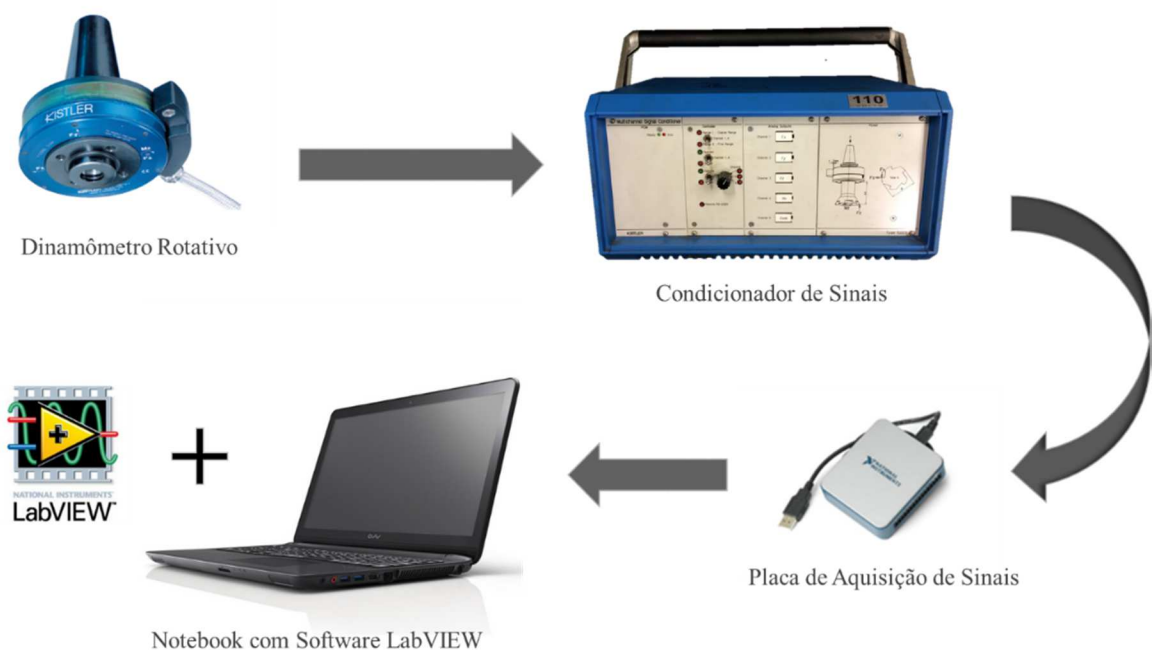


Figura 3.10 – Sistema de aquisição de dados para o sistema de fixação de amostra: mesa CNC ou mesa compensadora.

b) Testes com mandril flutuante utilizou-se o dinamômetro estacionário, Kistler modelo 9265B montado com uma placa de fixação modelo 9443B, que a partir de um cabo do fabricante Kistler modelo 1679A5 (saída de 8 sinais individuais) se liga a uma caixa de distribuição 5407 Kistler, que por sua vez é ligada a dois amplificadores de carga, kistler modelo 5070A (entrada para 4 sinais) e kistler modelo 504E (entrada para 1 sinal), e tem os cabos ligados a placa de aquisição de sinais DAK 6202 que garante a interface com o usuário

por meio do notebook com o software Labview devidamente instalado. A Figura 3.11 ilustra como foi realizada a montagem desse sistema de aquisição de sinais.

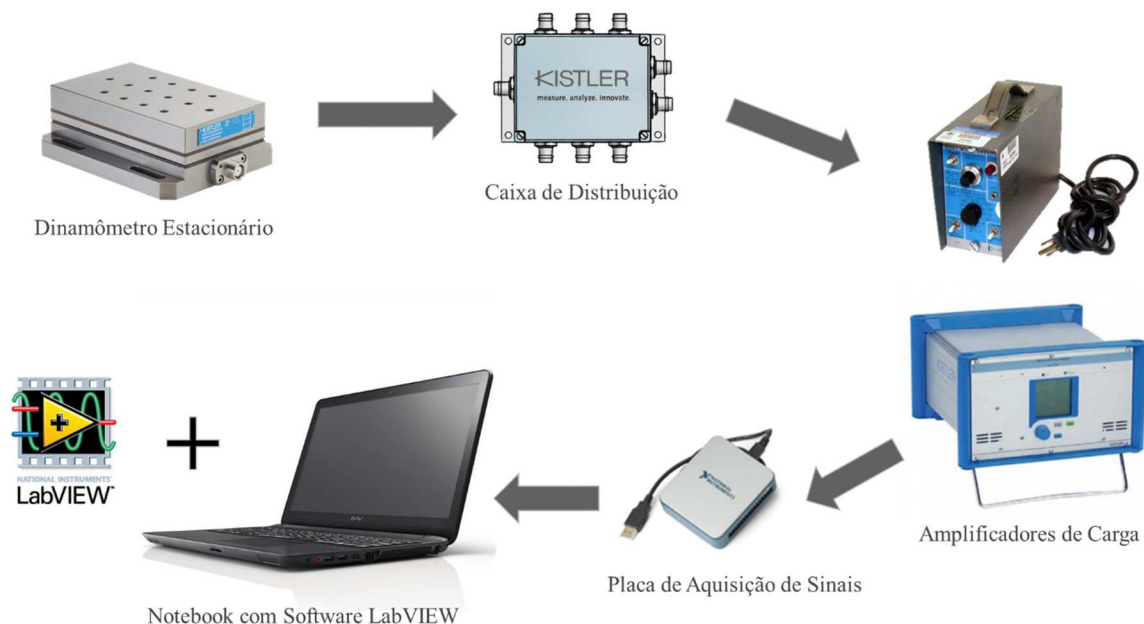


Figura 3.11 – Sistema de aquisição de dados para o sistema de fixação ferramenta/amostra: mandril flutuante – mesa dinamômetro.

A utilização de dois amplificadores, conforme demonstrado na Figura 3.11, foi necessária para a obtenção das componentes individuais de todos esforços de corte envolvidos no processo de rosqueamento: X_{1+2} , X_{3+4} , Y_{1+4} , Y_{2+3} e F_z . Logo, por meio desses amplificadores foram adquiridos cinco sinais e a partir deles calculou-se F_x , F_y e M_z . A variável F_x , foi obtida somando-se os sinais X_{1+2} e X_{3+4} , enquanto que a variável F_y a partir da soma dos sinais Y_{1+4} e Y_{2+3} . Para obtenção da variável M_z utilizou-se fórmula matemática do manual da Kistler, conforme Figura 3.12. A única variável obtida sem a prévia realização de cálculos foi a força axial, F_z , que teve seus sinais somados diretamente pela caixa de distribuição Kistler.

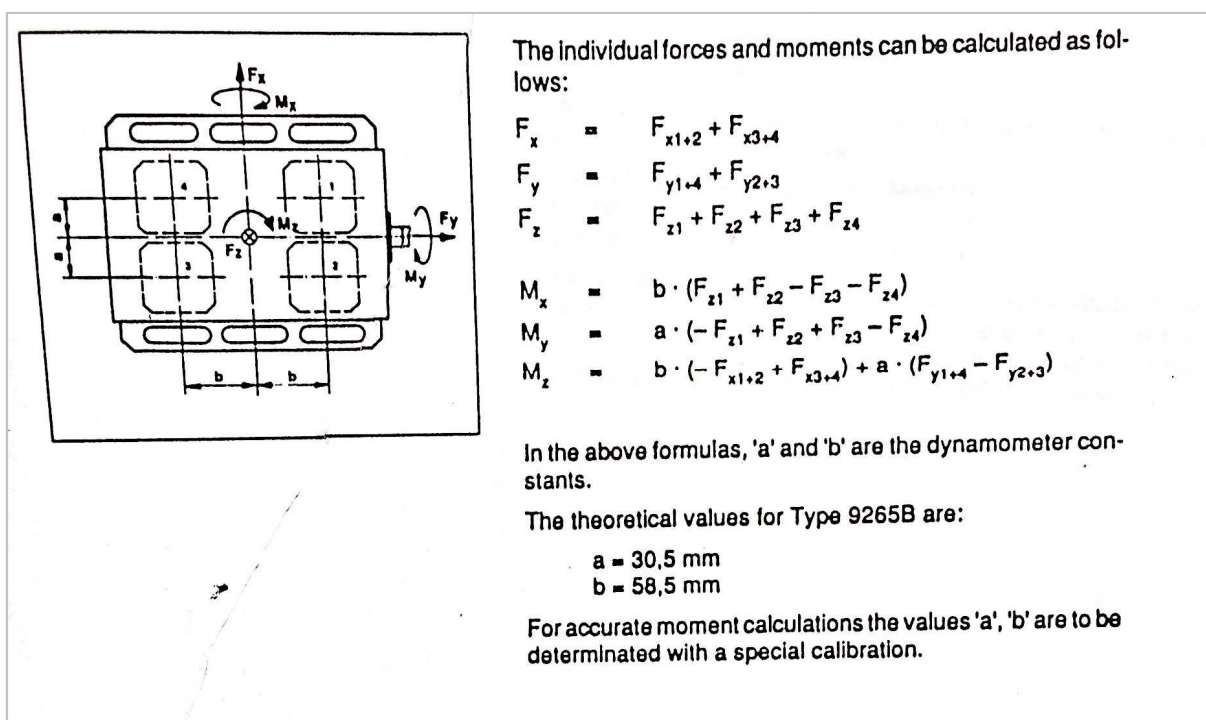


Figura 3.12 - Fórmula matemática para cálculo do torque (Kistler, 2006).

Será possível perceber ao longo do trabalho, alguns gráficos em séries temporais. Estes gráficos foram obtidos por meio da coleta de dados sequenciais ao longo do tempo, ou seja, é basicamente construir um gráfico com os dados, gerados pelo sistema de medição, em função do tempo, que neste caso é função da frequência de aquisição dos dados. A taxa de aquisição dos dados utilizada neste trabalho foi de 1kHz, ou seja, a cada 0,001 s eram adquiridos valores das variáveis de saída. A partir da representação gráfica em série temporal foi possível a identificação de padrões de comportamento, tendências, sazonalidades e até identificar problemas no processo devido ao comportamento fora do padrão.

Para uma melhor visualização gráfica do comportamento das variáveis de saída ao longo do tempo optou-se por utilizar a média móvel, que permite a criação de uma sequência temporal suavizada e de melhor visualização. Para tanto, utilizou-se as médias móveis de 20, 50 e 10 dados para F_z , F_x e F_y , e M_z , respectivamente, uma vez que foram os valores que mais se adequaram ao perfil do comportamento de cada uma destas variáveis de saída. Estes valores adotados para as médias móveis garantiram um comportamento muito próximo ao comportamento real das variáveis de saída.

Foram realizadas as análises de séries temporais em todos os testes, a fim de detectar alguma anormalidade no processo que não fosse condizente com o padrão teórico e prático registrado na literatura. Porém, a fim de não sobrecarregar o trabalho com uma grande quantidade de figuras, para análise do comportamento das variáveis de saída ao longo do

tempo será divulgado neste trabalho apenas os dados dos testes utilizando machos de corte nitretados (Ni) novos usinando corpos de prova de ferro fundido cinzento FC300+Mo com os sistemas de indexação de ferramentas de corte: mandril fixo mais mesa compensadora, mandril fixo e mandril flutuante. Entretanto, para análise do comportamento individual das variáveis de saída, força axial (F_z), forças radiais (F_x , F_y), e torque (M_z) utilizou-se apenas os resultados do sistema de indexação de ferramentas de corte, mandril fixo.

3.8 Avaliação da qualidade das roscas usinadas

Como resultado concreto dos testes de rosqueamento interno com machos de corte obteve-se 9 corpos de prova de ferro fundido cinzento (1/3 do total dos corpos de prova era FC250, 1/3 do total FC300+Mo e o restante FC300+Mo(RG)) com 9 furos rosqueados cada, sendo que a cada 3 furos rosqueados em um mesmo corpo de prova trocava-se o macho de corte por outro com diferente tratamento superficial, ou seja, cada corpo de prova tinha os 9 furos rosqueados por três machos de corte com diferentes tratamentos superficiais (TiN, Ni e TiCN).

Para avaliar a qualidade das roscas fabricadas utilizou-se inicialmente o calibre passa/não passa para rosca, M6 x 1,0 6H - Ferriplax 19264. O calibre, também denominado calibrador, é um padrão geométrico corporificado que permite avaliar rapidamente se a geometria da rosca atende aos requisitos dimensionais de projeto, não sendo assim necessário realizar a medição de todos os parâmetros da rosca.

Os filetes de rosca também foram avaliados por meio de fotografias das amostras dos corpos de prova, as quais foram obtidas com um aumento de 15 vezes por meio do microscópio ótico Olympus SZ61 com luzes Olympus LG-PS2. Para avaliação qualitativa dos filetes de rosca foram considerados os seguintes fatores: a geometria dos filetes de rosca, a presença de partículas de ferro fundido cinzento remanescentes e a presença de descontinuidades do material ao longo dos filetes de rosca; possibilitando assim análise visual mais orientada das 27 amostras de filetes de rosca.

A Figura 3.13 ilustra melhor a estes dois métodos utilizados para avaliação da qualidade das roscas geradas pelo processo de rosqueamento interno com machos de corte.

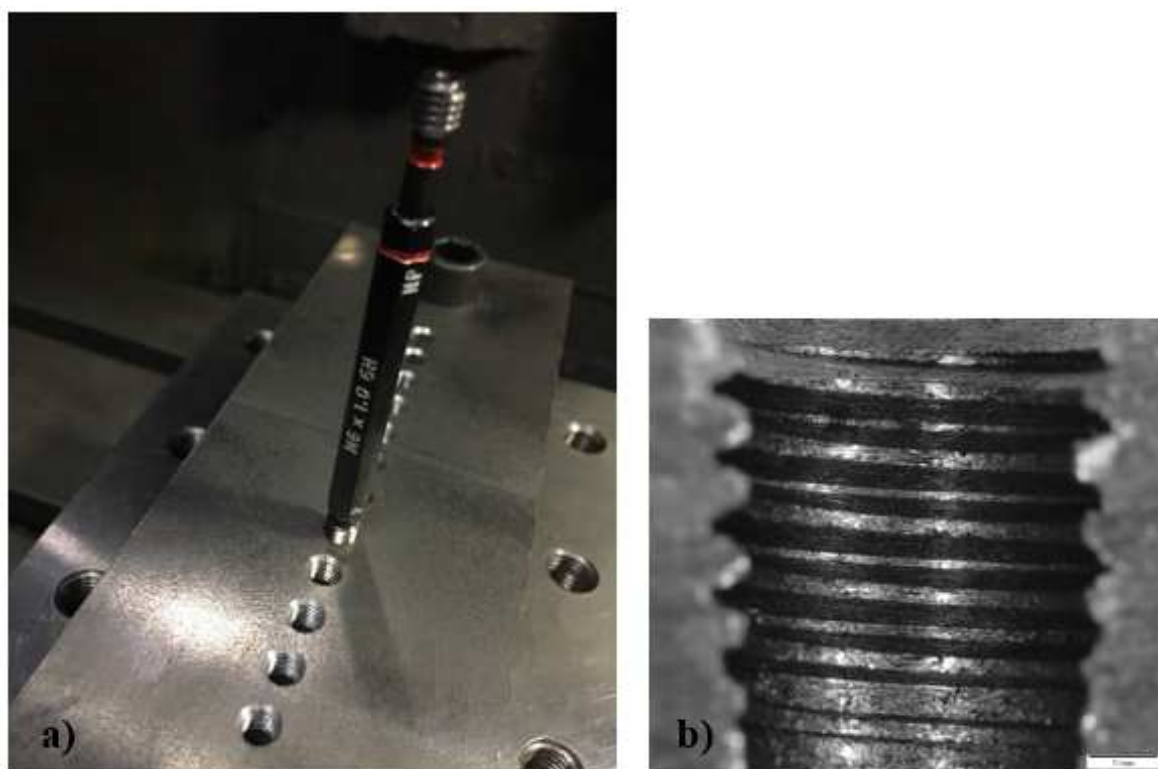


Figura 3.13 – Avaliação da qualidade das roscas: (a) por meio do calibre passa/não passa M6 x 1,0 6H da Ferriplax e (b) de forma visual a partir de fotografias das amostras dos corpos de provas obtidas por meio de microscópio óptico.

Além destas formas de avaliação e em função dos equipamentos disponíveis foi utilizado uma outra técnica que se baseia em um processo de moldagem. Para realização da moldagem dos filetes de rosca das amostras (Figura 3.14) foi utilizado um silicone de adição com nanotecnologia (Adsil Soft+Putty do fabricante Coltene), silicone este comumente utilizado pela área de odontologia, na maioria das vezes aplicado para criar uma impressão negativa dos dentes e das arcadas dentárias. Este silicone foi o que mais se adequou ao processo de avaliação das roscas, uma vez que ele gera um negativo com uma ótima rigidez e é muito fiel aos traços dos filetes de rosca, ou seja, pode-se dizer que o negativo de silicone gerado é fidedigno a amostra de filetes de rosca avaliada.

Para tanto são misturadas duas massas, base e catalisador, em proporções iguais por até 30 segundos. Após obter uma massa de coloração homogênea e respeitado o intervalo de tempo definido pelo fabricante pode-se moldar a amostra de rosca, obtida após um corte transversal do corpo de prova de ferro fundido cinzento. O processo de corte transversal dos corpos de prova foi realizado por meio da máquina serra de fita horizontal FM 20 – FRANHO. Após o período de cura da massa de silicone que está sobre pressão na amostra de rosca obtém-se um negativo dos filetes de rosca da amostra. Logo, o processo de moldagem através

da massa de silicone é responsável por gerar um produto, o qual foi denominado neste trabalho de negativo de silicone, que é basicamente a representação espelho dos filetes de rosca da amostra. Todo este processo está representado na Figura 3.14.

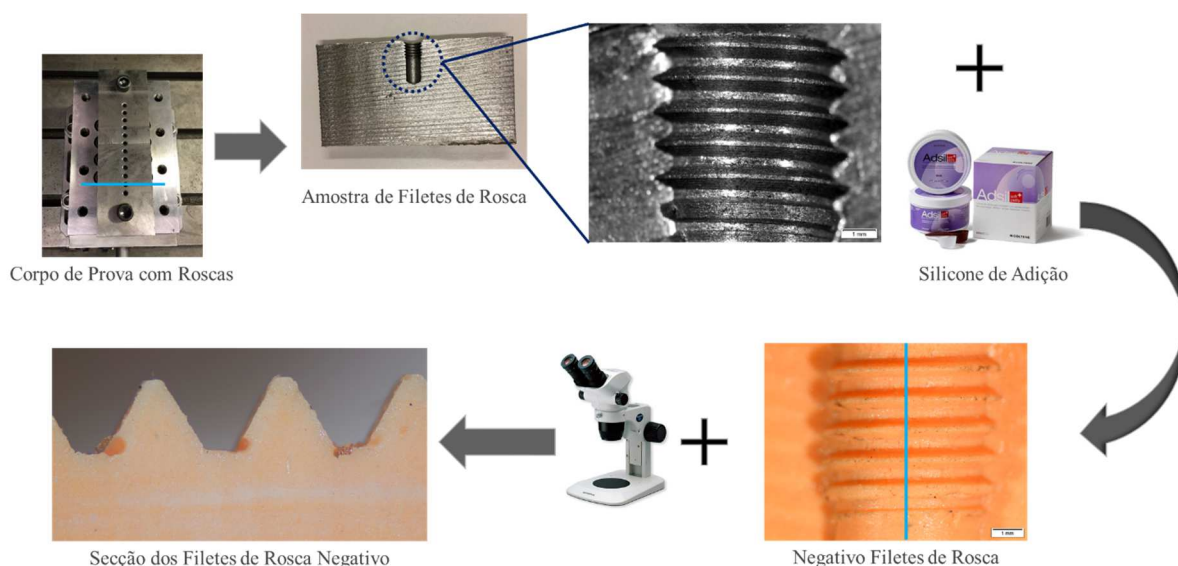


Figura 3.14 – Processo para avaliação da qualidade dos filetes de rosca dos negativos de silicone.

A partir do negativo de silicone dos filetes de rosca gerado já é possível realizar uma avaliação qualitativa da integridade e geometria dos filetes de rosca helicoidais da amostra. Presumia-se que após realizar um corte longitudinal deste negativo de silicone e com o auxílio do microscópio ótico (Olympus SZ61 com luzes Olympus LG-PS2) seria possível avaliar qualitativa e quantitativamente o perfil dos filetes de rosca, possibilitando principalmente a realização de medições dos principais parâmetros dimensionais de uma rosca e posterior comparação com os valores teóricos. Neste trabalho, os parâmetros medidos para determinação da qualidade de rosca foram: passo e altura do filete de rosca. Foram realizadas três medições para cada parâmetro avaliado e posteriormente calculado a média para comparação entre as roscas geradas e avaliadas.

Em testes preliminares também foi testado o silicone de condensação Clonage do fabricante Nova DFL, no entanto o negativo gerado por este tipo de silicone é muito flexível, ou seja, não tinha uma resistência mecânica adequada para ser cortado longitudinalmente, além do fato que o negativo dos filetes de rosca gerado não representava bem os filetes de rosca da amostra avaliada, o que poderia interferir negativamente nos resultados obtidos pelo processo de medição das roscas do negativo.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados dos testes de rosqueamento interno com os machos de corte tratados superficialmente e utilizados em combinação com diferentes sistemas de indexação de ferramentas de corte. Para tanto, avaliou-se as forças de usinagem (F_x , F_y e F_z) e o torque (M_z) em séries temporais e os resultados de força axial e torque em cada uma das etapas do processo de rosqueamento em função das variáveis de entrada (material do corpo de prova, tratamento superficial do macho de corte e sistema de indexação da ferramenta de corte). Além disso, avaliou-se também, de forma qualitativa, as roscas fabricadas no material, ferro fundido cinzento.

4.1 Avaliação das variáveis de saída em séries temporais

As análises de séries temporais das variáveis de saída permitiram definir se o comportamento destas estavam de acordo ou não com o padrão de comportamento relatado na literatura. Sendo assim, nesta seção do trabalho serão expostos alguns gráficos que representam as variáveis de saída (F_x , F_y , F_z e M_z) ao longo do tempo do processo de rosqueamento interno.

4.1.1 Força Axial

A força axial (F_z) tem grande importância para o entendimento do processo de rosqueamento. Esta força está diretamente associada ao movimento de avanço do macho de corte e apresenta magnitude média significativamente superior às forças radiais (F_x e F_y). Pode-se dizer que um dos principais fatores que afetam o comportamento da força axial é o erro de sincronismo entre movimento de avanço e rotação do macho de corte.

A partir da Figura 4.1 é possível perceber as diferentes etapas do processo de rosqueamento interno com mandril fixo em um corpo de prova de ferro fundido cinzento (FC300 com Molibidênio) que foi fixado na própria mesa da máquina CNC.

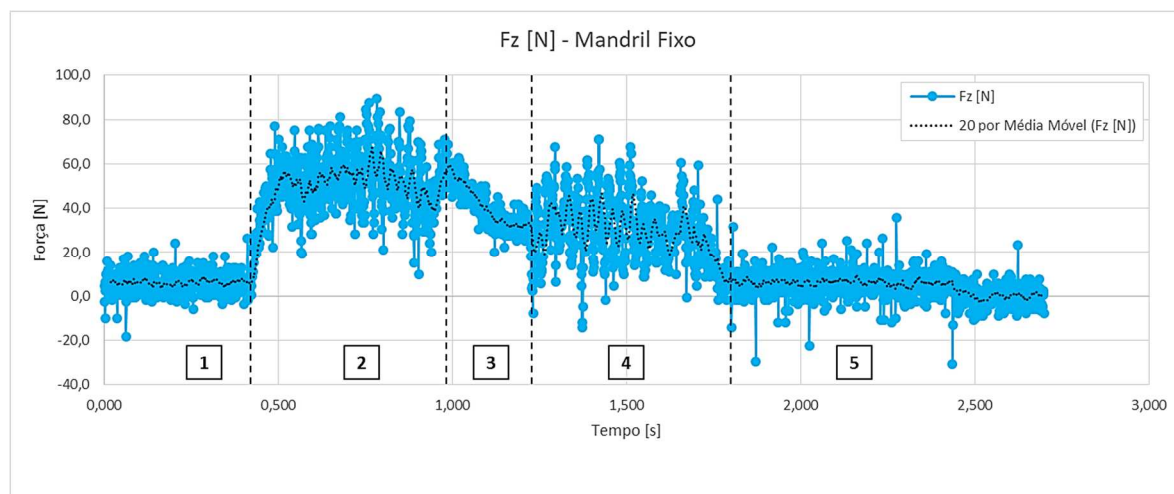


Figura 4.1 – Comportamento da Força Axial (F_z) durante o processo de rosqueamento interno de um corpo de prova de ferro fundido cinzento (FC300 com molibdênio) utilizando-se o mandril fixo com macho de corte nitretado (Ni).

Nota-se que há cinco regiões bem definidas no gráfico da Figura 4.1. A primeira região, onde os valores da média móvel (20 dados) estão próximos de zero, sem variação significativa, representa o período em que o macho de corte gira livremente fora do furo. A segunda região, na qual percebe-se um aumento significativo dos valores de F_z e logo após, uma grande variação do sinal, é a etapa de usinagem, em que o macho de corte avança progressivamente sobre o furo, iniciando o corte do material com a região cônica até atingir a região cilíndrica, região esta que é responsável por propiciar o acabamento final ao filete de rosca. Nesta região, os filetes do macho de corte estão sujeitos às forças de tração, resultantes da ação de reação do corpo de prova, que está sujeito a forças de compressão pelo macho de corte. A terceira região do gráfico, que mostra o sinal de F_z decrescente é a etapa de parada, em que o macho de corte não avança e não rotaciona, esta etapa permite a inversão do sentido de giro da rotação da ferramenta de corte. A quarta região é a etapa de saída, que mostra o sinal da força axial variando de forma muito semelhante à segunda região do gráfico (etapa de usinagem), é a etapa em que o macho de corte com a rotação invertida sai do furo recém rosqueado. A variação do sinal nesta região está muito relacionada aos impactos que o macho de corte sofre com os cavacos remanescentes no furo e ao atrito das superfícies do macho de corte com os filetes de roscas recém usinados. Os impactos e atrito gerados estão provavelmente relacionados ao erro de sincronismo entre movimento de avanço e rotação do eixo árvore. A quinta região, em que o sinal de força axial varia pouco e tem valores próximo a zero, é a etapa em que o macho de corte se encontra rotacionando fora do furo recém rosqueado.

4.1.2 Forças Radiais

As forças radiais (F_x e F_y) atingem valores relativamente menores que a força axial (F_z), porém diferentemente da força axial nas etapas de usinagem e saída, as forças radiais possuem comportamento cíclico. Conforme pode ser observado na Figura 4.2 os sinais de F_x e F_y apresentam, na etapa de usinagem e saída, picos aproximadamente três vezes menores que os valores máximos de força axial (F_z) apresentados anteriormente. Deve-se ressaltar que as figuras que representam o comportamento da força axial e das forças radiais estão em escalas diferentes, a fim de proporcionar uma visualização mais adequada do comportamento da variável.

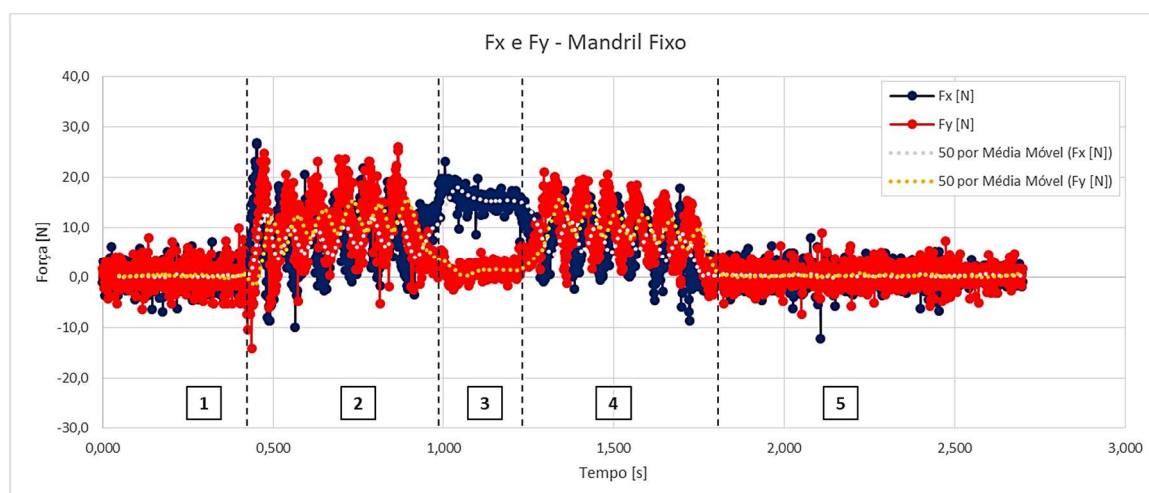


Figura 4.2 – Comportamento das Forças Radiais (F_x e F_y) durante o processo de rosqueamento interno de um corpo de prova de ferro fundido cinzento (FC300 com molibdênio) utilizando-se o mandril fixo com macho de corte nitretado (Ni).

Semelhante ao que acontece no gráfico da força axial (F_z) é possível perceber na Figura 4.2 referente às forças radiais que também há cinco regiões bem definidas. A primeira região, onde os valores da média móvel (50 dados) estão praticamente zerados sem nenhuma variação significativa, representa o período em que o macho de corte gira livremente fora do furo. A segunda região é a etapa de usinagem, na qual percebe-se uma variação cíclica dos valores de F_x e F_y . Esta etapa representa o período em que o macho de corte entra no furo usinando o corpo de prova e gerando os filetes de rosca até atingir o comprimento de rosca desejado, que neste trabalho foi de 10 mm. A terceira região, onde os sinais das forças radiais permanecem praticamente constantes, é a etapa de parada, onde o macho de corte cessa o movimento de rotação e se prepara para ter o sentido de rotação invertido. A quarta região é

a etapa de saída, onde os sinais das forças radiais voltam a variar de forma cíclica. Já a quinta região, onde os sinais das forças radiais voltam para valores muito próximos de zero, é o período em que o macho de corte se encontra girando livremente fora do furo rosqueado.

Conforme Manual Kistler (2006), quando utilizado ferramentas de corte com mais de uma aresta cortante a interpretação dos dados das forças radiais fica comprometida, devendo-se discutir neste caso apenas sobre os dados referentes a força axial e torque. Quando utilizado esses dinamômetros entende-se então que as forças radiais podem ser analisadas com maior confiabilidade quando os processos de usinagem forem realizados com ferramentas de corte com apenas uma aresta de corte. Apesar do exposto neste trabalho, por questão de comparação, ainda serão avaliadas as forças radiais ao longo do tempo entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte, conforme item 4.1.4. No entanto, os dados de forças radiais não serão avaliados em função das variáveis de entrada do processo de rosqueamento interno.

4.1.3 Torque

Com base na Figura 4.3, assim como nos gráficos das forças radiais e axial, é possível perceber as regiões que representam de forma bem definida, as principais etapas do processo de rosqueamento.

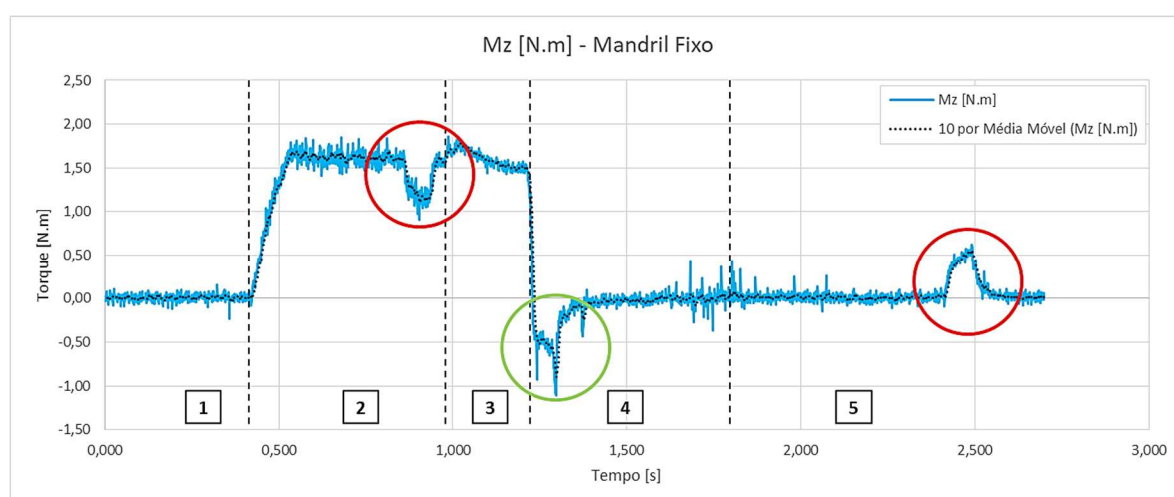


Figura 4.3 – Comportamento do torque (Mz) durante o processo de rosqueamento interno com mandril fixo e macho de corte nitretado em uma amostra de ferro fundido cinzento (FC300 com Molibidênio).

A região 2 é conhecida como etapa de usinagem, enquanto que a região 4 representa a etapa de saída. A região 3, intermediária as regiões 2 e 4, representa a etapa de parada.

Esta região, como pode-se perceber no gráfico é muito semelhante ao apresentado também na região 3 do gráfico de força axial (Figura 4.1).

O sinal do torque apresenta valores que variam entre positivo e negativo, na etapa de usinagem e de saída, respectivamente. Esta variação se deve basicamente ao fato do torque atuante na ferramenta mudar de sentido em função da inversão do sentido de giro do macho de corte que ocorre entre a etapa de usinagem e saída.

O gráfico de sinal de torque (M_z) da Figura 4.3 possibilita distinguir ainda outras regiões, destacadas pelos círculos de cores vermelho e verde. As duas regiões delimitadas pelos círculos vermelhos representam o efeito da desaceleração da rotação e parada do macho de corte, a primeira, durante a etapa de usinagem quando o macho de corte atinge o final do comprimento rosqueado, e a outra região, quando o macho de corte após completar todo o processo de rosqueamento interno cessa o movimento de rotação. Percebe-se que o comportamento do sinal gerado nestas duas regiões delimitadas pelos círculos vermelhos é muito semelhante, porém com concavidades invertidas, isto pode estar relacionado ao fato das rotações estarem em sentidos contrários em cada um dos círculos vermelho analisados. No primeiro círculo vermelho, na etapa de usinagem, o macho de corte esta com a rotação no sentido horário, já no segundo círculo vermelho, após a etapa de saída, o macho de corte esta com a rotação no sentido anti-horário. Já a região delimitada pelo círculo verde se encontra na etapa de saída do macho de corte do processo de rosqueamento interno e pode ser resultado principalmente da influência direta do erro de sincronismo entre os movimentos de rotação e avanço do conjunto sistema de indexação da ferramenta e eixo árvore, além da presença de cavacos remanescentes no furo cego também poder estar contribuindo para esse maior valor do torque em módulo. O sinal de torque na etapa de saída decresce de forma abrupta, visto que há uma aceleração da rotação do macho de corte no sentido contrário a etapa de usinagem, atingindo com a utilização do mandril fixo valores de torque negativos.

4.1.4 Comparação do comportamento das variáveis de saída entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte

Após realizado os testes em outros sistemas de indexação de ferramentas de corte e mantendo o mesmo material do corpo de prova e macho de corte (Ni), observa-se que as variáveis de saída apresentam comportamentos diferentes ao longo do tempo.

A partir da Figura 4.4 (b) é possível perceber que na etapa de usinagem os valores de força axial (F_z), quando utilizado o mandril fixo mais mesa compensadora, são muito pequenos se comparado aos valores de força axial obtidos com a utilização do mandril flutuante ou do mandril fixo. Enquanto que durante a etapa de saída, conforme pode ser

observado na Figura 4.4 (c), é o mandril flutuante que apresenta o menor valor médio de F_z entre todos os sistemas de indexação de ferramentas de corte avaliados.

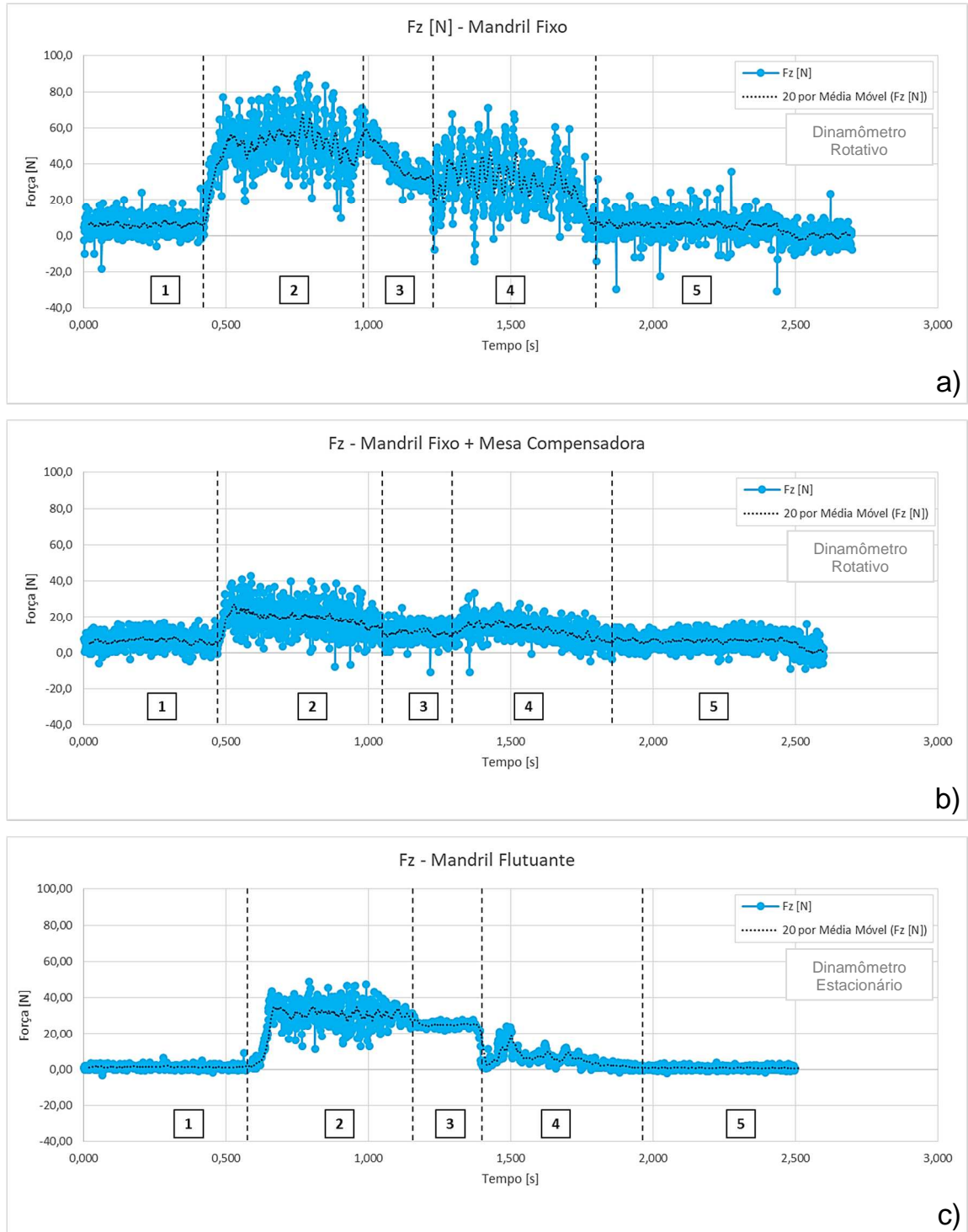


Figura 4.4 – Comparação do comportamento da Força Axial (F_z) ao longo do tempo entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte: (a) mandril fixo, (b) mandril fixo mais mesa compensadora e (c) mandril flutuante.

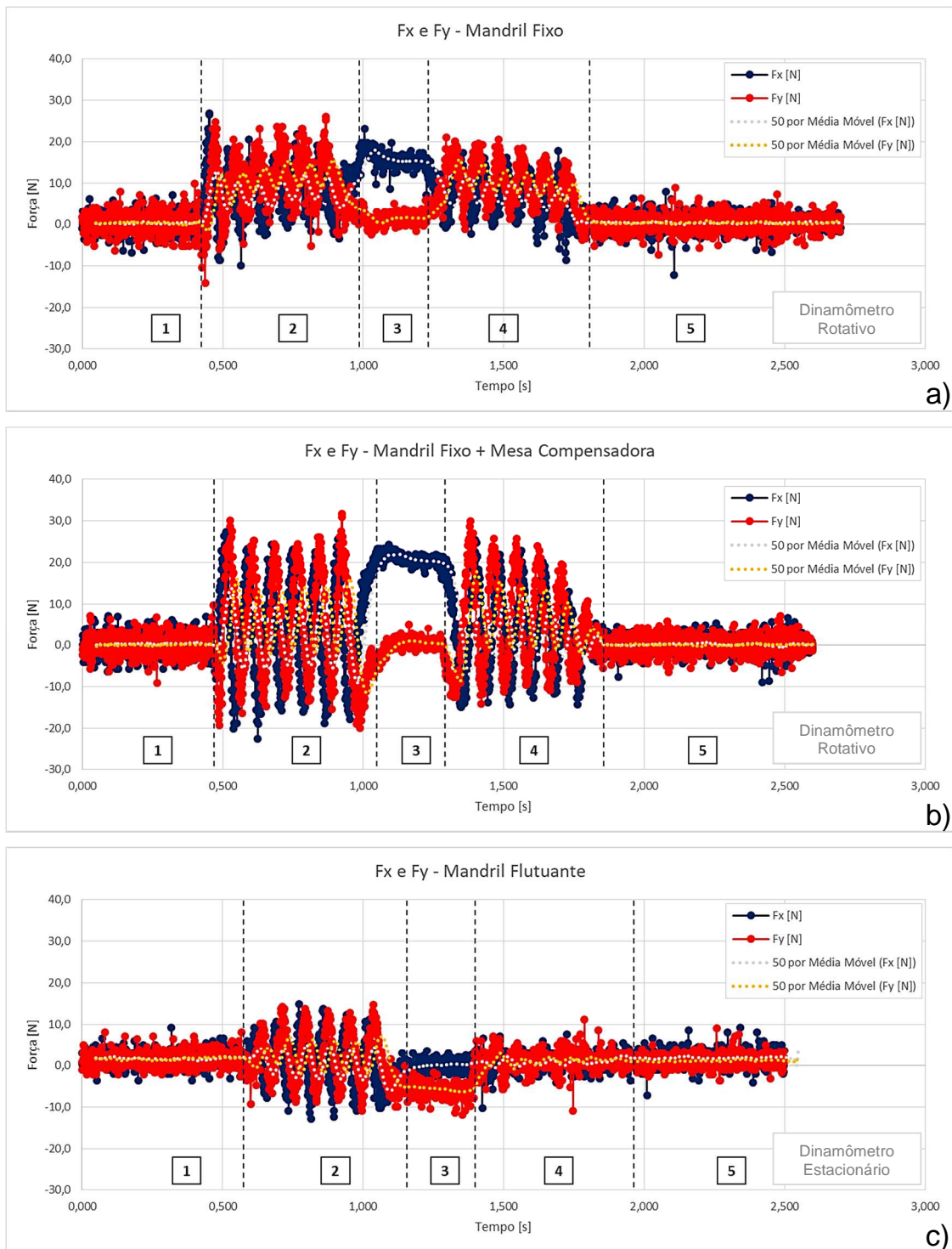


Figura 4.5 – Comparação entre o comportamento das Forças Radiais (F_x e F_y) ao longo do tempo entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte: (a) mandril fixo, (b) mandril fixo mais mesa compensadora e (c) mandril flutuante.

Porém, quando avaliado o comportamento das forças radiais (F_x e F_y) em função do sistema de indexação de ferramentas de corte, percebe-se que tanto na etapa de usinagem quanto na etapa de saída os sinais obtidos utilizando o mandril fixo mais mesa compensadora

apresentaram as maiores amplitudes médias ($\approx 50\text{N}$) em relação aos outros sistemas, mandril flutuante e mandril fixo, conforme Figura 4.5.

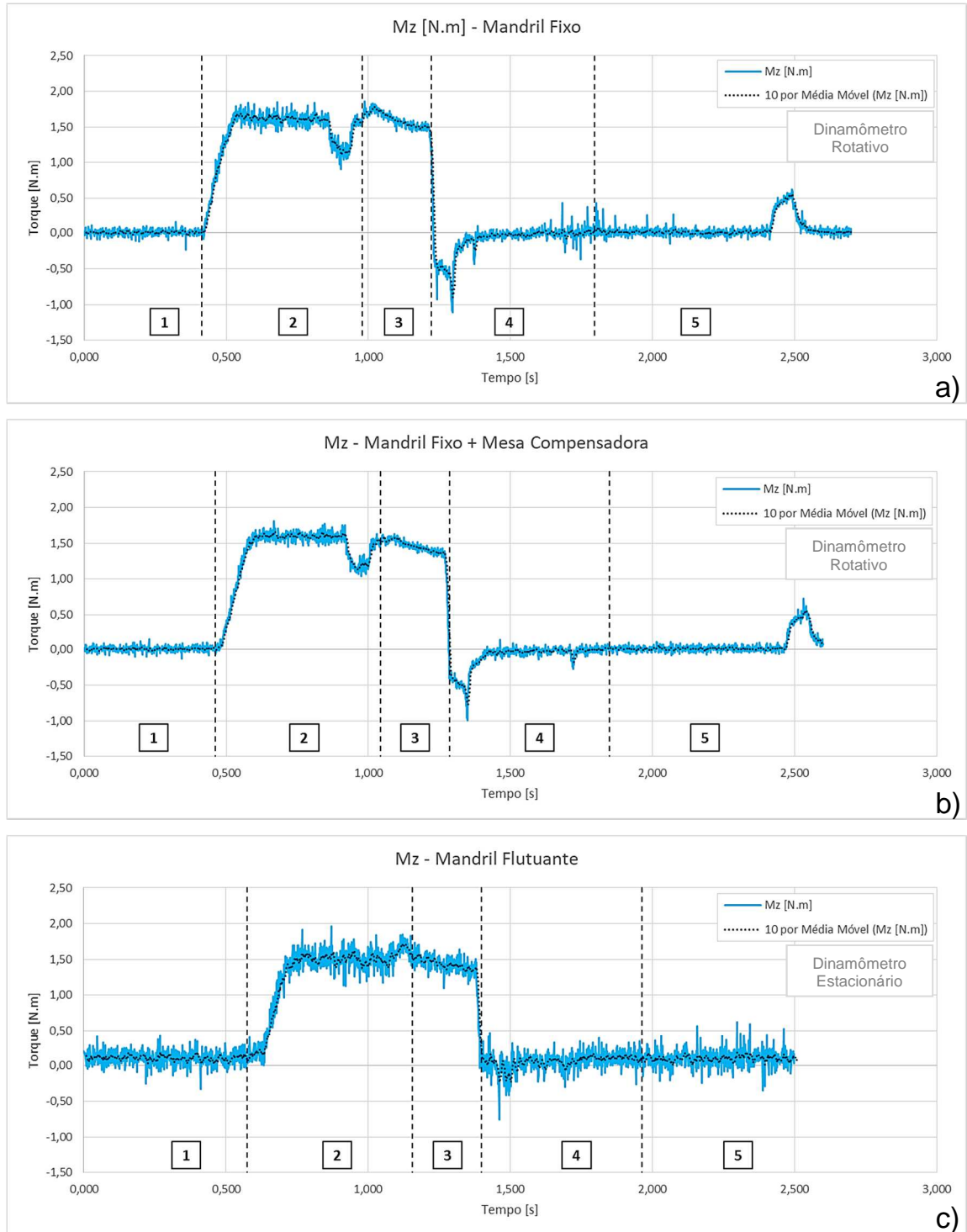


Figura 4.6 – Comparação do comportamento do Torques (M_z) ao longo do tempo entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte: (a) mandril fixo, (b) mandril fixo mais mesa compensadora e (c) mandril flutuante.

Os sinais de torque (M_z), assim como os sinais de força axial e forças radiais, foram obtidos por meio dos sistemas de medição denominados dinamômetros. Quando utilizado o mandril fixo ou o mandril fixo mais mesa compensadora utilizou-se o dinamômetro rotativo para a medição das forças de usinagem. No entanto, para o mandril flutuante necessitou-se utilizar o dinamômetro estacionário, uma vez que o sistema do dinamômetro rotativo não permite se acoplar ao mandril flutuante.

No geral, neste primeiro momento, os sinais de torque não apresentaram em função do sistema de indexação de ferramentas de corte alterações de comportamento significativas durante as diversas etapas do processo de rosqueamento, exceto pelo fato que no mandril flutuante, durante a etapa de saída, percebe-se que o sinal de torque não atinge muitos valores negativos, o que consequentemente permite que o valor médio de torque calculado seja positivo, diferentemente dos valores médios de torque obtidos para os outros sistemas de indexação de ferramentas de corte, mandril fixo e mandril fixo mais mesa compensadora, que apresentam como resultado valores médios negativos. Devido aos diferentes sistemas de medição de forças de usinagem utilizados, dinamômetro rotativo e dinamômetro estacionário, percebe-se que no gráfico de torque do mandril flutuante não é possível perceber as regiões de desaceleração e aceleração de rotação do macho de corte já mencionadas no item 4.1.3.

Pode-se entender assim que a utilização da mesa compensadora combinada com o mandril fixo tem pouca influência no sinal de torque (M_z), sendo este praticamente o mesmo de quando utilizado apenas o mandril fixo. Em contrapartida, na etapa de saída, quando utilizado o mandril flutuante o comportamento do sinal de torque destoa significativamente dos outros sistemas de indexação de ferramentas de corte, apresentando praticamente só valores positivos nesta etapa. Conforme visto na revisão bibliográfica é importante salientar que é durante a etapa de saída que ocorre a maioria das falhas dos machos de corte em operação, logo quanto menor forem as variações de torque envolvidas nesta etapa entende-se que menos solicitado mecanicamente será o macho de corte, ou seja, menor a probabilidade deste macho de corte falhar prematuramente.

4.2 Avaliação do torque e da força axial em função das variáveis de entrada do processo de rosqueamento interno

Após as variáveis de saída serem avaliadas em séries temporais, observa-se nos itens a seguir as análises do torque e da força axial em função dos valores de média e desvio padrão.

4.2.1 Avaliação do torque e da força axial em cada uma das etapas do processo de rosqueamento interno

A partir da Figura 4.7 é possível perceber que a força axial, independentemente das variáveis de entrada, apresenta o menor valor médio na etapa de saída, condizendo com o que foi apresentado por Reis et al. (2004). Entende-se que na etapa de saída o macho de corte não realiza usinagem do material, ele apenas sai do furo recém rosqueado com o sentido de rotação invertido à etapa de usinagem. Supõe-se que o resultado de força axial gerados nesta etapa ($18,68 \pm 10,27$ N) se deve principalmente ao erro de sincronismo entre os movimentos de rotação e avanço do conjunto eixo árvore da máquina CNC e sistema de indexação da ferramenta de corte com macho de corte. Entende-se que devido ao erro de sincronismo durante a etapa de saída há o contato mais intenso das superfícies do macho de corte com os filetes de rosca recém usinados na etapa de usinagem, o que poderia estar dificultando de forma significativa o movimento de saída do macho de corte do furo rosqueado.

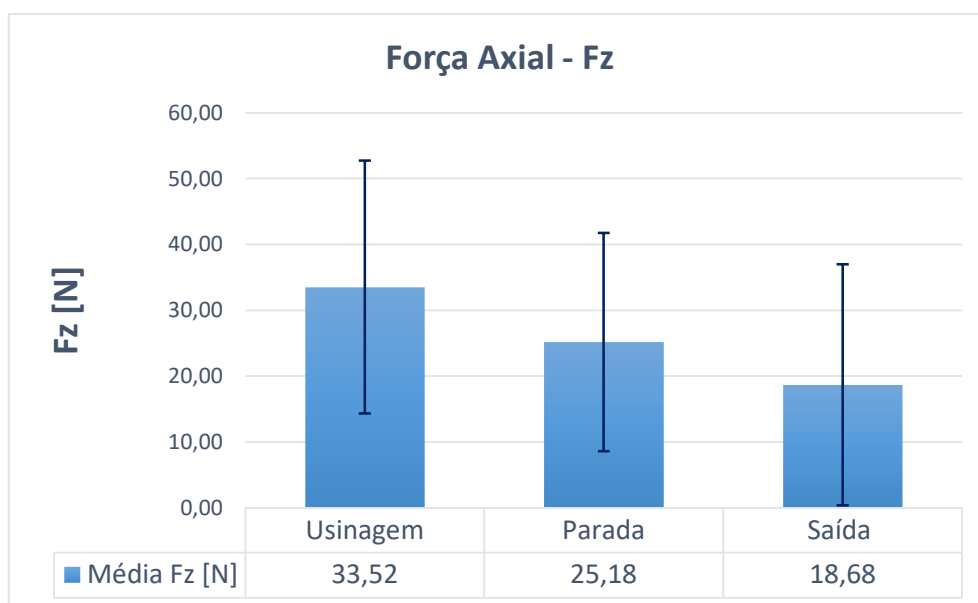


Figura 4.7 – Avaliação da força axial (F_z) de acordo com as etapas do processo de rosqueamento interno com machos de corte.

A força axial média da etapa de usinagem é aproximadamente 44% maior do que o valor apresentado na etapa de saída. A maior magnitude do resultado da força axial na etapa de usinagem ($33,52 \pm 19,20$ N) se deve ao fato de que nesta etapa ocorre a usinagem propriamente dita do material do corpo de prova, além da provável contribuição do erro de sincronismo entre os movimentos de rotação e avanço.

O torque, independentemente das variáveis de entrada, apresenta como pode-se perceber pela Figura 4.8, na etapa de usinagem, um resultado igual a $1,52 \pm 0,15$ N.m, enquanto que na etapa de saída o resultado do torque é igual a $-0,01 \pm 0,34$ N.m. Como era esperado o torque na etapa de saída é aproximadamente igual a zero, pois na etapa de saída, independentemente das variáveis de entrada, não há usinagem propriamente dita do corpo de prova, ou seja, há apenas deformação plástica dos filetes de rosca durante a saída do macho de corte do furo rosqueado.

Quando avaliado o valor do desvio padrão entre as três etapas do processo de rosqueamento, percebe-se que na etapa de saída há o maior valor de desvio padrão de Mz (0,34 N.m), entende-se que este maior valor está relacionado principalmente aos cavacos remanescentes no furo, provenientes da etapa de usinagem, que entram em contato pontual com as superfícies do macho de corte dificultando de forma intermitente a rotação deste durante a saída do furo rosqueado.

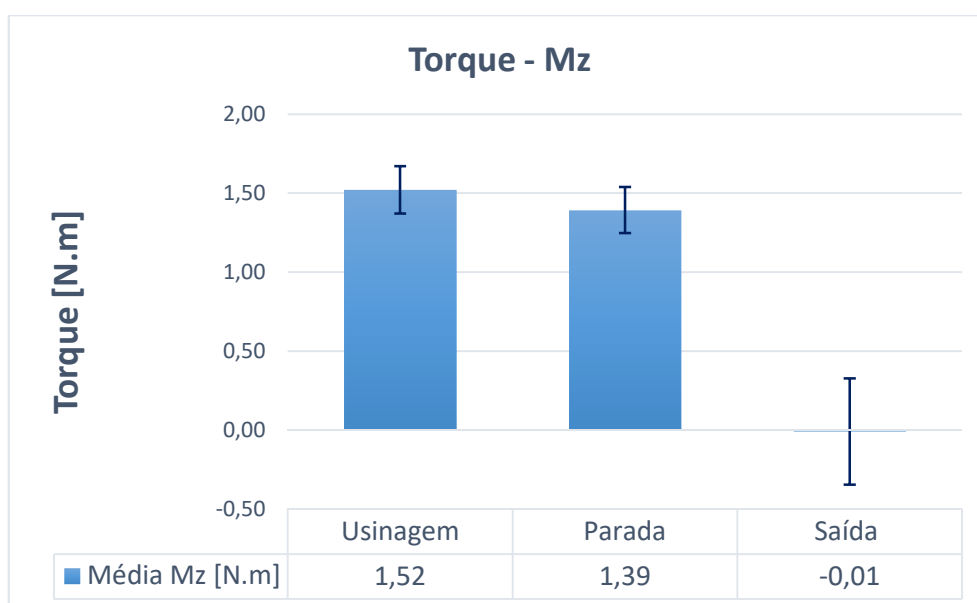


Figura 4.8 – Avaliação do torque (Mz) de acordo com as etapas do processo de rosqueamento interno com machos de corte.

A etapa de parada, que é basicamente uma etapa intermediária entre as etapas de usinagem e saída, não será objeto de avaliação neste trabalho tendo em vista que não contribui de forma significativa para um melhor entendimento do processo de rosqueamento interno.

4.2.2 Avaliação do torque e da força axial em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte

Percebe-se a partir da Figura 4.9 que independentemente do tipo de material do corpo de prova e do tratamento superficial dos machos de corte os sistemas, o mandril fixo mais mesa compensadora e o mandril flutuante apresentam nas etapas de usinagem e saída os melhores resultados de força axial (F_z), ou seja, nestes dois sistemas de indexação de ferramentas de corte obteve-se os menores valores médios de força axial.

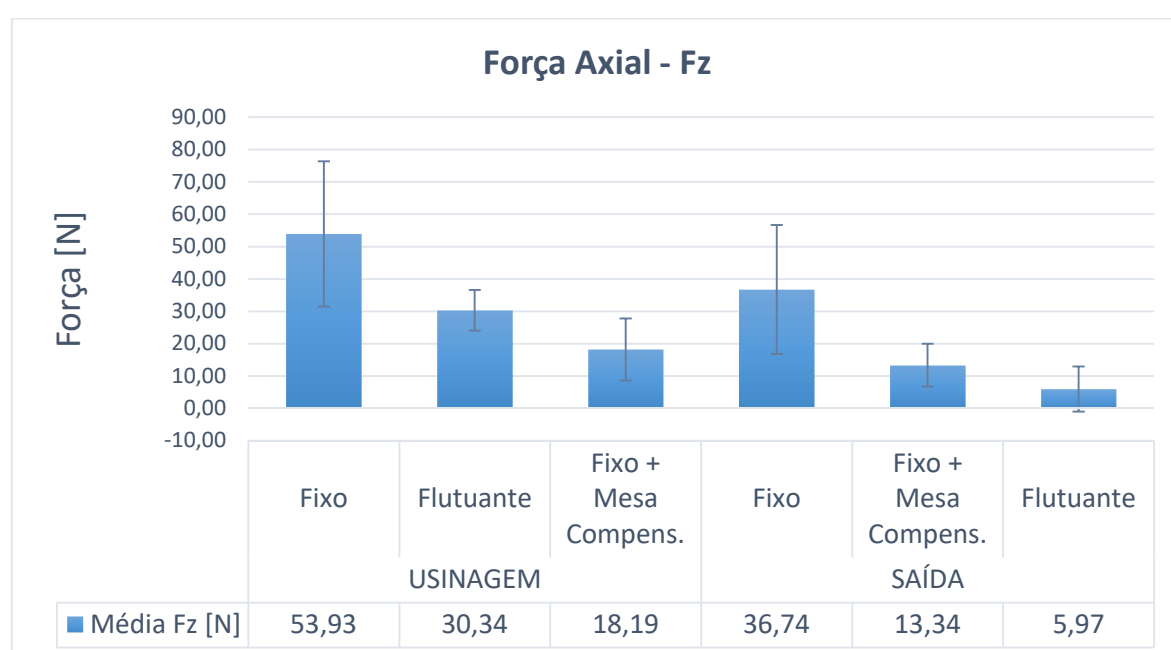


Figura 4.9 – Avaliação da força axial (F_z) em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados.

Os sistemas, mandril fixo mais mesa compensadora e mandril flutuante, apresentaram, na etapa de usinagem, resultados iguais a $18,19 \pm 9,61$ N e $30,34 \pm 6,28$ N, respectivamente. Estes resultados não possibilitam afirmar qual dos sistemas de indexação de ferramentas de corte é o melhor de acordo com a variável de saída F_z , devido principalmente aos elevados valores de desvio padrão. A elevada magnitude dos desvios padrão está relacionada principalmente ao efeito das outras variáveis de entrada, material do corpo de prova e tratamento superficial dos machos de corte. Pode-se afirmar apenas que o mandril fixo foi o sistema de indexação de ferramenta de corte que na etapa de usinagem apresentou isoladamente o pior resultado de força axial, $53,93 \pm 22,47$ N.

Baseado nos resultados obtidos, tem-se que o mandril fixo é o sistema que produz a maior solicitação axial ao equipamento, tanto na etapa de usinagem quanto na etapa de saída,

independentemente das variáveis de entrada, material do corpo de prova e tratamento superficial dos machos de corte. Os maiores valores de força axial apresentados pelo mandril fixo podem estar relacionados ao erro de sincronismo, uma vez que o mandril fixo é um sistema de indexação de ferramenta de corte que não possibilita compensação deste tipo de erro.

Quando comparado os valores de força axial entre as principais etapas do processo de rosqueamento interno, etapa de usinagem e etapa de saída, observa-se que o mandril flutuante apresentou na etapa de saída um valor médio de força axial (F_z) 80% menor do que na etapa de usinagem. Enquanto que os sistemas, mandril fixo e mandril fixo mais mesa compensadora, apresentaram na etapa de saída reduções menos significativas de F_z quando comparado à etapa de usinagem, de apenas 32% e 27%, respectivamente.

Conforme demonstrado na Figura 4.10, independentemente do material do corpo de prova e do tratamento superficial do macho de corte, o torque apresenta nas etapas de usinagem e saída pouca variação em função do sistema de indexação de ferramenta de corte analisado e como os valores de desvio padrão são relativamente grandes, principalmente na etapa de saída, não é possível dizer baseado somente no gráfico que há grande diferença dos valores de M_z entre os sistemas de indexação de ferramenta de corte avaliados.

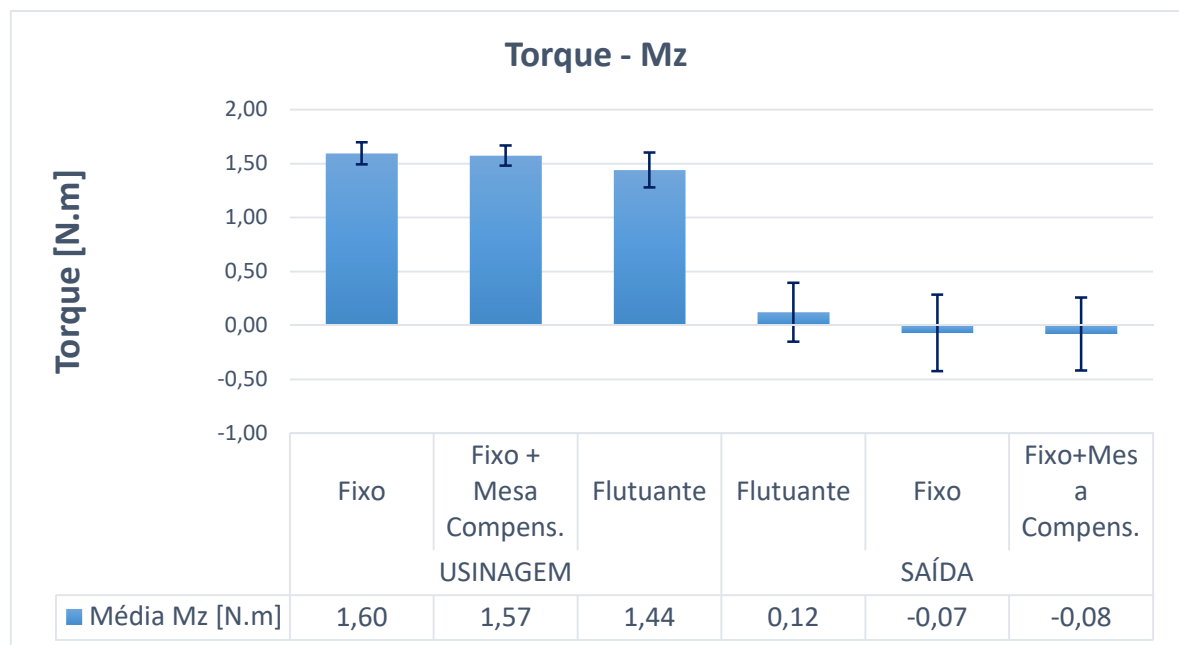


Figura 4.10 – Avaliação do torque (M_z) em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados.

No geral, percebe-se que em relação ao mandril fixo e mandril fixo mais mesa compensadora o resultado de torque médio apresentado pelo mandril flutuante é

relativamente menor na etapa de usinagem, enquanto que na etapa de saída é maior e com sinal positivo.

Realizando o teste de hipótese, Mood Median Test, uma vez que os dados são não normais conforme apresentado no Apêndice A, pode-se confirmar que há diferença entre pelo menos um dos sistemas de indexação de ferramentas de corte, tanto na etapa de usinagem quanto na etapa de saída. No entanto, pode-se dizer que esta diferença estatística não é tão significativa a ponto de justificar uma classificação em ordem de valores para melhor julgamento dos resultados obtidos.

Assim como comentado anteriormente, os valores de torque na etapa de saída se aproximaram muito do valor zero. Outro fato importante é que na etapa de saída os valores de desvio padrão do torque são em média 2,7 vezes maiores que os valores apresentados na etapa de usinagem, o que pode ser consequência direta da interação do macho de corte durante a etapa de saída do furo recém rosqueado com os cavacos oriundos da etapa de usinagem, além das deformações elásticas e plásticas e do atrito entre as superfícies do macho de corte os filetes de rosca recém usinados.

4.2.3 Avaliação do torque e da força axial em função dos sistemas de indexação da ferramenta de corte e dos tratamentos superficiais dos machos de corte

Como pode-se perceber pela Figura 4.11, na etapa de usinagem, quando utilizado os sistemas de indexação de ferramentas de corte, mandril fixo mais mesa compensadora ou mandril flutuante, não há alteração significativa dos valores médios de força axial entre os diferentes tratamentos superficiais dos machos de corte. A diferença máxima percebida dos valores médios de força axial (F_z) entre os diferentes tratamentos superficiais quando utilizado o mandril fixo mais mesa compensadora e o mandril flutuante foi de apenas 2,4 N e 0,7 N, respectivamente.

Já quando utilizado o mandril fixo observa-se que há elevada variação da força axial em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte. Logo, dentre os sistemas de indexação avaliados quanto a força axial (F_z) percebe-se que o mandril fixo é o sistema mais influenciado pelos diferentes tratamentos superficiais.

Tendo como base os valores médios de força axial observa-se de forma muito evidente que a ferramenta revestida com TiN apresenta praticamente a metade do valor médio de força axial apresentado pela ferramenta revestida com TiCN, ou seja, de forma geral quando utilizado o mandril fixo e independentemente do material do corpo de prova usinado a ferramenta revestida com nitreto de titânio apresenta o melhor resultado de força axial ($36,66 \pm 17,72$ N) entre os revestimentos avaliados. Mesmo este sendo o melhor resultado do mandril

fixo, este valor é ainda aproximadamente duas vezes superior ao pior resultado apresentado pelo mandril fixo mais mesa compensadora.

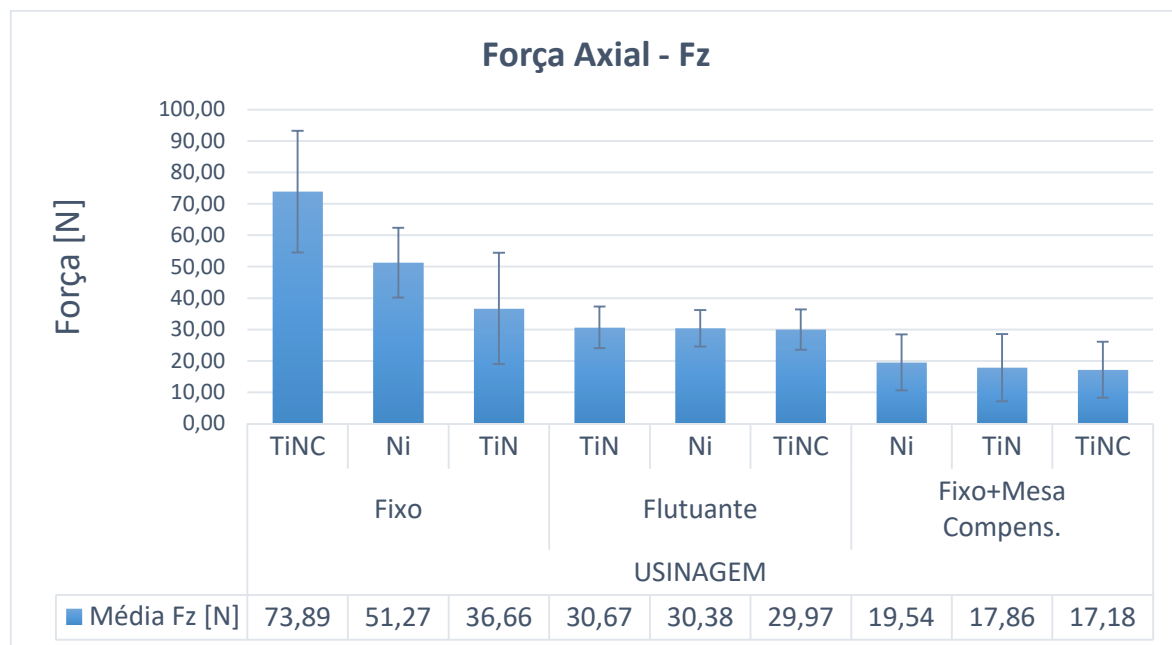


Figura 4.11 – Avaliação da força axial (Fz) na etapa de usinagem em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados nos testes e dos tratamentos superficiais dos machos de corte.

Para confirmar se há ou não influência do tratamento superficial dos machos de corte na variável Fz em cada um dos sistemas testados foi necessário realizar alguns testes de normalidade e de hipótese, que estão melhor detalhados no Apêndice B. Verificou-se a partir do resultado do teste de hipótese que as medianas dos dados dos diferentes tratamentos superficiais não são todas iguais em cada um dos sistemas de indexação de ferramenta de corte avaliados. Sendo assim, apesar de não poder ser visualizado por meio da Figura 4.11, no mandril flutuante e mandril fixo mais mesa compensadora, os resultados dos testes de hipótese confirmam que na etapa de usinagem há, em cada um dos sistemas de indexação de ferramenta de corte avaliados, pelo menos um dos tratamentos superficiais dos machos de corte que apresenta força axial diferente dos demais, independentemente do material do corpo de prova usinado.

Assim como na etapa de usinagem, observou-se que também na etapa de saída, quando utilizado o mandril fixo, a força axial é muito influenciada pelo tratamento superficial dos machos de corte. Conforme apresentado pela Figura 4.12 há pouca diferença entre os valores de força axial dos tratamentos superficiais gerados pelos outros sistemas de indexação de ferramentas, mandril fixo mais mesa compensadora e mandril flutuante.

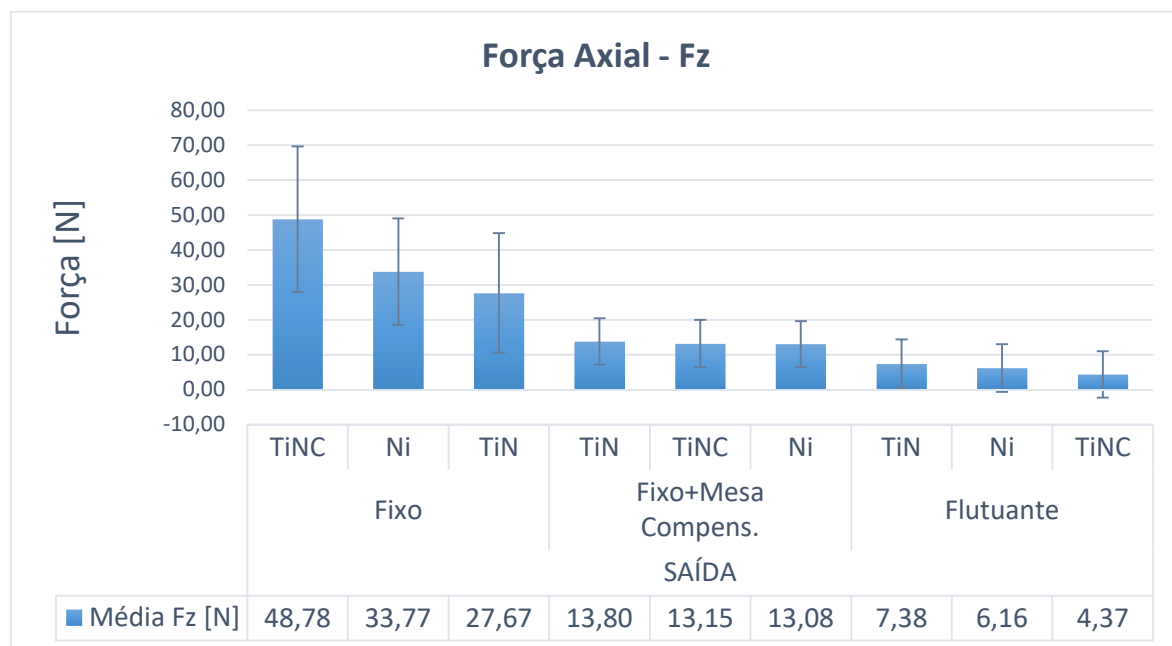


Figura 4.12 – Avaliação da força axial (Fz) na etapa de saída em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados nos testes e dos tratamentos superficiais dos machos de corte.

Para confirmar se na etapa de saída há diferença ou não dos valores de Fz entre os diferentes tratamentos superficiais em cada um dos sistemas de indexação de ferramentas de corte avaliados, utilizou-se o Mood Median Test. Por meio dos resultados deste teste, conforme Apêndice B, verificou-se que apenas os dados de força axial gerados pela utilização do mandril fixo mais mesa compensadora apresentaram medianas iguais entre os tratamentos superficiais dos machos de corte. Sendo assim, pode-se dizer que os valores de força axial gerados pela utilização do mandril fixo e do mandril flutuante apresentaram pelo menos uma mediana diferente entre os tratamentos superficiais dos machos de corte avaliados, ou seja, há diferença entre os resultados de força axial dos tratamentos superficiais apresentados por cada um dos sistemas, mandril fixo e mandril flutuante. Enquanto que para o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de saída, independente do material do corpo de prova, entende-se que os tratamentos superficiais dos machos de corte não causaram efeitos significativos a ponto de gerar resultados de força axial diferentes entre os machos de corte revestidos com TiN, TiCN e Ni.

A partir do gráfico de colunas da Figura 4.12 e tendo como base os valores médios de força axial é possível inferir que utilizando o mandril fixo, na etapa de saída e independente do material do corpo de prova usinado, o macho de corte que possui o melhor desempenho é o revestido de nitreto de titânio, apresentando resultado de força axial igual a

27,67 \pm 17,11 N. No entanto, este menor valor médio de força axial apresentado pelo macho de corte TiN quando utilizado o mandril fixo é ainda 4 vezes maior, aproximadamente, que o pior resultado médio de força axial quando com o mandril flutuante.

A Figura 4.13 mostra os resultados do torque na etapa de usinagem. Quando avaliado os valores de média e desvio padrão do torque (Mz), na etapa de usinagem, é possível perceber que quando utilizado o mandril flutuante há uma maior diferença dos valores de Mz entre os tratamentos superficiais dos machos de corte. A partir dos valores de torque e desvio padrão não é possível confirmar se realmente há diferença dos valores de Mz entre os tratamentos superficiais dos machos de corte em cada um dos sistemas de indexação de ferramentas de corte avaliados. Para tanto, utilizou-se o Mood Median Test, que é um teste de hipótese que confirmou estatisticamente que as medianas dos dados de Mz dos tratamentos superficiais dos machos de corte não são todas iguais em cada um dos sistemas de indexação de ferramentas de corte avaliados, conforme pode ser observado no Apêndice B.

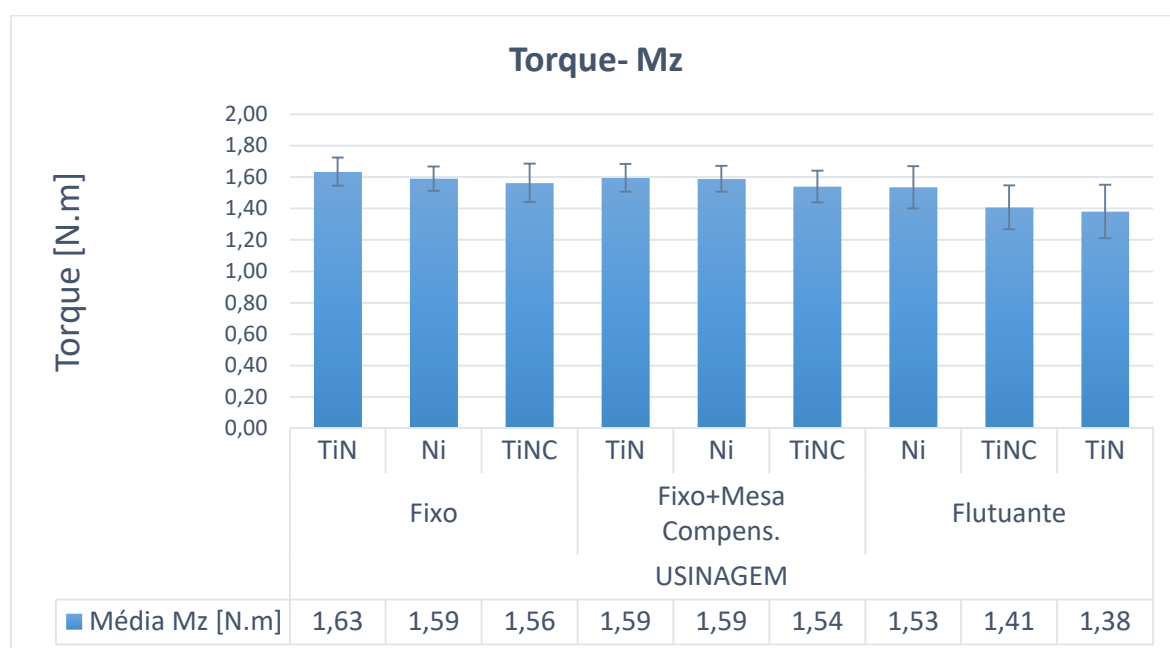


Figura 4.13 – Avaliação do torque (Mz) na etapa de usinagem em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados nos testes e dos tratamentos superficiais dos machos de corte.

A partir da Figura 4.13, em relação aos valores de média e desvio padrão é possível perceber que quando utilizado o mandril flutuante e independente do material do corpo de prova usinado, o macho de corte com tratamento superficial de nitreto de titânio foi o que apresentou melhor resultado (1,38 \pm 0,17 N.m) entre todos os tratamentos superficiais e sistemas de indexação de ferramentas avaliados. Enquanto que o macho de corte nitretado

com o mesmo sistema de indexação de ferramentas de corte tem-se o pior resultado ($1,53 \pm 0,13$ N.m). Apesar de ser o pior resultado apresentado pelo mandril flutuante, observa-se que independentemente do material do corpo de prova este valor de torque é ainda melhor que todos os resultados apresentados pelos outros sistemas de indexação de ferramentas de corte, mandril fixo e mandril fixo mais mesa compensadora.

Conforme Figura 4.14, na etapa de saída, tendo como referência os valores de média e desvio padrão do torque, não foi possível perceber diferenças significativas entre os resultados dos diferentes tratamentos superficiais dos machos de corte em cada um dos sistemas de indexação de ferramentas de corte avaliados. No geral, os valores de torque apresentaram-se muito próximos do valor zero, assim como os valores de desvio padrão, apresentando valor máximo igual a 0,40 N.m.

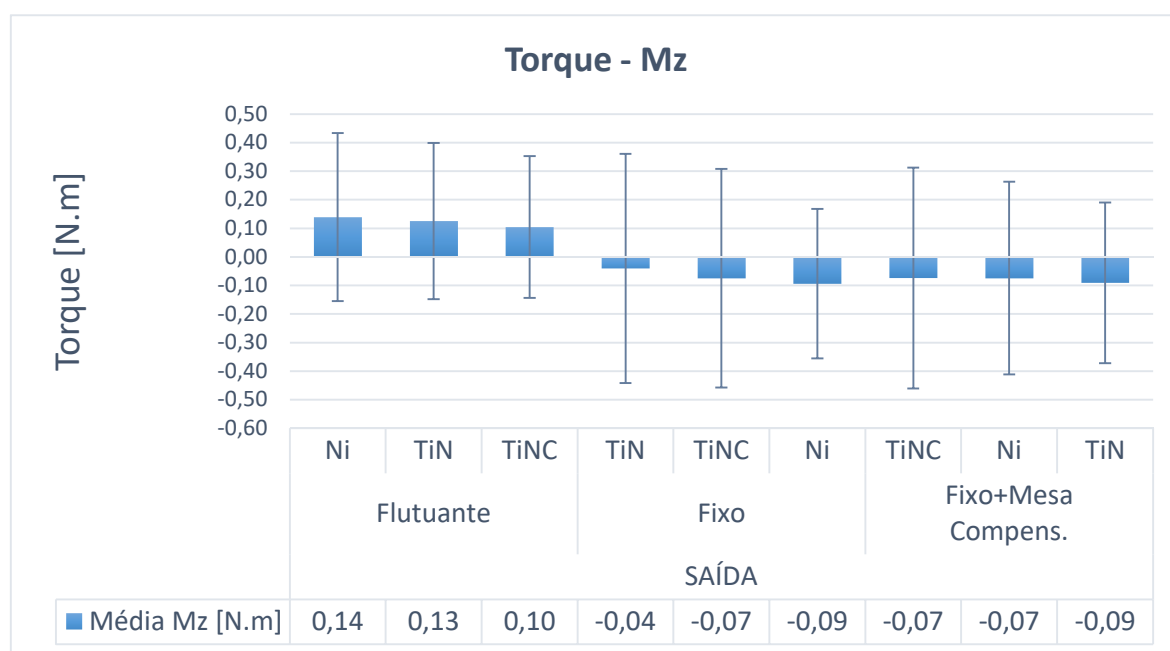


Figura 4.14 – Avaliação do torque (Mz) na etapa de saída em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte utilizados nos testes e dos tratamentos superficiais dos machos de corte.

Percebe-se também que os sistemas mandril fixo e mandril fixo mais mesa compensadora geram na etapa de saída valores médios de torque negativos, enquanto que o mandril flutuante permanece com valor médio de torque positivo, assim como observado na etapa de usinagem. Entende-se que o sinal positivo do valor médio de torque na etapa de saída, quando o macho de corte esta com o sentido de rotação contrário ao da etapa de usinagem, é resultado de uma menor força de resistência atuante no sentido contrário a rotação do macho de corte durante a saída deste do furo recém rosqueado, o que por

consequência não permite o sinal de torque atingir muitos valores negativos, garantindo assim que o valor médio do torque seja positivo.

Assim como ocorreu na etapa de usinagem, o torque na etapa de saída também sofre influência dos tratamentos superficiais dos machos de corte. Conforme Figura 4.14, quase não é possível perceber as variações de torque pelo gráfico de colunas, no entanto conforme disposto no Apêndice B, pode-se concluir que as medianas dos dados de M_z não são todas iguais entre os diferentes tratamentos superficiais dos machos de corte testados de cada um dos sistemas de indexação de ferramentas de corte avaliados. Logo, apesar de graficamente os resultados de M_z de cada um dos sistemas de indexação de ferramentas de corte dos diferentes machos de corte, na etapa de saída, serem muito semelhantes entre si, pode-se concluir que em cada um dos sistemas de indexação há pelo menos um tratamento superficial do macho de corte que apresenta resultado de torque diferente dos demais.

4.2.4 Avaliação do torque e da força axial em função dos sistemas de indexação da ferramenta de corte, dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova

Para avaliação do efeito dos materiais dos corpos de prova nas variáveis de saída analisadas neste trabalho optou-se por avaliar separadamente cada um dos sistemas de indexação de ferramentas de corte. Primeiramente avaliou-se a influência dos materiais dos corpos de prova nas variáveis de saída quando utilizado o mandril fixo e mandril flutuante e por último avaliou-se os resultados das variáveis de saída em função dos materiais dos corpos de prova quando utilizado o mandril fixo mais mesa compensadora.

4.2.4.1 Mandril Fixo

Como pode-se perceber pela Figura 4.15, os diferentes resultados de força axial dos machos de corte demonstram que os materiais dos corpos de prova influenciam no comportamento da força axial na etapa de usinagem. De forma geral, o material do corpo de prova de ferro fundido cinzento FC250 foi o que apresentou os menores valores médios em todos os três tipos de machos de corte, enquanto que os materiais FC300+Mo e FC300+Mo(RG) alternaram de posição entre si, mas mantendo uma diferença entre eles de aproximadamente 4,5 N, apenas.

Sendo mais específico, percebe-se a exemplo do macho de corte revestido de TiCN que há uma diferença entre os valores médios de força axial do material FC300+Mo(RG) e FC250 de aproximadamente 10 N, enquanto que a diferença entre os desvios padrão é de

praticamente 4 N. Como os valores de desvios padrão são elevados em relação aos valores médios de força axial, então é necessário utilizar os testes de hipótese de forma a auxiliar na interpretação dos resultados.

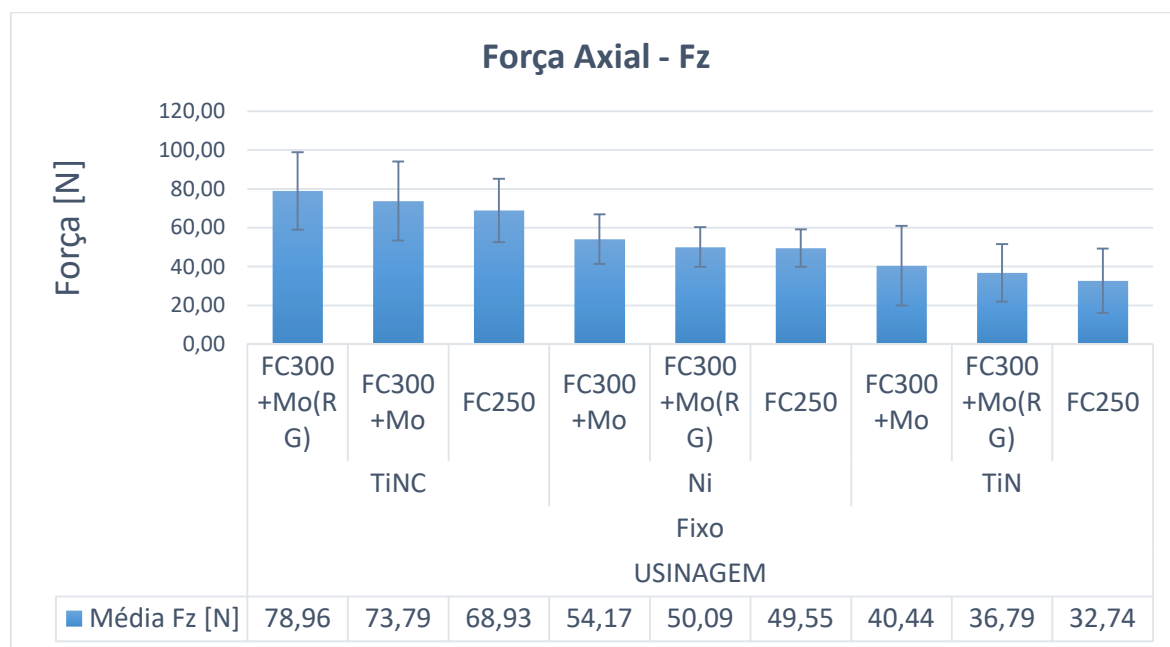


Figura 4.15 – Avaliação da força axial (Fz) do processo de rosqueamento com o mandril fixo, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

Após avaliação dos dados, conforme apresentado no Apêndice C, identificou-se por meio do teste de normalidade que os dados de força axial da etapa de usinagem são normais. Sendo assim, optou-se por realizar o teste de hipótese ANOVA para verificar se existe ou não diferença dos valores de Fz entre os materiais dos corpos de prova em cada um dos tipos de macho de corte testados. A partir do resultado do teste ANOVA verificou-se que nem todas as médias são iguais, ou seja, em cada um dos machos de corte testados há pelo menos um resultado de força axial dos materiais dos corpos de prova que se difere dos outros.

Assim como ocorreu na etapa de usinagem, também na etapa de saída os materiais dos corpos de prova influenciaram nos resultados de força axial de todos os tipos de machos de corte testados, conforme pode-se perceber pela Figura 4.16. De maneira geral, o material do corpo de prova de ferro fundido cinzento FC250 apresentou na maior parte dos machos de corte avaliados os maiores valores de força axial média, enquanto que o FC300+Mo foi o material que apresentou na maioria dos machos de corte os menores resultados de força axial média.

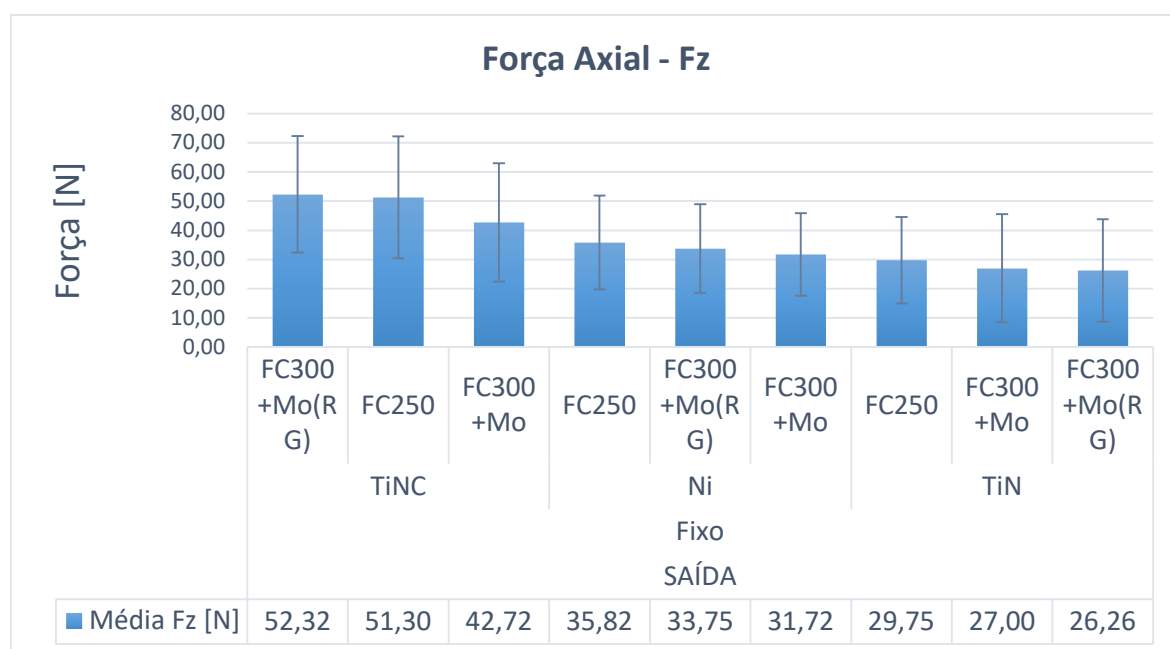


Figura 4.16 – Avaliação da força axial (Fz) do processo de rosqueamento com o mandril fixo, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

Os dados de força axial da etapa de saída tiveram uma avaliação prévia, conforme Apêndice C, e a partir desta concluiu-se que estes dados são não normais. Desta forma, o teste de hipótese mais adequado utilizado para análise dos dados foi o Mood Median Test. O teste de hipótese propiciou dizer que em cada um dos machos de corte os valores das medianas entre os diferentes materiais dos corpos de prova não são todos iguais entre si, ou seja, há pelo menos um resultado de força axial de um dos materiais dos corpos de prova que se difere dos outros dois. Conclui-se então que os materiais dos corpos de prova, mesmo quando avaliado em apenas um tipo de macho de corte, influenciaram nos resultados de força axial obtidos com este cabeçote.

Conforme pode-se avaliar pela Figura 4.17, na etapa de usinagem, tendo como base as médias e os valores de desvios padrão, observa-se que não há uma variação significativa dos valores de torque em função dos materiais do corpo de prova, sendo assim, por meio apenas do gráfico de colunas entende-se que apesar dos materiais dos corpos de prova possuírem propriedades diferentes, conforme informado pelo fornecedor, o sinal de torque não é sensível a essas diferenças estruturais dos materiais. Porém, para melhor avaliação destes resultados são necessárias algumas análises estatísticas.

Avaliando-se os dados de torque, da etapa de usinagem com o mandril fixo, obtém-se que estes podem ser considerados como não normais de acordo com os testes de normalidade apresentados no Apêndice C. Portanto, para se verificar se existe ou não

diferença dos valores de torque entre os materiais dos corpos de prova testados em cada um dos machos de corte utilizou-se o Mood Median Test. Identificou-se que as medianas dos dados de torque dos materiais dos corpos de prova não são todas iguais entre si em cada um dos machos de corte testados.

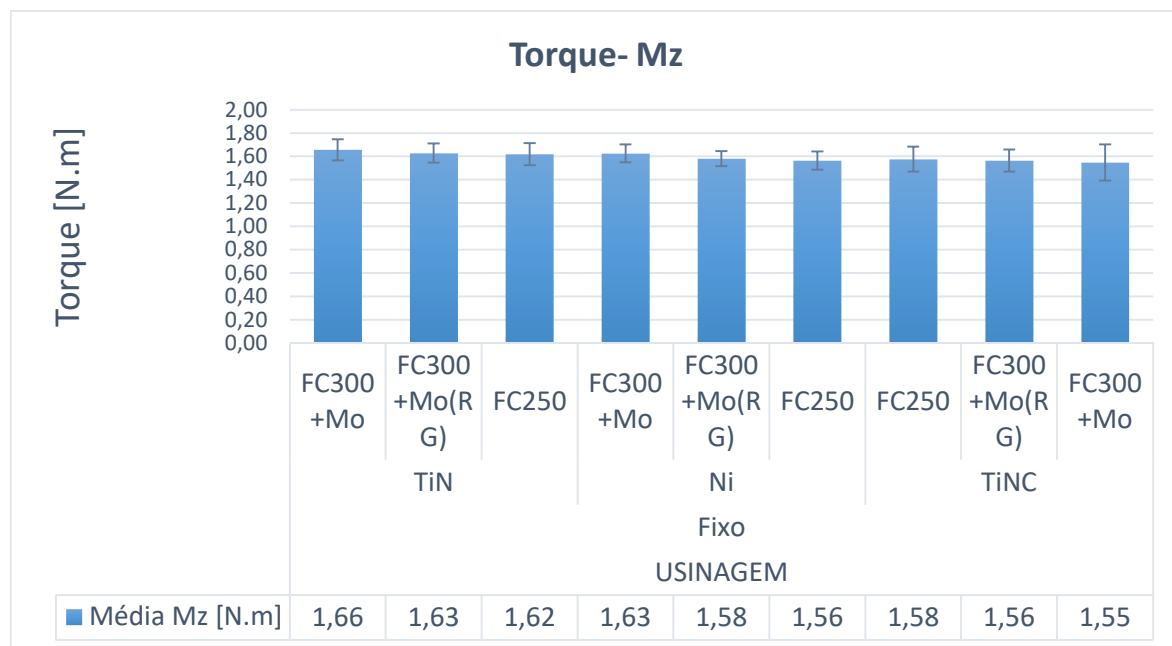


Figura 4.17 – Avaliação do torque (Mz) do processo de rosqueamento com o mandril fixo, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

O sinal de torque da etapa de saída, diferencia-se da etapa de usinagem principalmente por três aspectos: na etapa de saída os valores de desvio padrão são em média 73% maiores que os apresentados na etapa de usinagem, os valores de torque na etapa de saída são na maior parte negativos e muito próximos de zero e o resultado de torque utilizando o mandril fixo apresenta aspecto especial em relação aos outros sistemas de indexação de ferramentas de corte. Apenas no mandril fixo é possível identificar, pelo teste de hipótese, que quando utilizado o macho de corte Ni não há diferença estatística entre as medianas dos dados de torque, ou seja, os materiais dos corpos de prova não influenciam nos resultados de torque, na etapa de saída, quando utilizado macho de corte Ni indexado ao mandril fixo.

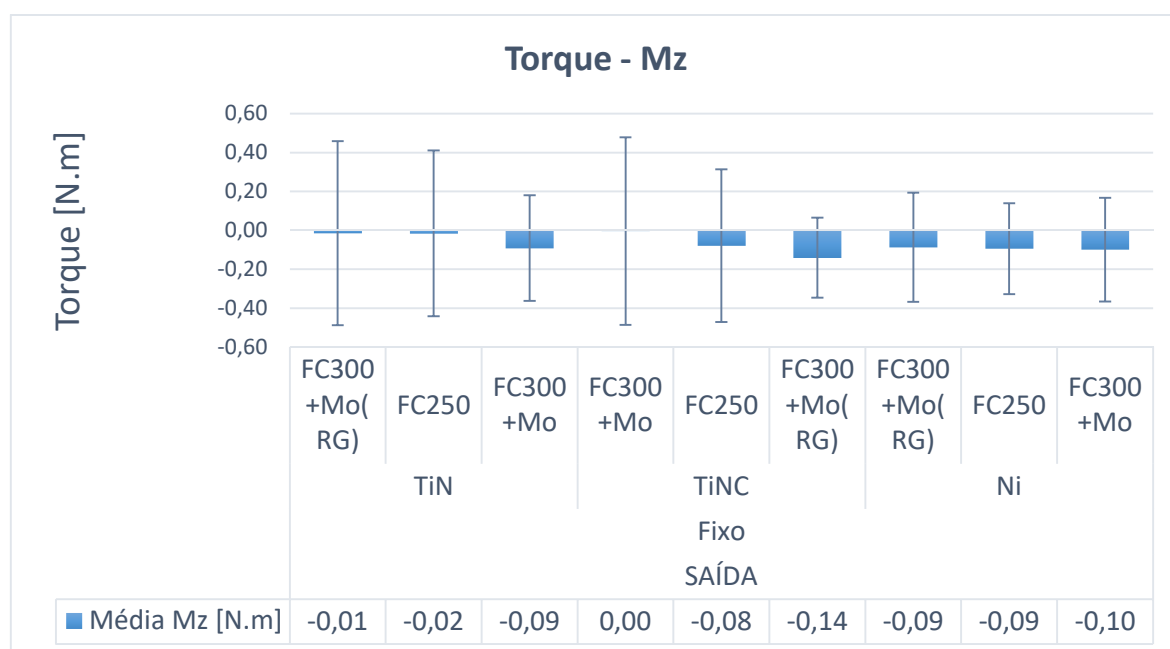


Figura 4.18 – Avaliação do torque (Mz) do processo de rosqueamento com o mandril fixo, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

4.2.4.2 Mandril Flutuante

Avaliando o sistema de indexação de ferramenta de corte, mandril flutuante, observa-se por meio do gráfico de colunas da Figura 4.19 que na etapa de usinagem há pouca alteração dos valores de força axial em função dos materiais dos corpos de prova. Apenas no macho de corte revestido de nitreto de titânio percebe-se diferenças maiores entre os valores médios de F_z .

O macho de corte revestido de nitreto de titânio quando indexado ao mandril flutuante usinou os corpos de prova de material FC250 gerando um resultado de força axial de $32,21 \pm 5,71$ N, enquanto que quando usinado os corpos de prova de material FC300+Mo(RG) a força axial foi igual a $29,42 \pm 7,31$ N. A partir destes resultados, verifica-se que há uma diferença entre os valores médios destes dois materiais de praticamente 8,70%. No entanto, como os valores de desvio padrão destes resultados são relativamente elevados, não há como julgar baseado apenas no gráfico qual deles possui melhor usinabilidade e nos resultados compostos pela média \pm desvio padrão.

Testes de hipóteses foram realizados para avaliar melhor os resultados de força axial gerados por todos machos de corte realizaram-se alguns testes de hipótese de forma a verificar se realmente há diferença dos valores de força axial entre os materiais dos corpos de prova usinados.

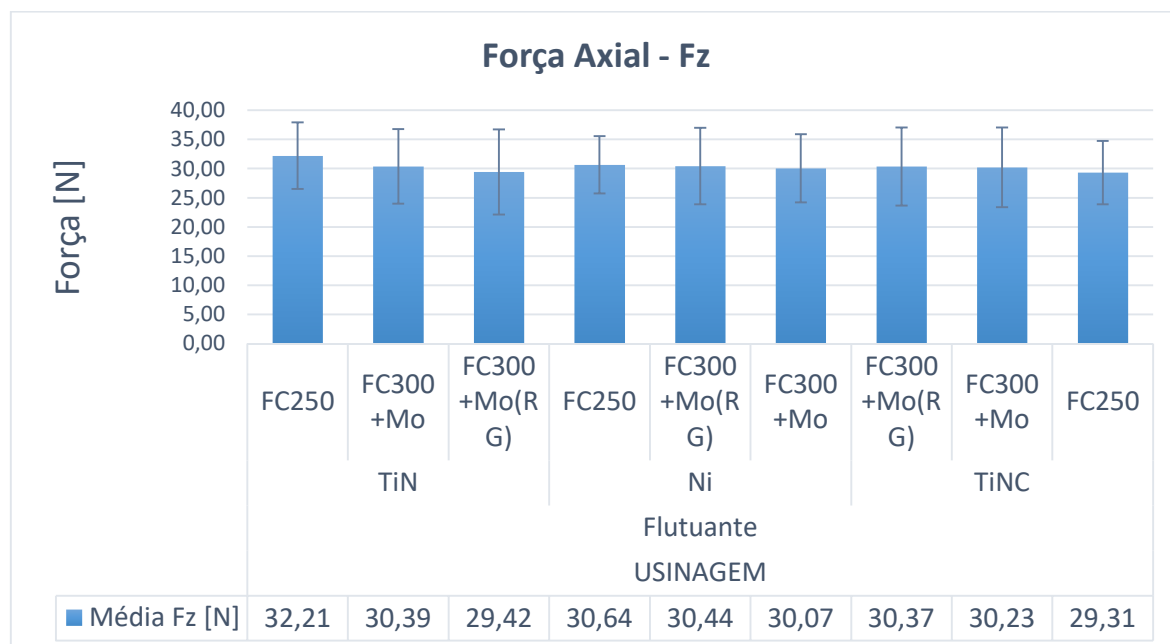


Figura 4.19 – Avaliação da força axial (F_z) do processo de rosqueamento com o mandril flutuante, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

Os dados de força axial da etapa de usinagem utilizando o mandril flutuante foram avaliados quanto a normalidade e apresentaram distribuições não normais, conforme apresentado no Apêndice C. Com base nos resultados dos testes de hipótese, obteve-se que os dados de Fz dos diferentes materiais dos corpos de prova usinados com machos de corte Ni e TiCN apresentaram medianas iguais entre si. Já os dados de força axial dos diferentes materiais dos corpos de prova usinados pelo macho de corte TiN possui pelo menos uma das medianas dos dados de Fz dos materiais dos corpos de prova diferente. Logo, quando utilizado o mandril flutuante combinado aos machos de corte Ni e TiCN pode-se dizer que os materiais dos corpos de prova não influenciam diretamente nos resultados de força axial.

Na etapa de saída do processo de rosqueamento, quando utilizado o mandril flutuante, pode-se perceber pela Figura 4.20 que a força axial apresentou, em cada um dos machos de corte testados, resultados relativamente diferentes em função dos materiais dos corpos de prova usinados. Diferente da maioria dos resultados da etapa de usinagem, o material do corpo de prova FC250 apresentou os menores resultados de força axial independentemente do macho de corte utilizado. Pode-se citar como exemplo, o material FC250 usinado com macho de corte TiN que gerou um resultado de força axial igual a $6,89 \pm 5,61$ N. Enquanto que o material FC300+Mo apresentou na maioria dos machos de corte os maiores resultados, a exemplo de quando usinado com macho de corte TiN, gerando o maior resultado de força

axial, $7,90 \pm 7,95$ N. Na mesma ordem se comporta os materiais quando usinados com macho de corte Ni, no entanto a diferença dos valores médios de força axial entre os materiais FC250 e FC300+Mo é de aproximadamente 42%. Já quando observado os resultados referente ao macho de corte TiCN percebe-se que a ordem dos materiais dos corpos de prova se altera, exceto a posição do material FC250 que continua em último e responsável pelo menor valor de força axial, $2,36 \pm 6,15$ N, de todos os testes realizados com o mandril flutuante.

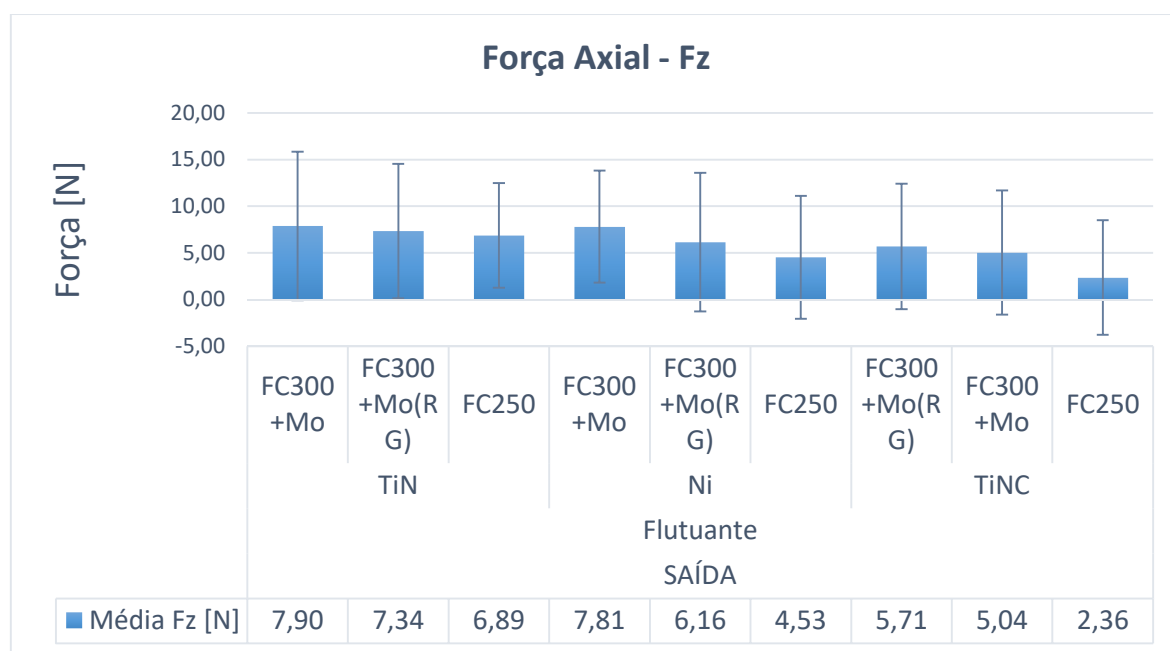


Figura 4.20 – Avaliação da força axial (Fz) do processo de rosqueamento com o mandril flutuante, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

A partir da análise de normalidade dos dados de força axial da etapa de saída com mandril flutuante, verificou-se que os dados são não normais, a partir disso foi realizado o teste de hipótese conforme Apêndice C. Com base nos resultados dos testes foi possível identificar que as medianas resultantes dos dados de força axial dos materiais dos corpos de prova não são todas iguais, quando avaliado cada tipo de macho de corte separadamente, ou seja, independente do macho de corte avaliado não se pode dizer que os materiais dos corpos de prova não tiveram influência sobre a força axial na etapa de saída. Logo, diferentemente da etapa de usinagem, na etapa de saída e em todos os tipos de machos de corte os materiais dos corpos de prova influenciam diretamente nos resultados de força axial.

Os resultados de torque da etapa de usinagem apresentados pelo gráfico de colunas da Figura 4.21 demonstraram que todos os machos de corte apresentaram diferença de valores entre os diferentes materiais dos corpos de prova testados. Dentre os materiais dos corpos

de prova avaliados o que apresentou melhor usinabilidade, na maioria dos machos de corte testados, foi o FC300+Mo. Como pode-se perceber a diferença dos valores de torque entre os materiais em cada um dos machos de corte não é muito significativa, sendo assim foi necessário realizar alguns testes de hipótese para confirmar estatisticamente se há ou não diferença nos resultados de torque entre os materiais dos corpos de prova usinados pelos três tipos de machos de corte.

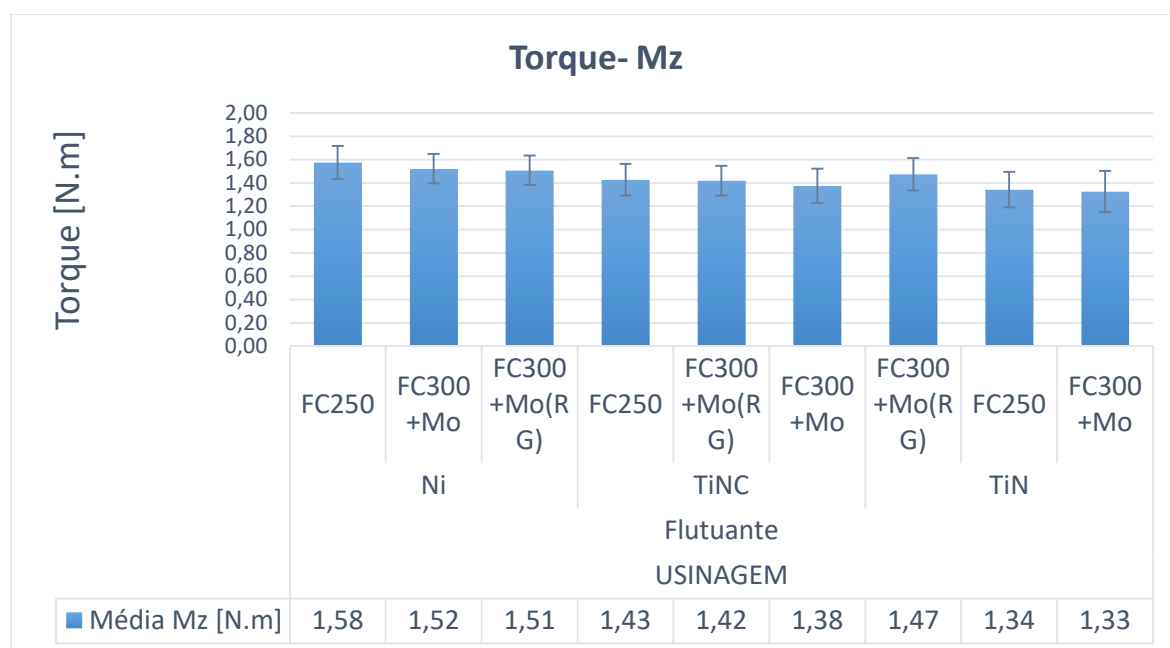


Figura 4.21 – Avaliação do torque (Mz) do processo de rosqueamento com o mandril flutuante, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

A partir dos testes de hipótese verificou-se que em todos os machos de corte avaliados há pelo menos uma mediana dos dados de torque diferente entre os materiais dos corpos de prova, ou seja, os valores de torque são estatisticamente influenciados pelos materiais dos corpos de prova quando utilizado o mandril flutuante.

Assim como ocorreu na etapa de usinagem, os dados de torque da etapa de saída também foram avaliados por meio de testes de hipótese que estão descritos no Apêndice C. A partir dos resultados dos testes de hipótese verificou-se que em cada um dos machos de corte testados os dados de torque dos diferentes materiais não possuem todas medianas iguais entre si, ou seja, os materiais dos corpos de prova também influenciam os valores de torque da etapa de saída.

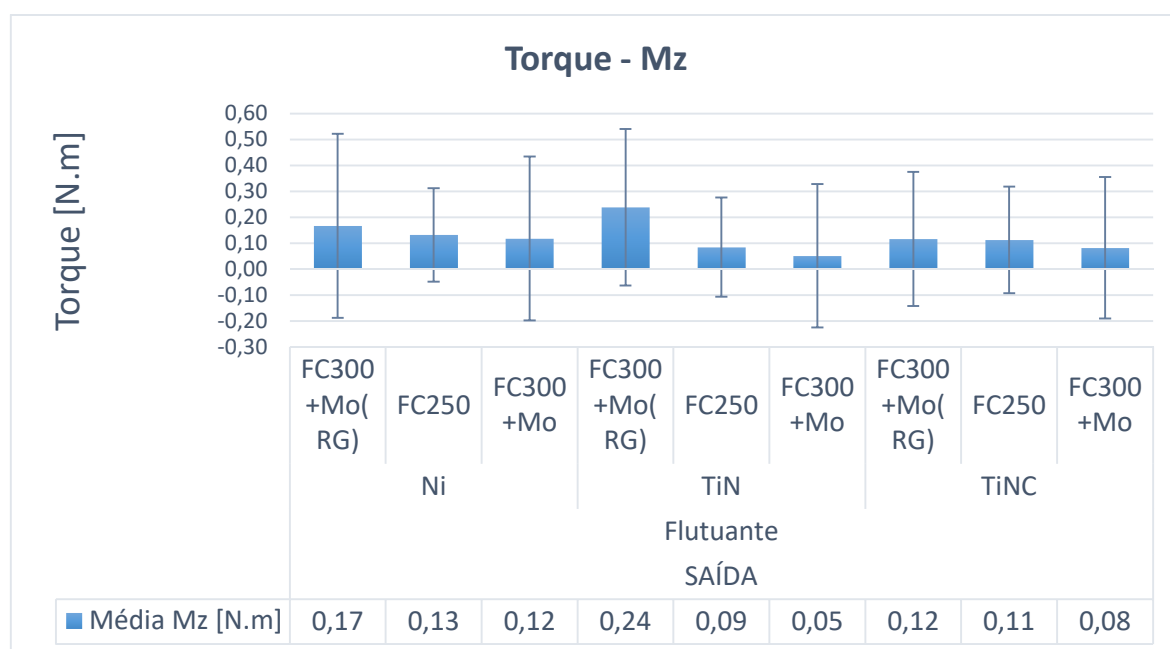


Figura 4.22 – Avaliação do torque (Mz) do processo de rosqueamento com o mandril flutuante, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

Com base na Figura 4.22 percebe-se que em todos os machos de corte testados, o material que apresenta os maiores resultados de torque, na etapa de saída, é o FC300+Mo(RG), enquanto que o material FC300+Mo foi responsável por obter os menores valores de torque, assim como correu com este na etapa de usinagem. Sendo assim, pode-se dizer que na etapa de saída o macho de corte sai com maior facilidade do corpo de prova de material FC300+Mo do que de um corpo de prova de material FC300+Mo(RG). Este resultado pode estar relacionado com a menor resistência que os cavacos de FC300+Mo impõe ao macho de corte durante o movimento de saída deste do furo.

4.2.4.3 Mandril fixo mais mesa compensadora

A partir da Figura 4.23 é possível perceber que os resultados de força axial, da etapa de usinagem, variam de acordo com o material do corpo de prova usinado. Percebe-se que na maioria das vezes os materiais FC300+Mo e FC250 apresentaram valores de Fz muito próximos entre si, não sendo isto recíproco aos valores de desvio padrão. Identifica-se também que o material FC300+Mo(RG) é responsável por gerar em todos os machos de corte testados os maiores valores médios de força axial, porém como os valores de desvio padrão dos resultados de Fz são elevados foi necessário realizar os testes de hipótese conforme normalidade dos dados, a fim de verificar se há realmente diferença entre os resultados de

força axial apresentados pelos três materiais dos corpos de prova usinados por cada um dos machos de corte, uma vez que neste caso a análise apenas por meio do gráfico de colunas (média \pm desvio padrão) fica comprometida.

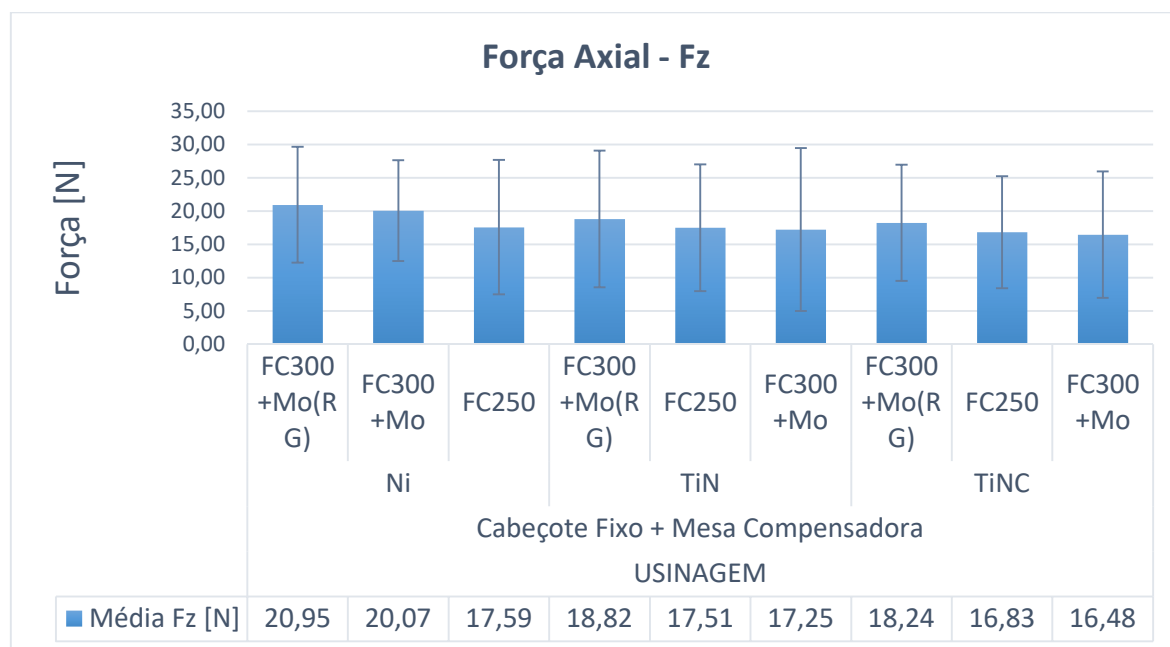


Figura 4.23 – Avaliação da força axial (Fz) do processo de rosqueamento com o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

Os dados de força axial gerados pelo macho de corte Ni foram avaliados estatisticamente e por meio dos testes de hipótese, conforme Apêndice C, obteve-se que as medianas dos dados de força axial para os diferentes materiais dos corpos de prova usinados não são todas iguais, enquanto que a média e a mediana dos dados de força axial dos corpos de prova usinados pelos machos de corte revestidos com TiN e TiCN, respectivamente, são consideradas todas iguais. Sendo assim, pode-se dizer que quando utilizado o mandril fixo mais mesa compensadora com os machos de corte TiN ou TiCN os valores das forças axiais não sofrem efeito dos materiais dos corpos de prova. Deve-se notar que quando utilizado o macho de corte TiCN indexado ao mandril flutuante também não se observa efeito dos diferentes materiais dos corpos de prova na força axial durante a etapa de usinagem.

Na etapa de saída, como pode ser observado na Figura 4.24, os resultados de força axial, assim como na etapa de usinagem, também variam em cada um dos machos de corte em função dos materiais dos corpos de prova. Os valores de força axial apresentados pelo material FC300+Mo(RG) se mantém ainda como os maiores em cada um dos machos de corte analisados. Já os materiais FC250 e FC300+Mo também mantiveram o mesmo

comportamento da etapa de usinagem, ou seja, continuam apresentando na maioria das vezes valores médios de força axial muito próximos entre si.

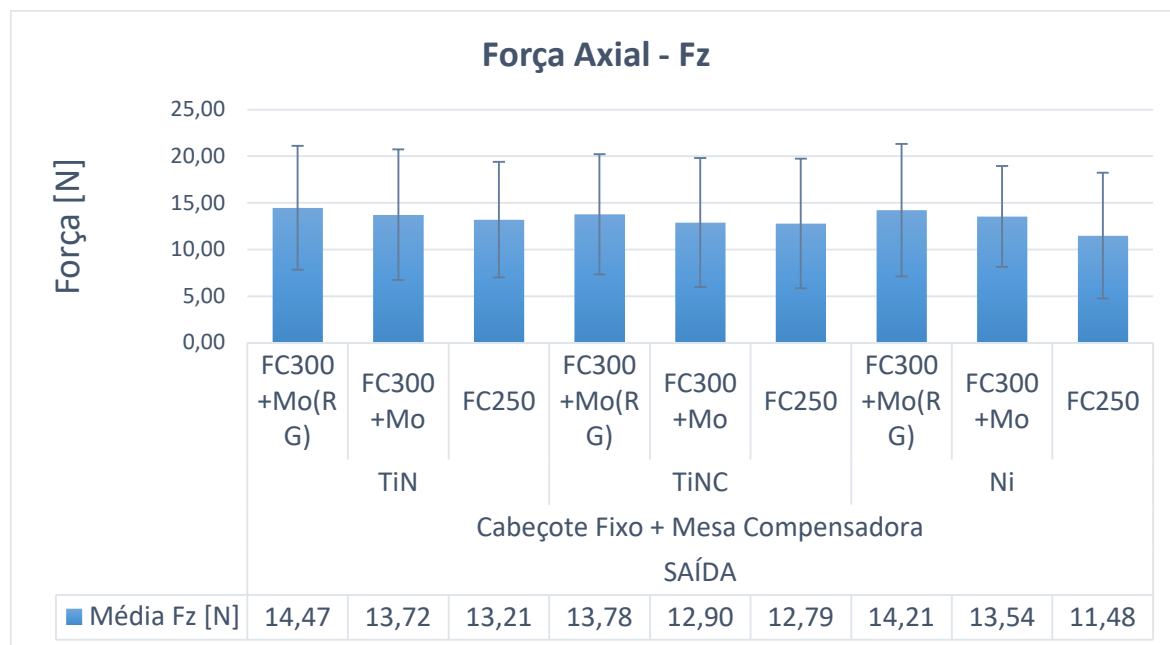


Figura 4.24 – Avaliação da força axial (Fz) do processo de rosqueamento com o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

Os resultados de força axial apresentados na etapa de saída diferenciam-se dos valores de força axial da etapa de usinagem, principalmente pelo fato que os resultados daquela etapa serem na média menores que os apresentados na etapa de usinagem, além dos valores de desvio padrão da força axial, na etapa de saída, se apresentarem muito semelhantes entre si, não condizendo com o comportamento dos valores de desvio padrão da etapa de usinagem, que são na média maiores e relativamente muito diferentes entre si.

No Apêndice C pode observar que os testes de hipóteses realizados com os dados de força axial da etapa de saída, indicam que apenas no macho de corte revestido com TiCN as medianas dos dados de força axial dos diferentes materiais dos corpos de prova usinados apresentaram-se todas iguais. Os dados de força axial gerados pelos machos de corte revestidos, Ni e TiN, têm pelo menos uma mediana diferente entre os materiais dos corpos de prova. Logo, apenas quando utilizado o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de saída, com macho de corte TiCN não há influência dos materiais dos corpos de prova nos valores de Fz.

Os resultados de torque na etapa de usinagem tiveram alteração relativamente pequena em relação aos materiais dos corpos de prova usinados. Pela Figura 4.25 é possível perceber

que o material FC250 gerou os menores valores de torque, enquanto que o material do corpo de prova FC300+Mo foi o que gerou os maiores valores de torque. Como a diferença entre os resultados de torque dos materiais dos corpos de prova obtidos pela usinagem utilizando um mesmo macho de corte é muito pequena, foi necessário realizar alguns testes de hipótese, conforme Apêndice C, para identificar estatisticamente se há influência dos materiais dos corpos de prova nos resultados de torque.

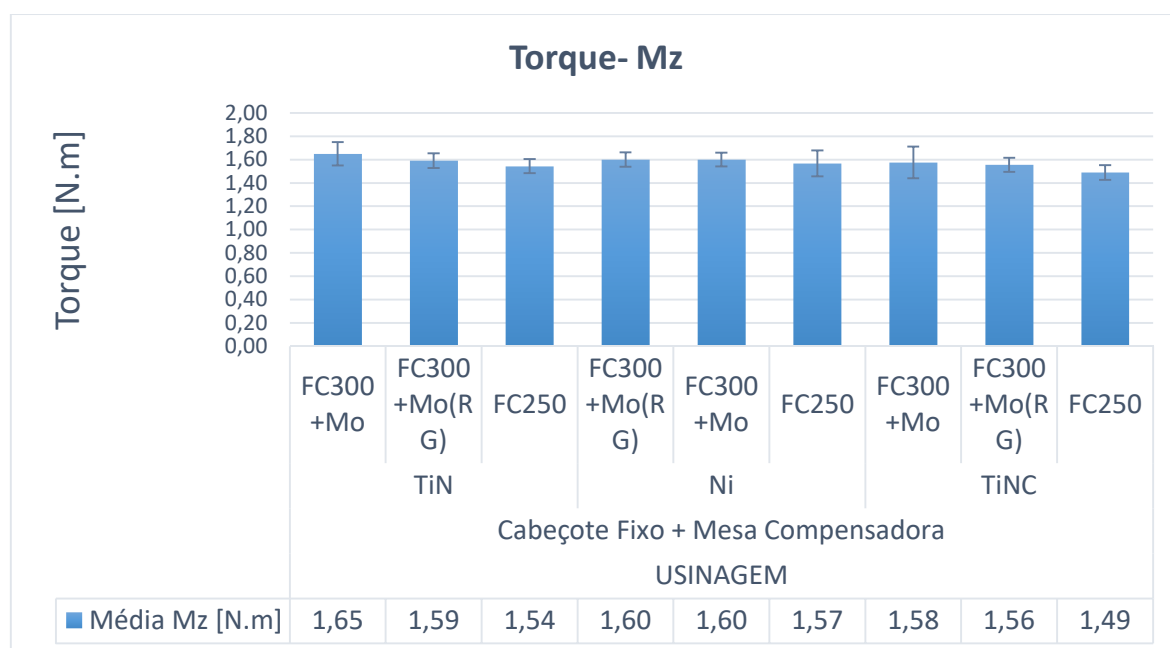


Figura 4.25 – Avaliação do torque (Mz) do processo de rosqueamento com o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de usinagem, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

Foram realizados os testes de hipótese de acordo com a distribuição dos dados de torque da etapa de usinagem com o mandril fixo mais mesa compensadora, que pode ser melhor observada no Apêndice C. Os machos de corte Ni e revestidos com TiCN apresentaram dados com distribuição não normais e o macho de corte revestido com TiN apresentou dados com distribuição normal. Sendo assim, realizou-se o teste de hipótese Mood Median Test e para o macho de corte Ni e revestido com TiCN os testes de hipótese Mood Median Test e para o macho de corte revestido com TiN realizou-se o ANOVA.

Com base nos resultados dos testes obteve-se que o macho de corte Ni possui as medianas dos dados de torque dos materiais dos corpos de prova todas iguais entre si, enquanto que os machos de corte revestidos com TiN e TiCN possuem pelo menos uma média ou uma mediana diferente entre os materiais dos corpos de prova, respectivamente. Sendo assim, pode-se dizer que utilizando o mandril fixo mais mesa compensadora com

macho de corte Ni, na etapa de usinagem, não há estatisticamente influência dos materiais dos corpos de prova nos valores de torque.

Na etapa de saída, pode-se perceber pelo gráfico de colunas da Figura 4.26 que os resultados de torque de cada um dos machos de corte variaram em função dos materiais dos corpos de prova usinados, assim como comprovado pelos testes de hipótese do Apêndice C. Em todos os machos de corte testados tem-se que o material do corpo de prova FC300+Mo foi o que apresentou os menores valores de torque em módulo, enquanto o material do corpo de prova FC300+Mo(RG) foi o que apresentou os piores resultados, ou seja, foi o material que obteve os maiores valores de torque em módulo.

Observa-se ainda que na etapa de saída a maioria dos resultados de torque obtidos nos testes possuem sinal negativo, apenas um valor é igual a zero (FC300+Mo usinado com macho de corte revestido TiCN). Resultados estes que estão totalmente ao contrário do que foi apresentado na etapa de saída quando utilizado o mandril flutuante. O sinal negativo dos valores de torque significa que há uma força resultante, proveniente do material do corpo de prova, que está atuando em reação ao movimento de rotação do macho de corte, rotação esta que possui sentido contrário a rotação empregada na etapa de usinagem.

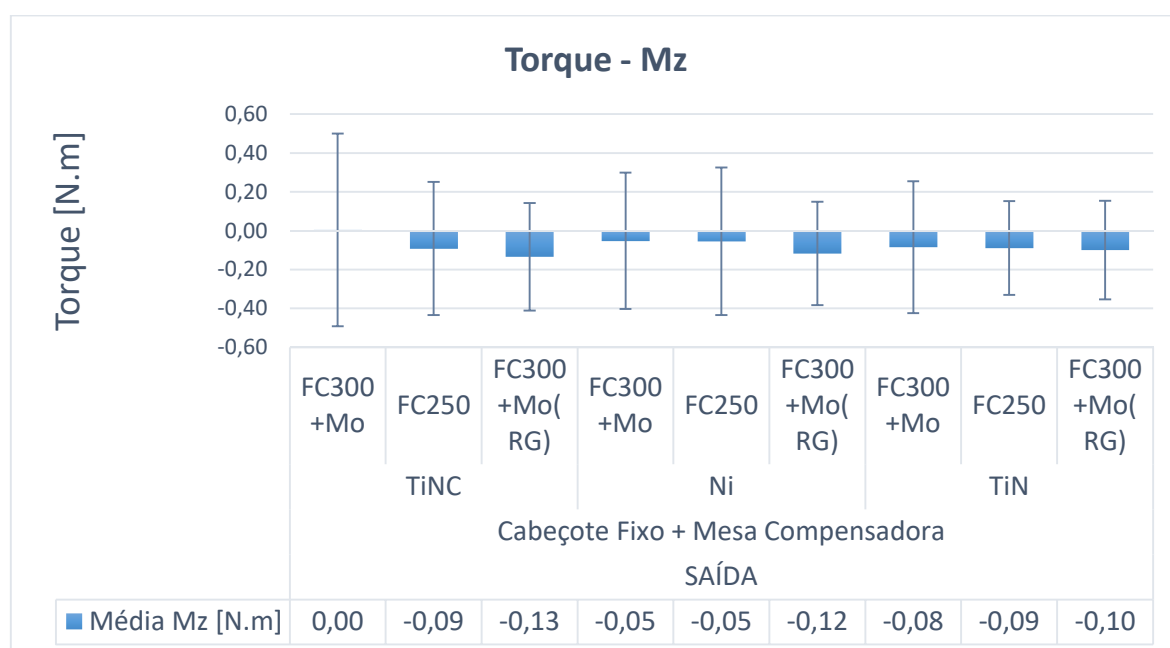


Figura 4.26 – Avaliação do torque (Mz) do processo de rosqueamento com o mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de saída, em função dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova.

Outro ponto característico da etapa de saída são os maiores valores de desvio padrão quando comparado aos valores de desvio padrão da etapa de usinagem, esse fato é comum

aos outros sistemas de indexação de ferramentas de corte. Os maiores valores de desvio padrão podem estar relacionados aos cavacos remanescentes. Os cavacos remanescentes são gerados durante a etapa de usinagem e devido a dinâmica do processo rosqueamento combinado ao fato que o furo é cego não foram eliminados para fora do furo, permanecendo assim no furo recém rosqueado e posteriormente contribuindo de forma negativa a etapa de saída, uma vez que irão dificultar/atrapalhar a saída do macho de corte após este atingir o comprimento de rosca final desejado.

A partir da Tabela 4.1 e Tabela 4.2 pode-se observar os resultados de todos os testes de rosqueamento interno realizados.

Tabela 4.1 – Resultados de Força Axial.

Fz - Força Axial [N]										
Etapa do Processo		Usinagem								
		33,53 ± 19,20								
Sistema de Indexação de Ferramenta de Corte		Mandril Fixo			Mandril Fixo + Mesa Compensadora			Mandril Flutuante		
		53,93 ± 22,47			18,19 ± 9,61			30,34 ± 6,28		
Revestimento Macho de Corte		Ni	TiN	TiCN	Ni	TiN	TiCN	Ni	TiN	TiCN
		51,27 ± 11,13	36,66 ± 17,72	73,89 ± 19,32	19,54 ± 8,94	17,86 ± 10,73	17,18 ± 8,90	30,38 ± 5,82	30,67 ± 6,60	29,97 ± 6,38
Material Corpo de Prova	FC250	49,55 ± 9,56	32,74 ± 16,49	68,93 ± 16,27	17,59 ± 10,07	17,51 ± 9,52	16,83 ± 8,42	30,64 ± 4,92	32,21 ± 5,71	29,31 ± 5,46
	FC300+Mo	54,17 ± 12,80	40,44 ± 20,53	73,79 ± 20,31	20,07 ± 7,55	17,25 ± 12,22	16,48 ± 9,48	30,07 ± 5,85	30,39 ± 6,38	30,23 ± 6,85
	FC300+Mo(RG)	50,09 ± 10,22	36,79 ± 14,87	78,96 ± 19,87	20,95 ± 8,71	18,82 ± 10,24	18,24 ± 8,71	30,44 ± 6,56	29,42 ± 7,31	30,37 ± 6,71
Etapa do Processo		Saída								
		18,68 ± 18,32								
Sistema de Indexação de Ferramenta de Corte		Mandril Fixo			Mandril Fixo + Mesa Compensadora			Mandril Flutuante		
		36,74 ± 19,96			13,34 ± 6,67			5,97 ± 6,94		
Revestimento Macho de Corte		Ni	TiN	TiCN	Ni	TiN	TiCN	Ni	TiN	TiCN
		33,77 ± 15,24	27,67 ± 17,11	48,78 ± 20,85	13,08 ± 6,56	13,80 ± 6,63	13,15 ± 6,78	6,16 ± 6,82	7,38 ± 7,00	4,37 ± 6,67
Material Corpo de Prova	FC250	35,82 ± 16,10	29,75 ± 14,82	51,30 ± 20,92	11,48 ± 6,75	13,21 ± 6,20	12,79 ± 6,96	4,53 ± 6,59	6,89 ± 5,61	2,36 ± 6,15
	FC300+Mo	31,72 ± 14,11	27,00 ± 18,55	42,72 ± 20,32	13,54 ± 5,40	13,72 ± 7,00	12,90 ± 6,90	7,81 ± 6,00	7,90 ± 7,95	5,04 ± 6,67
	FC300+Mo(RG)	33,75 ± 15,20	26,26 ± 17,59	52,32 ± 19,98	14,21 ± 7,10	14,47 ± 6,63	13,78 ± 6,45	6,16 ± 7,42	7,34 ± 7,20	5,71 ± 6,72

Tabela 4.2 – Resultados de Torque.

Mz - Torque [N.m]										
Etapa do Processo		Usinagem								
		1,52 ± 0,15								
Sistema de Indexação de Ferramenta de Corte		Mandril Fixo			Mandril Fixo + Mesa Compensadora			Mandril Flutuante		
		1,60 ± 0,10			1,57 ± 0,09			1,44 ± 0,16		
Revestimento Macho de Corte		Ni	TiN	TiCN	Ni	TiN	TiCN	Ni	TiN	TiCN
		1,59 ± 0,08	1,63 ± 0,09	1,56 ± 0,12	1,59 ± 0,08	1,59 ± 0,09	1,54 ± 0,10	1,53 ± 0,13	1,38 ± 0,17	1,41 ± 0,14
Material Corpo de Prova	FC250	1,56 ± 0,08	1,62 ± 0,09	1,58 ± 0,11	1,57 ± 0,11	1,54 ± 0,06	1,49 ± 0,06	1,58 ± 0,14	1,34 ± 0,15	1,43 ± 0,14
	FC300+Mo	1,63 ± 0,08	1,66 ± 0,09	1,55 ± 0,16	1,60 ± 0,06	1,65 ± 0,10	1,58 ± 0,14	1,52 ± 0,13	1,33 ± 0,18	1,38 ± 0,15
	FC300+Mo(RG)	1,58 ± 0,06	1,63 ± 0,08	1,56 ± 0,10	1,60 ± 0,06	1,59 ± 0,06	1,56 ± 0,06	1,51 ± 0,13	1,47 ± 0,14	1,42 ± 0,13
Etapa do Processo		Saída								
		-0,01 ± 0,34								
Sistema de Indexação de Ferramenta de Corte		Mandril Fixo			Mandril Fixo + Mesa Compensadora			Mandril Flutuante		
		-0,07 ± 0,35			-0,08 ± 0,34			0,12 ± 0,27		
Revestimento Macho de Corte		Ni	TiN	TiCN	Ni	TiN	TiCN	Ni	TiN	TiCN
		-0,09 ± 0,26	-0,04 ± 0,40	-0,07 ± 0,38	-0,07 ± 0,34	-0,09 ± 0,28	-0,07 ± 0,39	0,14 ± 0,29	0,13 ± 0,27	0,10 ± 0,25
Material Corpo de Prova	FC250	-0,09 ± 0,23	-0,02 ± 0,43	-0,08 ± 0,39	-0,05 ± 0,38	-0,09 ± 0,24	-0,09 ± 0,34	0,13 ± 0,18	0,09 ± 0,19	0,11 ± 0,21
	FC300+Mo	-0,10 ± 0,27	-0,09 ± 0,27	0,00 ± 0,48	-0,05 ± 0,35	-0,08 ± 0,34	0,00 ± 0,50	0,12 ± 0,32	0,05 ± 0,28	0,08 ± 0,27
	FC300+Mo(RG)	-0,09 ± 0,28	-0,01 ± 0,47	-0,14 ± 0,21	-0,12 ± 0,27	-0,10 ± 0,25	-0,13 ± 0,28	0,17 ± 0,35	0,24 ± 0,30	0,12 ± 0,26

4.3 Avaliação da qualidade das roscas

As roscas fabricadas foram avaliadas por meio do calibre de rosca, M6 x 1,0 6H - Ferriplax 19264, e a partir deste instrumento de operação manual foi possível identificar que todas as roscas fabricadas atendem as especificações e tolerância dimensionais. Os filetes de rosca das amostras também foram avaliados por meio de fotografias conforme pode-se observar pelas figuras abaixo.

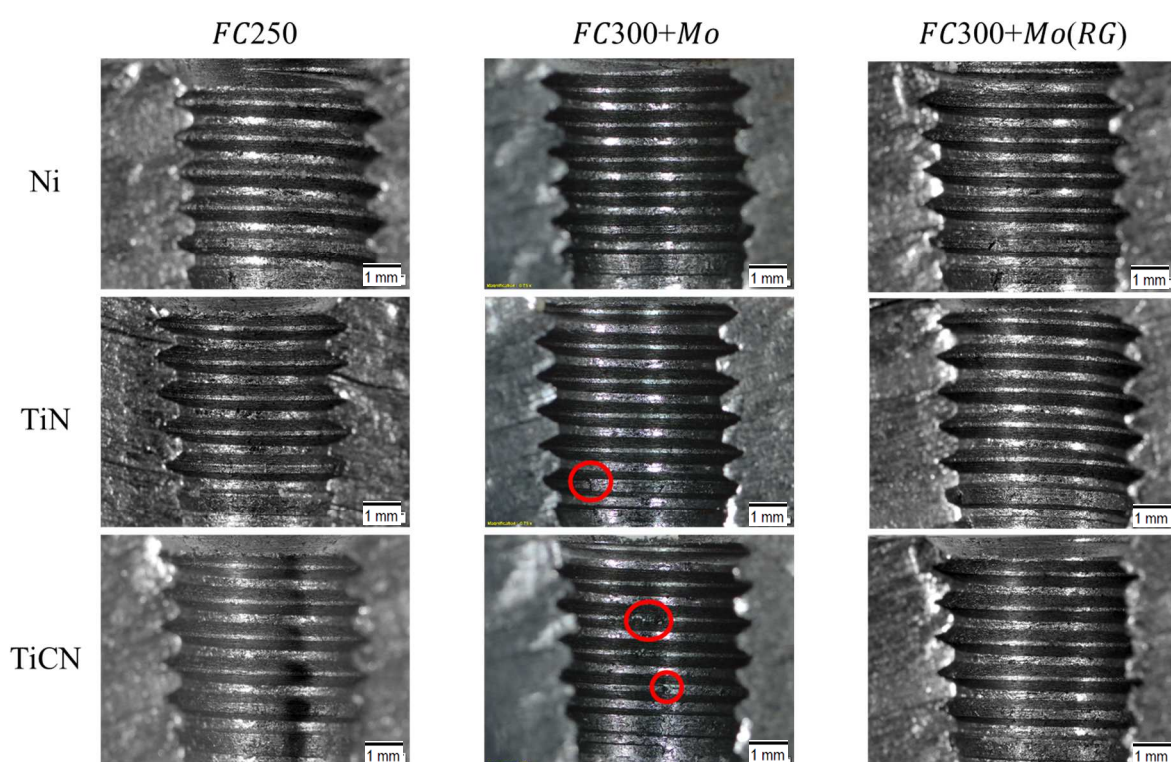


Figura 4.27 – Fotografias das amostras dos filetes de rosca de todos materiais (FC250, FC300+Mo e FC300+Mo(RG)) quando utilizado o sistema de indexação de ferramenta, mandril fixo, com todos os tipos de machos de corte (TiN, Ni e TiCN).

A partir da Figura 4.27 é possível perceber que após o processo de rosqueamento das amostras de ferro fundido cinzento FC300+Mo com o macho de corte revestido com TiN e TiCN, obtém-se filetes de rosca com uma descontinuidade na raiz de apenas um filete de rosca e a presença de supostos cavacos nas raízes de dois filetes, respectivamente. Além disso, é possível perceber que na maioria das amostras há a presença de poros ao longo dos filetes de rosca, provavelmente este tipo de descontinuidade está relacionada principalmente a presença da grafita, que é o principal constituinte da estrutura do ferro fundido cinzento.

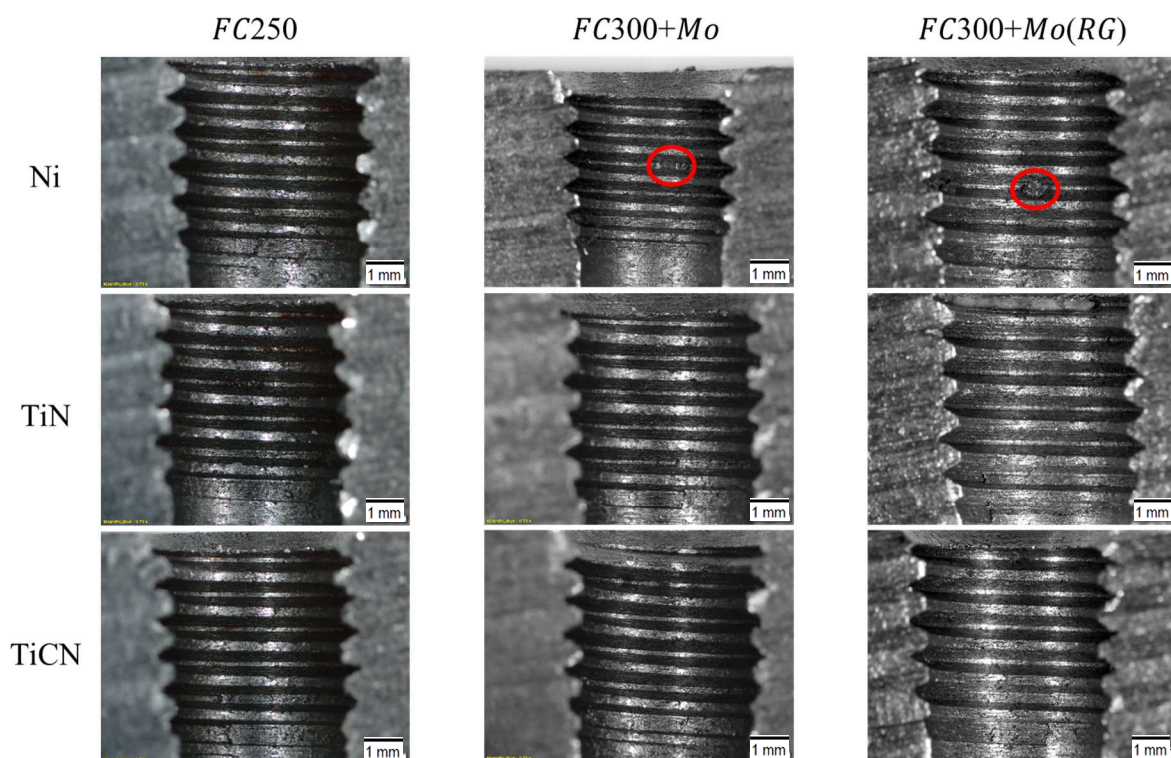


Figura 4.28 – Fotografias das amostras dos filetes de rosca de todos materiais (FC250, FC300+Mo e FC300+Mo(RG)) quando utilizado o sistema de indexação de ferramenta, mandril flutuante, com todos os tipos de machos de corte (TiN, Ni e TiCN).

Após o processo de rosqueamento das amostras de ferro fundido cinzento FC300+Mo com o macho de corte revestido com Ni, conforme observado na Figura 4.28, é possível perceber que se obtém um filete de rosca que possui supostos cavacos impregnados na raiz deste. Também é possível perceber, principalmente pela Figura 4.29 que na amostra de FC300+Mo(RG) usinada com macho de corte nitretado há também cavacos remanescentes no fundo do filete de rosca. Como observado nas amostras usinadas com a utilização do mandril fixo também se percebe muitos poros nos filetes de rosca gerados pelo mandril flutuante, no entanto, percebe-se uma maior concentração destes nas amostras de ferro fundido cinzento FC250.

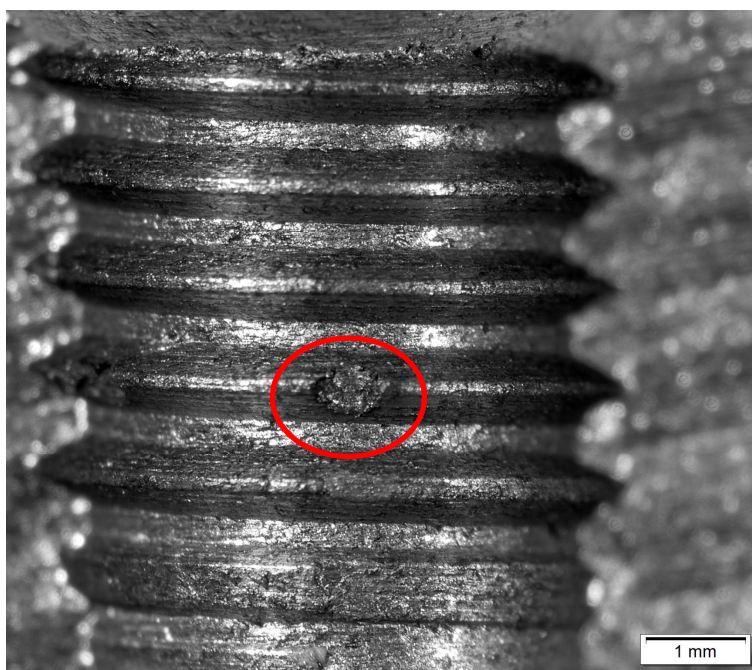


Figura 4.29 – Fotografia dos filetes de rosca da amostra de FC300+Mo(RG), quando usinada com macho de corte nitretado por meio do mandril flutuante.

Quando avaliado as amostras de filete de rosca usinadas utilizando o mandril fixo mais mesa compensadora, conforme Figura 4.30, não é observado dimensões e quantidades significativos de cavacos de cavacos remanescentes nos filetes de rosca das amostras. Também não foram observadas nenhuma deformação dos filetes de roscas, pelo contrário apresentaram um bom aspecto geométrico. Observou-se apenas que há a presença de poros ao longo dos filetes de rosca, fato este observado em todas as outras amostras, independente do sistema de indexação de ferramentas de corte utilizado.

Logo, a partir dessas análises é possível perceber que em poucas amostras havia a presença de supostos cavacos de ferro fundido cinzento nas raízes do filete de rosca. Não foi observado deformações ou irregularidades na geometria dos filetes de rosca, o que também é comprovado pelo exame de verificação de qualidade de rosca realizado por meio do calibre de rosca. O único ponto em comum entre todas as amostras é a presença de poros nos filetes de rosca, este fato pode estar intrinsecamente relacionado a estrutura do material, ferro fundido cinzento, não sendo vinculado diretamente a efeitos gerados pelo processo de rosqueamento interno. De forma geral as amostras apresentaram filetes de rosca com geometria muito uniforme, sem a presença de deformações ou outros tipos de defeitos perceptíveis visualmente por meio de fotografias obtidas com o auxílio de microscópio óptico. Sendo assim, as poucas discontinuidades identificadas nos filetes de rosca das amostras podem ser

consideradas relativamente insignificantes e não implicariam em maiores problemas durante a utilização da rosca por parafusos adequados.

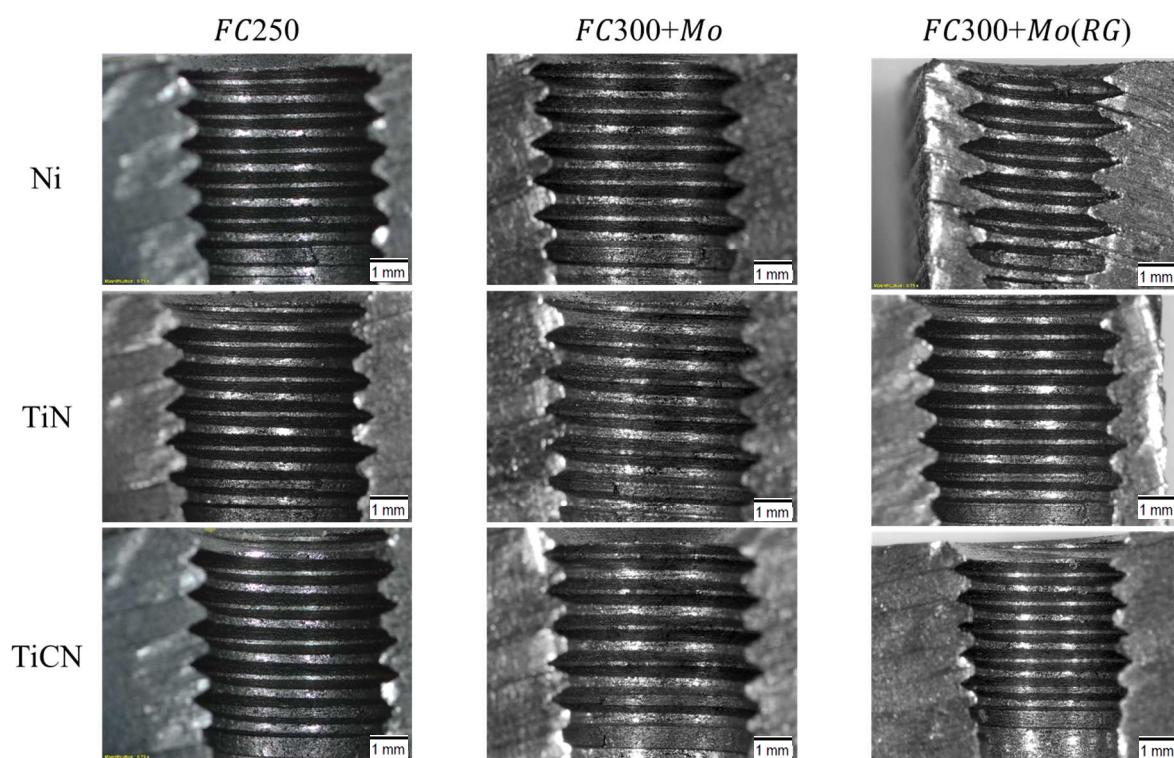


Figura 4.30 – Fotografias das amostras dos filetes de rosca de todos materiais (FC250, FC300+Mo e FC300+Mo(RG)) quando utilizado o sistema de indexação de ferramenta, mandril fixo mais mesa compensadora, com todos os tipos de machos de corte (TiN, Ni e TiCN).

Conforme citado na metodologia, os filetes de rosca também seriam avaliados de forma quantitativa por meio de processo de moldagem com silicone de adição. No entanto, conforme pode ser visualizado no Apêndice D, não foi possível obter dados confiáveis que representassem fidedignamente as dimensões dos filetes de rosca das amostras.

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES

A partir dos resultados dos testes de rosqueamento interno, Tabela 4.1 e Tabela 4.2, e das análises estatísticas realizadas pode-se concluir:

I. O mandril fixo mais mesa compensadora, na etapa de usinagem, apresenta os menores resultados de força axial. Enquanto que na etapa de saída, é o mandril flutuante que apresenta os menores resultados de força axial. O mandril fixo apresentou os piores resultados de força axial em ambas as etapas do processo, independente do tratamento superficial dos machos de corte e/ou do material do corpo de prova.

II. O torque, na etapa de usinagem, diferentemente do sinal de força axial, não apresenta grandes diferenças entre os sistemas de indexação de ferramentas de corte. Contudo, na etapa de saída, os resultados de torque do mandril flutuante apresentam diferenças significativas, se destoando dos demais sistemas. De forma geral, o mandril flutuante apresenta resultado de torque com o menor valor de desvio padrão, valor médio de torque com sinal positivo e de maior valor em módulo. Outro ponto de destaque na etapa de saída, são os maiores valores de desvio padrão de torque quando comparado à etapa de usinagem.

III. Avaliando os resultados de força axial observa-se que o mandril fixo foi o sistema que teve os resultados mais influenciados de forma significativa pelos diferentes tratamentos superficiais. O tratamento superficial que mais se destacou, positivamente, nas etapas de usinagem e saída, foi o TiN, enquanto que o TiCN apresentou os piores resultados de força axial, independentemente do material do corpo de prova.

IV. Quando utilizado o mandril fixo ou o mandril fixo mais mesa compensadora percebe-se que na etapa de usinagem com o macho de corte TiCN, obtém-se os menores resultados de torque. Enquanto que o macho de corte TiN, no mandril flutuante, foi o que apresentou o menor resultado de torque. Já na etapa de saída, independentemente do sistema de

indexação de ferramenta de corte, não foi notado um padrão de comportamento entre os resultados de torque dos machos de corte: TiN, TiCN e Ni.

V. Avaliando-se os materiais dos corpos de prova, tem-se que o ferro fundido cinzento FC250 foi o material que apresentou, na etapa de usinagem com o mandril fixo, os menores resultados de força axial, enquanto que os resultados apresentados pelos sistemas, mandril fixo mais mesa compensadora e mandril flutuante, nesta mesma etapa, não demonstraram ter sido influenciados significativamente pelos materiais dos corpos de prova. Já na etapa de saída, o material FC300+Mo apresentou o menor resultado de força axial com o mandril fixo, enquanto que o FC250 gerou os menores resultados quando utilizado o mandril flutuante ou mandril fixo mais mesa compensadora.

VI. O mandril fixo quando utilizado com cada um dos machos de corte, na etapa de usinagem, não gerou resultados de torque diferentes significativamente entre os materiais dos corpos de prova. Enquanto que o mandril flutuante e o mandril fixo mais mesa compensadora, nesta mesma etapa, apresentaram diferenças entre os resultados de torque dos materiais. Os materiais FC300+Mo e FC250 quando usinados pelos machos de corte com o mandril flutuante e o mandril fixo, respectivamente, apresentaram, na média, os menores resultados de torque na etapa de usinagem. Já na etapa de saída, o material FC300+Mo apresentou, na maioria dos machos de corte e em todos os sistemas de indexação de ferramenta de corte, os menores resultados de torque em módulo, enquanto o material FC300+Mo(RG) os maiores resultados.

VII. Todas as roscas fabricadas atenderam as especificações e tolerâncias dimensionais, conforme inspeção realizada com o calibre. A partir das fotografias e com o auxílio do microscópio óptico também foi possível avaliar qualitativamente os filetes de rosca, que de forma geral não possuem deformações ou irregularidades geométricas que comprometam sua função. Detectou-se apenas que na maioria dos filetes de rosca existem vazios, provavelmente relacionados ao principal constituinte do ferro fundido cinzento, a grafita.

CAPÍTULO VI

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir dos resultados dos ensaios 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 de fim de vida, para fins de comparação de desempenho, com machos de corte acoplados aos sistemas de indexação de ferramentas de corte: mandril flutuante e mandril fixo mais mesa compensadora.

II. Variar as condições/processo de fabricação dos furos, os quais são pré-requisitos ao processo de rosqueamento interno. Usinar os furos utilizando broca e alargador adequados, e posteriormente realizar o processo de rosqueamento. Comparar os resultados obtidos nestes testes com os valores gerados quando o processo de rosqueamento interno é realizado em furos usinados apenas com broca. Realizar medições de cilindridade anteriormente ao processo de rosqueamento interno.

III. Utilizar *software* específico para simular principalmente o comportamento das forças radiais (F_x e F_y) durante o processo de rosqueamento interno, com machos de corte com diferentes quantidades de arestas de corte, desde uma aresta de corte até um macho de corte completo, com todas as arestas de corte.

IV. Realizar testes com machos de corte com aresta de corte única e/ou ferramentas de corte de mandril com inserto único, a fim de avaliar se a variação dos parâmetros de usinagem influencia nas forças radiais e também no torque.

V. Variar a velocidade de rotação durante a etapa de saída do processo de rosqueamento, a fim de verificar se há influência nos sinais das variáveis de saída, quando comparado ao processo de rosqueamento em que a rotação da ferramenta de corte da etapa de saída é igual a rotação da etapa de usinagem.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AHN, J. H., LEA, D. J., KID, S. H., KIM, H. Y., & CHO, K. K. (2003). **Effects os Synchronizing Errors on Cutting Perfomance in the Ultra-High-Speed Tapping**. CIRP Anals, 52, 53-56.

ARTER, R. K. **Coated-Cobalt Taps Run Long And Hot**. Tooling & Production. v. 56, N.9, p. 63-64, 1990.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT), 1986, **P-Tb-41: Terminologia e Simbologia De Roscas – Terminologia Brasileira**. Rio De Janeiro, Brasil.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 6589: Peças em ferro fundido cinzento classificadas conforme a resistência à tração**. Rio de Janeiro. 1986.

ASM HANDBOOK COMMITTEE - **Properties and selection – Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. 10 ed. USA: ASM International, 1990a. Vol. 01. 1063p.

BEER, FERDINAND P.; JOHNSTON JR., E. RUSSELL. **Resistência dos Materiais**. 3. ed. São Paulo: Makron Books, 1995. 652p.

BELLUCO, W.; DE CHIFFRE, L. **Surface Integrity and part accuracy in reaming and tapping stainless steel with new vegetable based cutting oils**. Tribology International. v.35, n.12, p. 865 – 870, dez. 2002.

BEZERRA, A. A.; COELHO, R.T.; DA SILVA, L.R. **Monitoração dos Processos de Roscamento: Revisão da Literatura**. Congresso Nacional de Engenharia Mecânica - CONEM. Natal, Rio Grande do Norte, Brasil. Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Associação Brasileira de Ciências Mecânicas – Abcm, 10p. 2000.

BEZERRA, A. A. **Estudo do Desgaste no Rosqueamento com Alta Velocidade em Ferro Fundido**. 2003. 209 f. Tese de Doutorado - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

CANALE. A. J. **Estudo da Soldagem de Recuperação do Ferro Fundido Vermicular Através do Processo Oxiacetilênico**. 2005. 147 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

CAO, T.; SUTHERLAND, J. W. **Investigation of thread tapping load characteristics through mechanistics modeling and experimentation**. Journal of Machine Tools & Manufacture. v 42, n. 14, p. 1527-1538, nov. 2002.

CASTILLO, W. J. G. **Furação Profunda de Ferro Fundido Cinzento GG25 com Brocas de Metal Duro com Canais Retos**. 2005. 134f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 6.ed. S. P: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 1977. 576p.

CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais – ABM, 7ª Edição, 2002.

CIMM (CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA): Disponível em: <<http://construtor.cimm.com.br/cgi-win/construt.cgi?configuradorresultado+997>>; Acesso em: 20 jan. 2017.

COLDWELL, H.; WOODS, R.; PAUL, M.; KOSHY, P.; DEWES, R.; ASPINWALL, D. **Rapid machining of hardened AISI H13 and D2 moulds, dies and press tools**. Journal of Materials Processing Technology. v. 135, n. 2-3, p 301 – 311, abr. 2003.

COLPAERT, H. **Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns**. 3.ed. São Paulo: Editora Edgard Blücher, 1974.

CSELLE, T.; BARIMANI, A. **Today's applications and future developments of coatings for drills and rotating cutting tools**. Surface & Coatings Technology . v. 76-77, n. 2, p. 712 – 718, dec. 1995.

DA MOTA, P. R. ; MACHADO, A. R. ; SILVA, M. B. ; REIS, A. M. ; GONCALVES JUNIOR, F. . **Efeito da Variação do Avanço Programado na Máquina CNC Durante o Rosqueamento com Machos de Corte em Ferro Fundido Vermicular**. In: VI COBEF - CONGRESSO BRASILEIRO DE FABRICAÇÃO, 2011, CAXIAS DO SUL - RS. Anais do VI Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2011. p. 1-10.

DA MOTA, P. R. **Estudo do Processo de Rosqueamento com Macho de Corte de Metal Duro em Ferro Fundido Vermicular**. 2009. 160 p. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia.

DA MOTA, P. R. ; REIS, A. M. ; SILVA, M. B. ; MACHADO, Á. R. ; GONCALVES, R. A. ; De Andrade, C. L. F. . **Rosqueamento interno com machos de corte em ferro fundido vermicular**. In: V COBEF (Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação), 2009, Belo Horizonte. Anais do V COBEF, 2009.

DA MOTA, P. R.; REIS, A. M.; DA SILVA, M. B.; GONÇALVES, R.A. **Performance of high speed steel taps at high cutting speed**. Ecole nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Metz. Fifth International Conference on High Speed Machining. v 1, p. 119-127, mar. 2006.

DA MOTA, P. R. **Investigação do Comportamento de Ferramentas de Aço- Rápido no Processo de Rosqueamento Interno em Alta Velocidade de Corte**. 2006. 142 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

DA SILVA, J. A. **Análise Térmica na Solidificação de Ferros Fundidos Cinzentos Hipoeutéticos**. 2007. Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

DILIDDO, T. **The tapping key to successful threading**. Cutting Tool Engineering. v. 39, n.1, p. 65-67. fev.1987.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 1 ed. mm editora, S. P: 242p. 1999.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. São Paulo: 5. ed.: Artiliber Editora, 2006. 244p.

FANTIN, J.P. **Ensaio com machos: em busca de bons resultados na usinagem**. Revista Máquinas e Metais. n. 320, p. 58 – 60, set. 1992.

FERRARESI, Dino. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1969.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. 3 ed. v.1, S.P: Editora Edgard Blücher Ltda, 1995. 751p.

FREIRE, J.M. **Tecnologia Mecânica** (Instrumento de Trabalho na Bancada), Livros técnicos e científicos editora S. A., Vol. 1 , 1o ed, 1976. 271p.

GUANI, J.A.; CHOUDHURY, I.A.; MASJUKI, H.H. **Wear mechanism of TiN coated carbide and uncoated cermets tools at high cutting speed applications**. Journal of Materials Processing Technology. v. 153-154, p. 1067-1073, nov. 2004.

GUESSER, W. L. **Propriedades Mecânicas dos Ferros Fundidos**. 1. ed. São Paulo: Blüsher, 2009. 336p.

HARRIS, S. G.; DOYLE, E. D.; VLASVELD, A. C.; AUDY, J.; QUICK, D. **A study of the wear mechanisms of Ti1-xAlxN and Ti1-x-yAlxCryN coated high-speed steel twist drills under dry machining conditions**. Wear. v. 254, n. 7-8, p. 723-734, abr. 2003.

HOGMARK, S.; JACOBSON, S.; LARSSON, M. **Design and Evaluation in Tribological Coatings**. Wear. v. 246, n. 1-2, p. 20-33, nov. 2000.

ISCAR - **Ferramentas de Corte** – Goiânia. Material Didático. Palestra apresentada no SENAI-DR/GO. 2001. 1 CD ROM.

JOHNSON, M. **Tapping**. In: **American Society For Metals**. Metals handbook, 9.ed. Metals Park, Ohio, USA. v.16 - Machining, p. 255-267. 1989.

KISHAWY, H.A.; DUMITRESCU, M.; NG, E. -G.; ELBESTAWI, M.A. **Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high speed machining of A356 alloy**. International Journal of Machining Tools & Manufacture. v. 45, n. 2, p. 219–227, fev. 2005.

KISTLER. Manual de Instrução. **Instruction Manual – Rotating cutting Force Dynamometer Type 9123C**...Winterthur/Schweiz. 2006.

KOELSCH, J.R. **Rosqueamento de alto desempenho**. Máquinas e Metais. n. 432, p. 20-35, jan. 2002.

LINSS, M. **Processo de rosqueamento de alto desempenho**. Revista Máquinas e Metais. Aranda Editora – ano XXXIX, n. 443, p. 24-33, dez. 2002.

MACHADO, A. R.; DA SILVA, M. B. **Apostila de Usinagem dos Metais**. 8. ed. Universidade Federal de Uberlândia. 2004. 257p.

MACHADO, A.R.; E DA SILVA, M.B. ; COELHO, R. T; ABRÃO, A. M.- **“Teoria da Usinagem dos Materiais”** 1ª ed. São Paulo: Editora Blucher, 2009.

MEZENTSEV, O. A.; ZHU, R.; DE VOR, R. E.; KAPOOR, S. G.; KLINE, W. A. **Use of Radial Force for Fault Detection in Tapping**. International Journal of Machine Tools & Manufacture. v. 42, n. 4, p. 479-488, mar. 2002.

MÜLLER, P.; SOTO, M. **Usinagem sem refrigeração de Furos e Roscas**, 4º Seminário Internacional de Alta Velocidade, Universidade Metodista de Piracicaba, Santa Bárbara d'Oeste, São Paulo, Brasil, p. 126-133. 1999.

MÜLLER, P. **Ferramentas para furar e rosquear com HSC e sem refrigeração**. O Mundo da Usinagem. p. 13–17, 2000.

NAVES, V. T. G. **Estudo da Usinabilidade dos Ferros Fundidos Cinzentos Ligados (CrCuSn e CrCuSnMo) e Vermicular Classe 350 no Fresamento Frontal em Alta Velocidade de Corte**. 2009. 145p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

NEUGEBAUER, R., BOUZAKIS, K. D., DENKENA, B., KLOCKE, F., STERZING, A., TEKKAYA, A. E., et al. (2011). **Velocity Effects in Metal Forming and Machining Processes**. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 60, 627-650.

NOUARI, M., GINTING, A. **Wear characteristics and performance of multi-layer CVD-coated alloyed carbide tool in dry and milling of titanium alloy**. Surface & Coatings Technology. v. 200, n. 18-19, p. 5663-5676, mai. 2006.

NT – DESENVOLVIMENTO GERENCIAL. **Apostila de Treinamento de Análises Estatísticas Multivariadas**, 2014.

OLIVEIRA, A. J. **Otimização das Condições de Usinagem Visando o Torneamento a Seco do Aço ABNT 1045 em Operações de Desbaste**. 2003. 112 f. Dissertação de Mestrado – Universidade Estadual de Campinas – Campinas, SP.

OSG. **Manual Técnico – Machos**. OSG ferramentas de precisão Ltda. v.1, São Paulo, p. 1-58, 1999.

OSG. **Machos, Cossinetes e Fresas** – São Paulo. Material Didático, maio 2005. 1 CD ROM.

OSG. **Catálogo de Produtos 2012 - 2013**. Disponível em: <<http://www.osg.com.br/v4/fotos/download/web/index.html>>. Acesso em 8 set. 2016.

OSG. **Catálogo - Tipos de Canais Machos de Corte N°22**. 2014. Disponível em: <http://www.osg.com.br/v4/fotos/download/N22_baixa.pdf>. Acesso em 21 set. 2016.

PALDEY, S.; DEEVI, S.C. **Single layer and multilayer wear resistant coatings of (Ti, Al)N: a review**. Materials Science and Engineering. v. 342, n. 1-2, p. 58–79, fev. 2003.

PEREIRA, I. C. **Comparação entre os Processos de Rosqueamento Interno por Usinagem e Laminação**. 2014. 121p. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia.

PROVENZA, F. PRO-TEC – **Projetista de Máquinas**. 71ª Edição – Reimpressão. Escola Pro-Tec 1996.

REIS, A. M. ; COELHO, G. A. B. ; Barbosa, F. Q. ; SILVA, M. B.. **Estudo da Relação Entre as Forças Axial e Radial e o Desgaste da Ferramenta para o Processo de Rosqueamento Interno**. In: Terceiro Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação ? COBEF 2005, 2005, Joinville. Anais do 3º COBEF, 2005.

REIS, A. M. **Avaliação de Desempenho de Diferentes Materiais de Ferramenta no Processo de Rosqueamento Interno de Ferro Fundido Cinzento, através do Monitoramento do Desgaste**. 2004. 192 f. Tese de Doutorado - Universidade Federal de Uberlândia.

REIS, A. M., VIOLATTI, D. C., SEPPE JÚNIOR, W., SOUZA JÚNIOR, A. M., DA SILVA, M. B., **Avaliação do Desempenho de Ferramentas de Aço-Rápido no Rosqueamento Interno do Ferro Fundido Cinzento Gh – 190**, II Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Uberlândia – MG, proceedings of II COBEF, 2003, 10p.

REITER, A. E.; BRUNNER, B.; ANTE, M.; RECHBERGER. J. **Investigation of several PVD coatings for blind hole tapping in austenitic stainless steel**. Surface & Coatings Technology. v. 200, n. 18-19, p. 5532-5541, mai. 2006.

SANCHES BLANES S/A INDÚSTRIA DE MÁQUINAS E EQUIPAMENTOS (Ribeirão Pires /SP). João Carlos Santiago Sanches, Francisco Sanches Biscaino e José Sanches Blanes. **Cabeçote de Rosquear**. Int CI B28G5/14. BR n. PI 8105298. 19 agosto 1981, 08 dezembro 1981. RPI N°581.

SANCHES BLANES: **rosqueadores**. Disponível em:<<http://www.sanchesblanes.com.br/produtosN3.php?cat=5&sub=71&sub2=227>>. Acesso em: 07 fev. 2017.

SANCHES BLANES: **rosqueadores.** Disponível em: <<http://www.sanchesblanes.com.br/produtosN3.php?cat=5&sub=70&sub2=180>>. Acesso em: 07 fev. 2017.

SANCHES BLANES: **painel de notícias.** Disponível em: <http://www.sanchesblanes.com.br/exibe_noticia.php?noticia=47>. Acesso em: 07 fev. 2017.

SANTOS, S. C. **Furação de ferro fundido cinzento com brocas de metal duro integral.** 1999. 122 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Uberlândia.

SCHULZ, H.; EMRICH, A. K.; FINZER, T; DÖRR, J. **Quais são e para que servem os revestimentos.** Máquinas e Metais, p. 38-45, set, 2000.

SILVA, A. E. **Furação de Ferros Fundidos de Alta Resistência Aplicados em Cabeçotes de Motores.** 2016. 114f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia – MG.

SKF. Manual Técnico SKF. São Paulo: SKF Ferramentas S.A., 261p. 1987.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de Corte II: brocas, alargadores, ferramentas de roscas, fresas, brochas, rebolos e abrasivos.** Ed. da UFSC. Florianópolis: 1992, 326p.

STOETERAU, R. L. Apostila de Tribologia da UFSC. 2000. 172 p.

STUEWE, L. **Avaliação da Influência do Cromo e Molibdênio na Solidificação e Formação de Rechupes em Ferros Fundidos Cinzentos.** 2008. 227f. Dissertação de Mestrado – Universidade de São Paulo, São Paulo.

TRENT, E.M.; WRIGHT, P.K. **Metal Cutting.** 4th Edition, Butterworths – Heinemann. 2000, 446 p.

TUPY, S.A. **Perfis de Fundição Contínua.** 2014. 34p. Catálogo Técnico.

WEINERT, K. INASAKI, I. SUTHERLAND, J.W. WAKABAYASHI, T. **Dry Machining and Minimum Quantity Lubrication.** CIRP Annals - Manufacturing Technology. v. 53, n. 2, p. 511-537. 2004.

YUHARA, D. A. **Aplicação de revestimento PVD em ferramentas de corte.** 2000. Disponível em: <www.brasimet.com.br>. Acesso em: 20 dez. 2016.

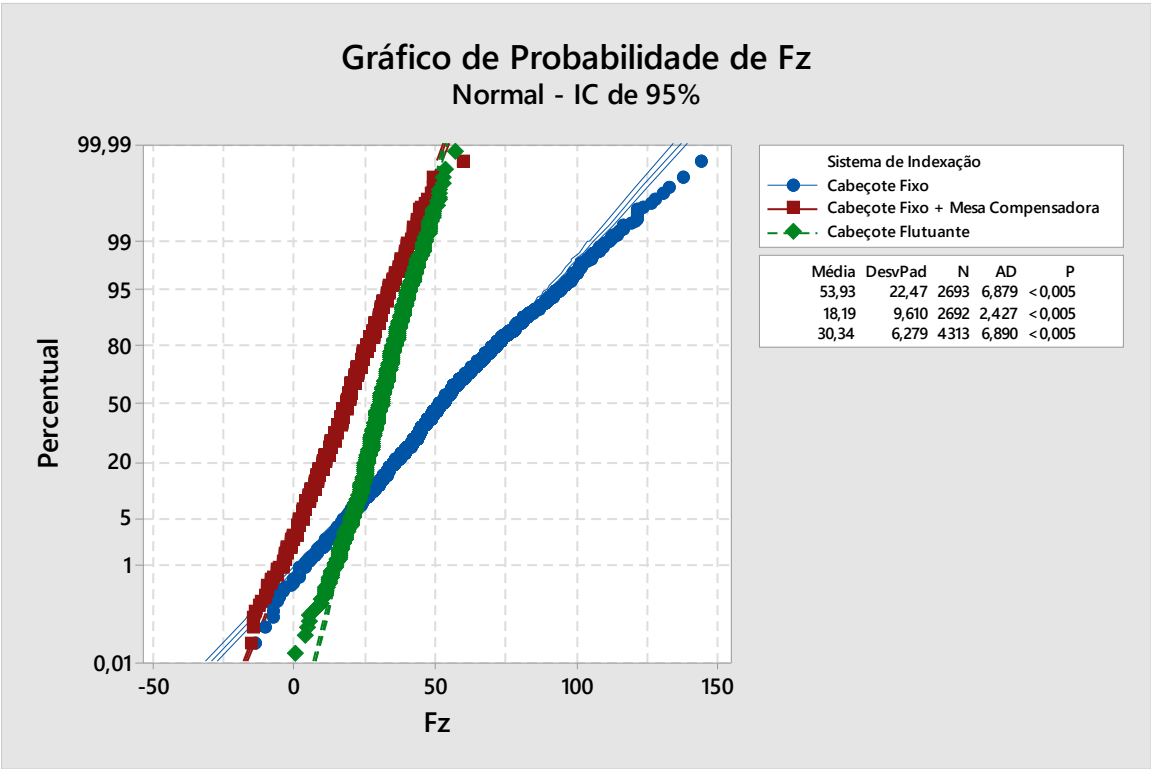
ZHANG, B.; YANG, F.; WANG, J. **Fundamental aspects in vibration-assisted tapping.** J. Mater. Process. Technol. 132 (12) (2003) 345–352.

APÊNDICES

Apêndice A- Testes de normalidade e testes de hipótese em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte

Etapa usinagem

Força Axial



Teste de Mood para a Mediana: Fz versus Sistema de Indexação

Estatísticas Descritivas

Sistema de Indexação	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1
Cabeçote Fixo	52,2548	342	2351	27,9716
Cabeçote Fixo + Mesa Compensado	18,0674	2404	288	12,4318
Cabeçote Flutuante	30,2615	2226	2087	7,7157
Global	30,2615			

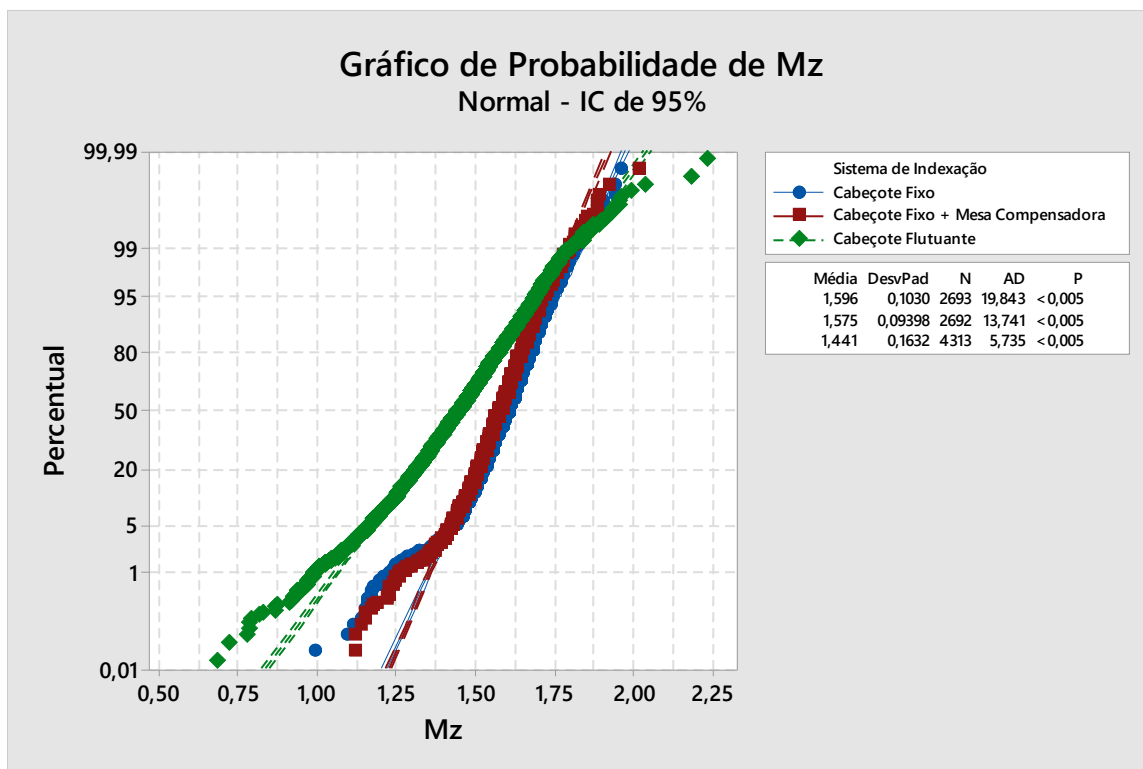
Sistema de Indexação	IC de 95% da mediana
Cabeçote Fixo	(51,2189; 53,2908)
Cabeçote Fixo + Mesa Compensado	(18,0674; 19,1034)
Cabeçote Flutuante	(30,2615; 30,2615)
Global	

Teste

Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
 Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	3162,25	0,000

Torque



Teste de Mood para a Mediana: Mz versus Sistema de Indexação

Estatísticas Descritivas

Sistema de Indexação	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1
Cabeçote Fixo	1,60332	745	1948	0,116381
Cabeçote Fixo + Mesa Compensado	1,57422	965	1727	0,106682
Cabeçote Flutuante	1,44742	3217	1096	0,204331
Global	1,54513			

Sistema de Indexação	IC de 95% da mediana
Cabeçote Fixo	(1,60332; 1,60332)
Cabeçote Fixo + Mesa Compensado	(1,57422; 1,58392)
Cabeçote Flutuante	(1,44122; 1,45392)
Global	

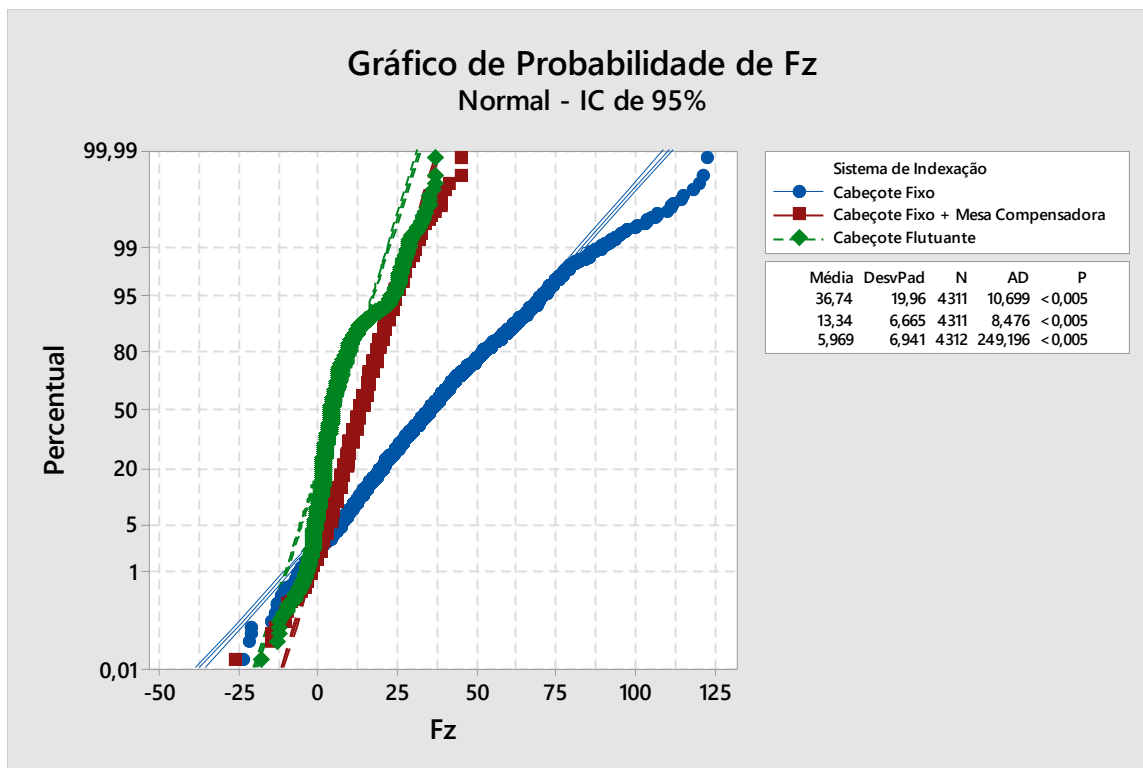
Teste

Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
 Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	1794,09	0,000

Etapa saída

Força Axial



Teste de Mood para a Mediana: Fz versus Sistema de Indexação

Estatísticas Descritivas

Sistema de Indexação	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1
Cabeçote Fixo	35,6791	463	3848	25,8996
Cabeçote Fixo + Mesa Compensado	12,8875	2213	2098	8,2879
Cabeçote Flutuante	4,0281	3803	509	5,6582
Global	12,8875			

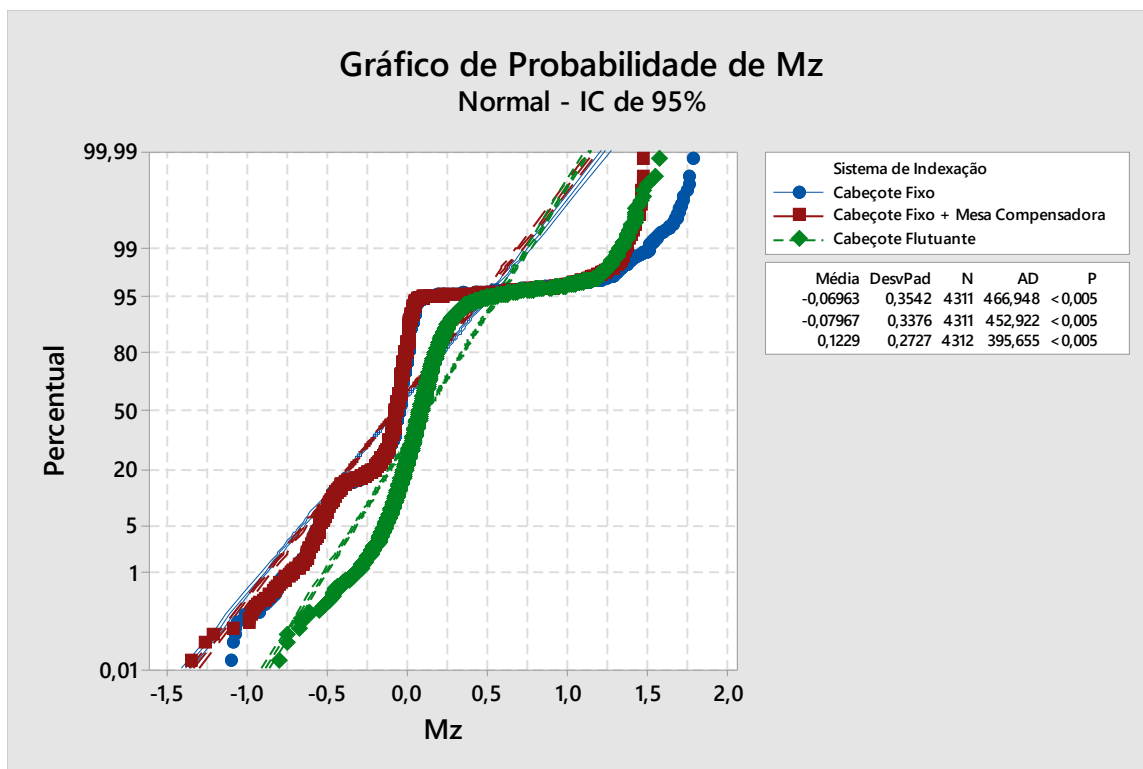
Sistema de Indexação	IC de 95% da mediana
Cabeçote Fixo	(34,6431; 35,6791)
Cabeçote Fixo + Mesa Compensado	(12,8875; 13,9234)
Cabeçote Flutuante	(4,02808; 4,02808)
Global	

Teste

Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
 Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	5177,28	0,000

Torque



Teste de Mood para a Mediana: Mz versus Sistema de Indexação

Estatísticas Descritivas

Sistema de Indexação	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1
Cabeçote Fixo	-0,0551130	2795	1516	0,145476
Cabeçote Fixo + Mesa Compensado	-0,0648114	2999	1312	0,126079
Cabeçote Flutuante	0,0809957	696	3616	0,150728
Global	-0,0357162			
Sistema de Indexação	IC de 95% da mediana			
Cabeçote Fixo	(-0,0551130; -0,0551130)			
Cabeçote Fixo + Mesa Compensado	(-0,0745098; -0,0648114)			
Cabeçote Flutuante	(0,0760859; 0,0849109)			
Global				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
 Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

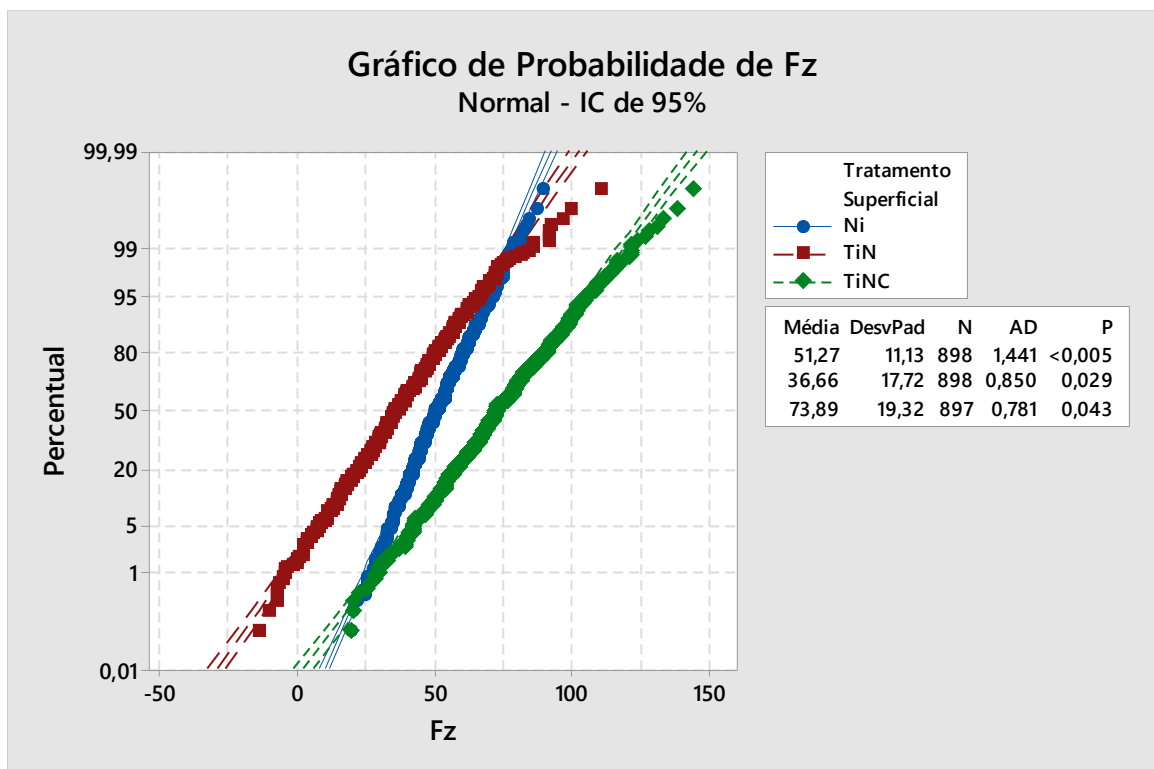
GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	3016,86	0,000

Apêndice B - Testes de normalidade e testes de hipótese em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte e dos tratamentos superficiais dos machos de corte

Etapas usinagem

Mandril Fixo

Força Axial



Teste de Mood para a Mediana: Fz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

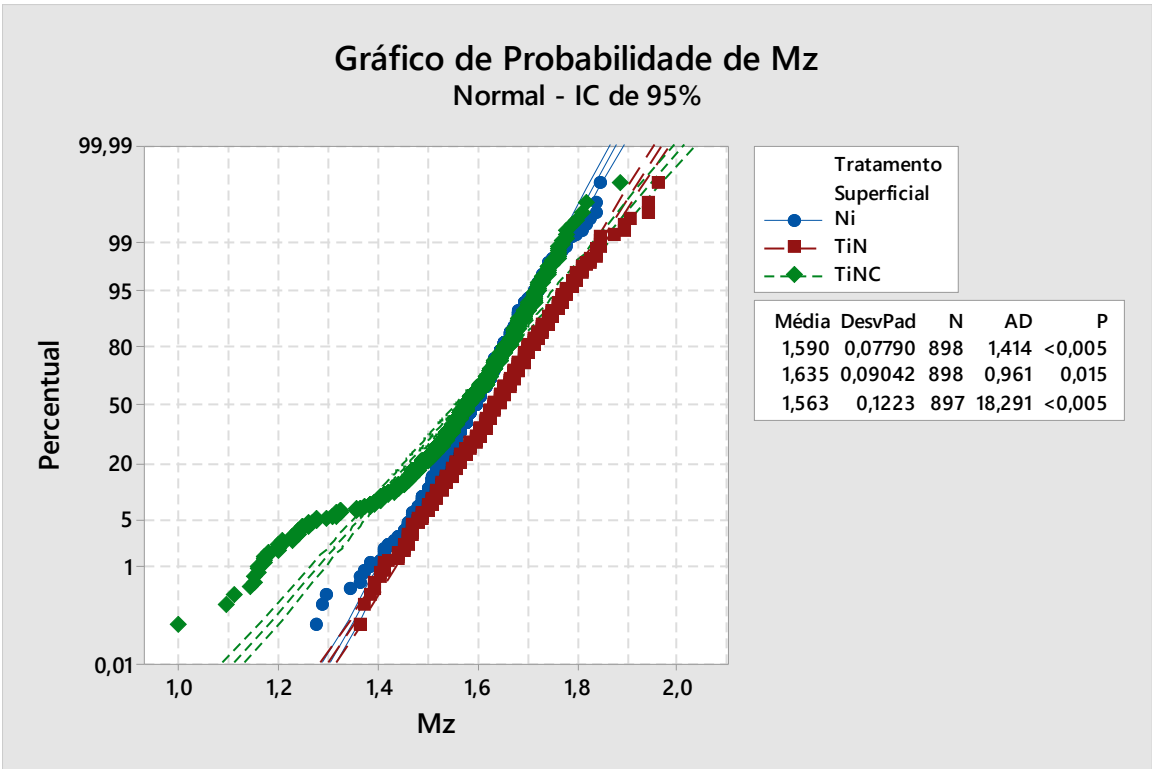
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
Ni	50,1829	506	392	14,5038	(50,1829; 51,2189)
TiN	35,6791	746	152	22,7916	(34,6431; 37,7511)
TiNC	72,9745	114	783	24,8636	(71,9385; 74,0105)
Global	52,2548				

Teste

Hipótese nula	H ₀ : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa	H ₁ : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	905,96	0,000

Torque



Teste de Mood para a Mediana: Mz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

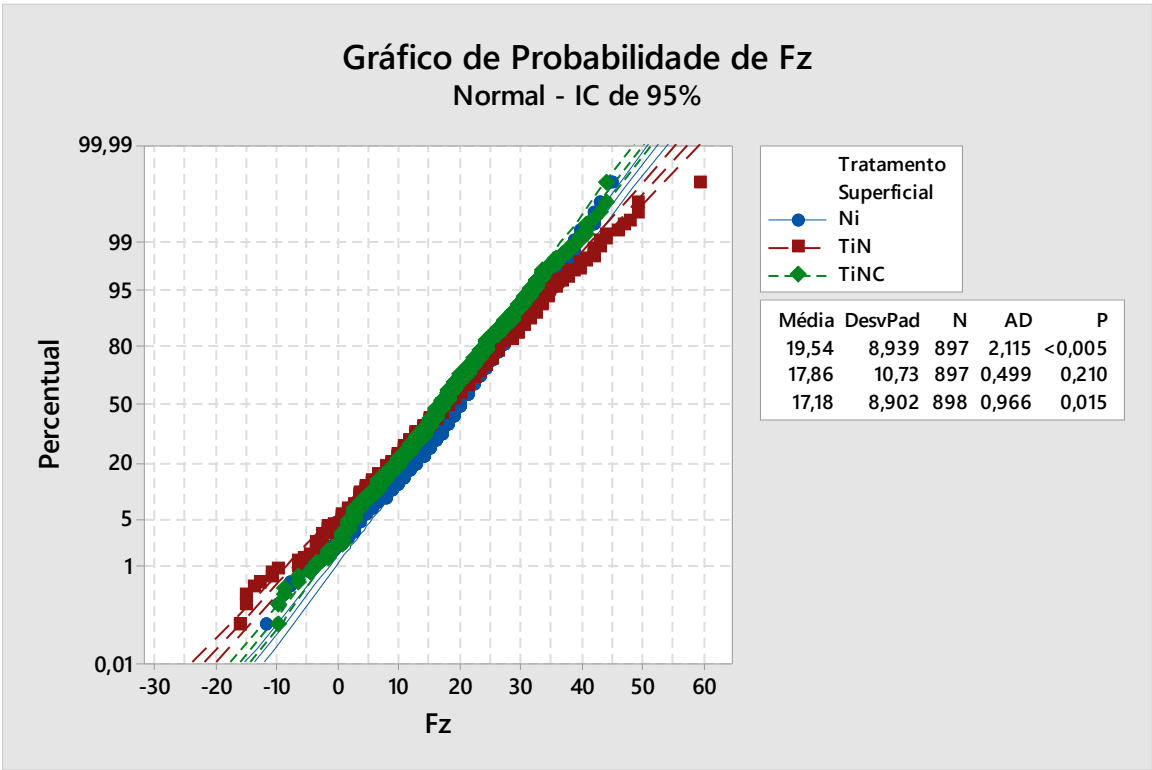
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 - Q1	IC de 95% da mediana
Ni	1,59362	539	359	0,096985	(1,58392; 1,59362)
TiN	1,63241	326	572	0,116381	(1,63241; 1,64211)
TiNC	1,57422	543	354	0,126080	(1,57422; 1,58392)
Global	1,60332				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	137,96	0,000

Mandril fixo mais mesa compensadora
Força Axial



Teste de Mood para a Mediana: Fz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

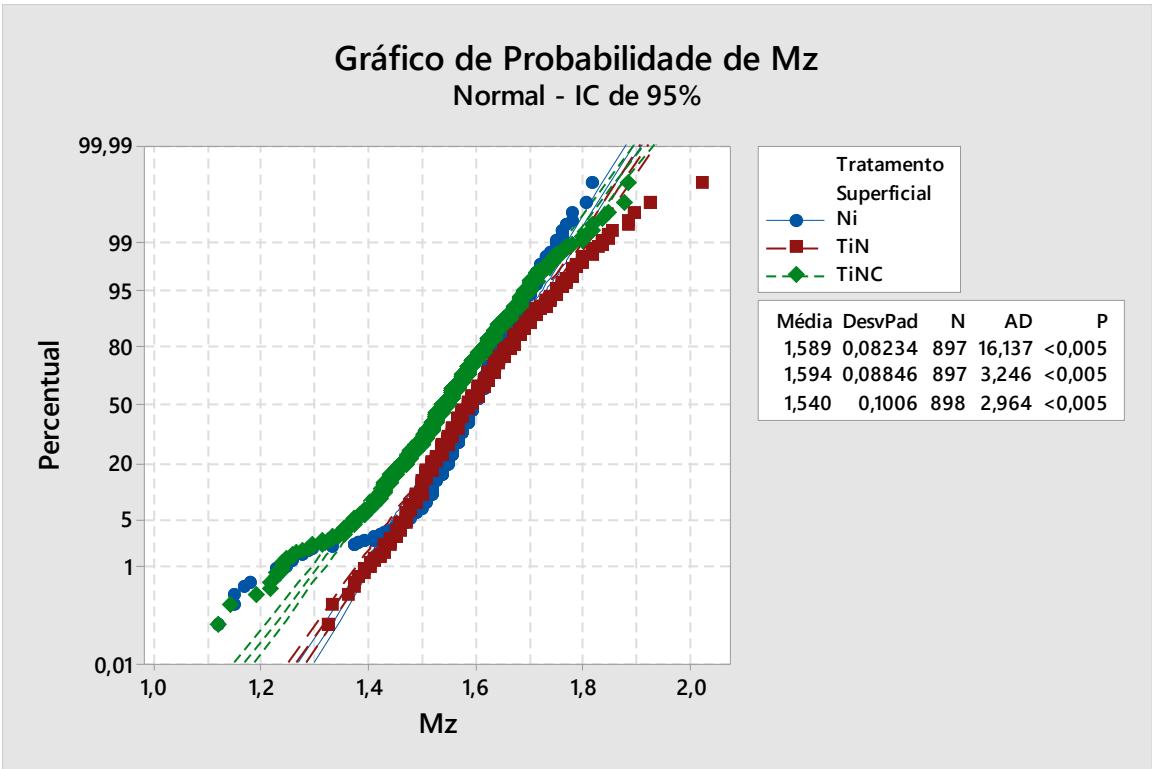
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 - Q1	IC de 95% da mediana
Ni	20,1393	385	512	11,3958	(19,1034; 20,1393)
TiN	18,0674	478	419	14,5038	(17,0314; 18,4149)
TiNC	17,0314	515	383	11,3958	(15,9954; 18,0674)
Global	18,0674				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	39,77	0,000

Torque



Teste de Mood para a Mediana: Mz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

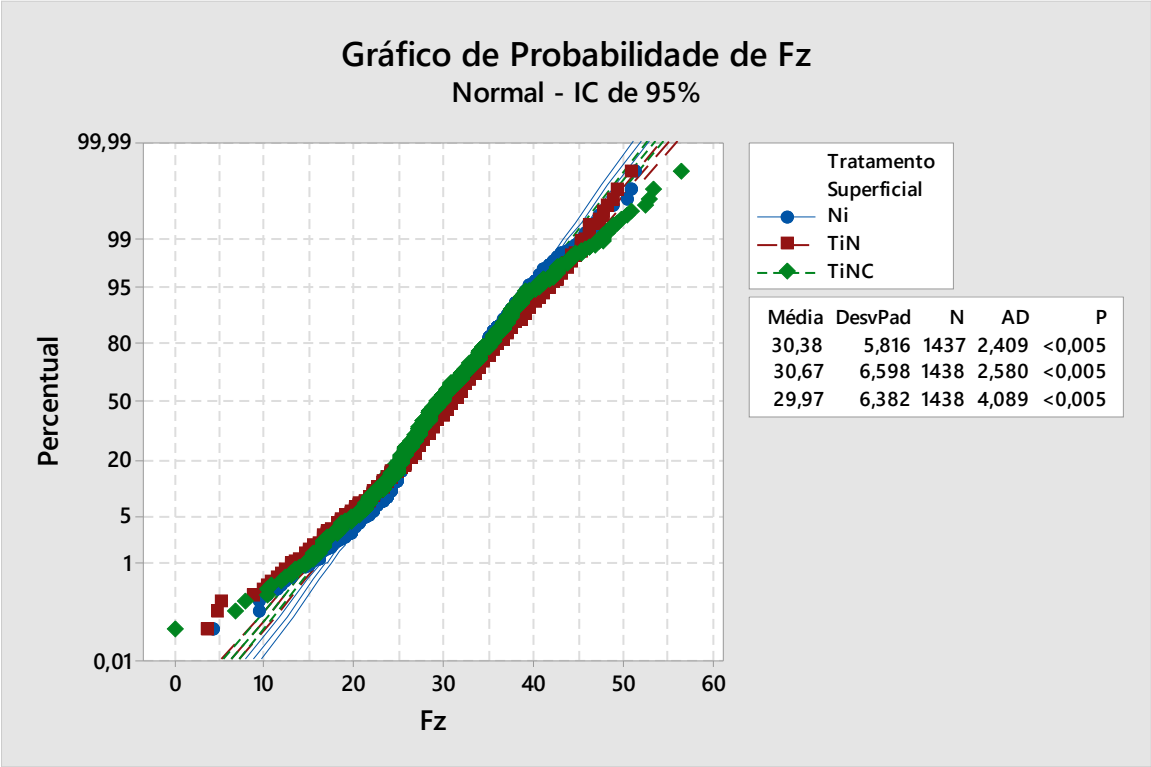
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
Ni	1,59362	350	547	0,077587	(1,59362; 1,60332)
TiN	1,58392	418	479	0,116381	(1,58392; 1,59362)
TiNC	1,54513	592	306	0,116381	(1,53543; 1,55482)
Global	1,57422				

Teste

Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	138,22	0,000

Mandril flutuante
Força Axial



Teste de Mood para a Mediana: Fz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

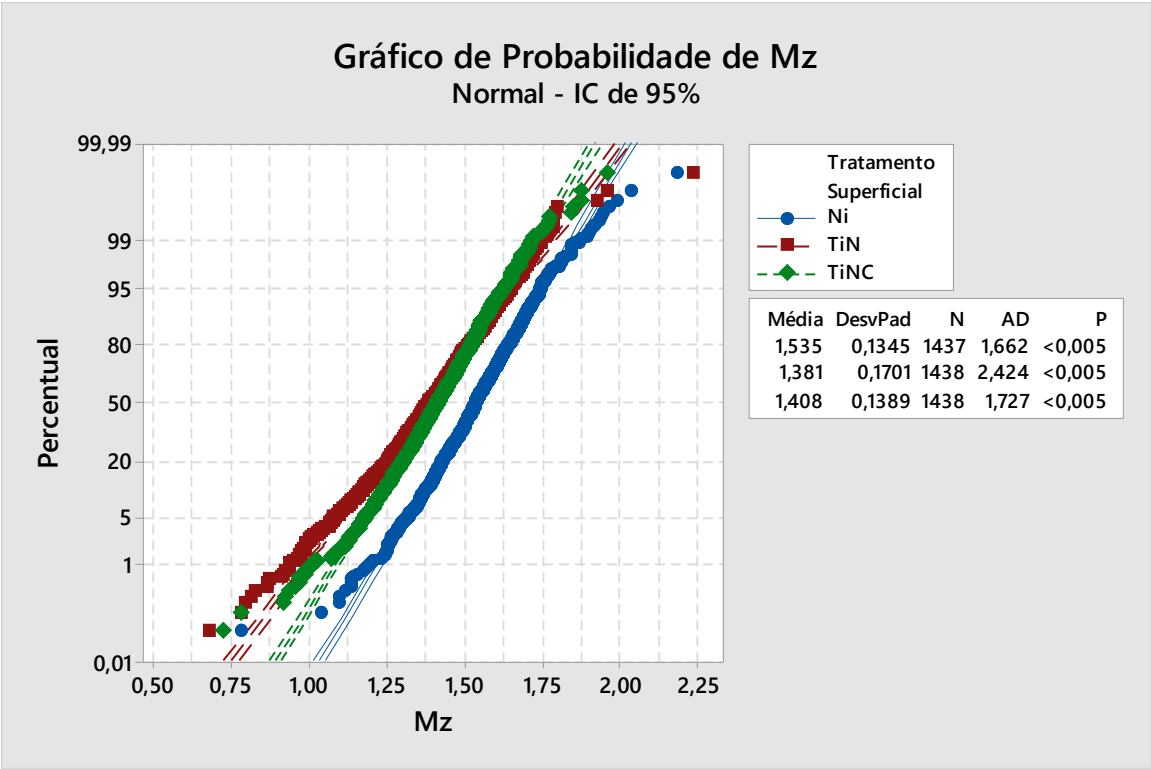
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
Ni	30,2615	720	717	7,71572	(30,2615; 30,7759)
TiN	30,7759	691	747	8,23011	(30,2615; 31,2903)
TiNC	29,7471	815	623	7,71572	(29,2328; 29,7471)
Global	30,2615				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	23,37	0,000

Torque



Teste de Mood para a Mediana: Mz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

Tratamento	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
Ni	1,53415	345	1092	0,168017	(1,52740; 1,54099)
TiN	1,38429	930	508	0,206268	(1,37519; 1,39784)
TiNC	1,41111	882	556	0,174247	(1,40300; 1,41889)
Global	1,44742				

Teste

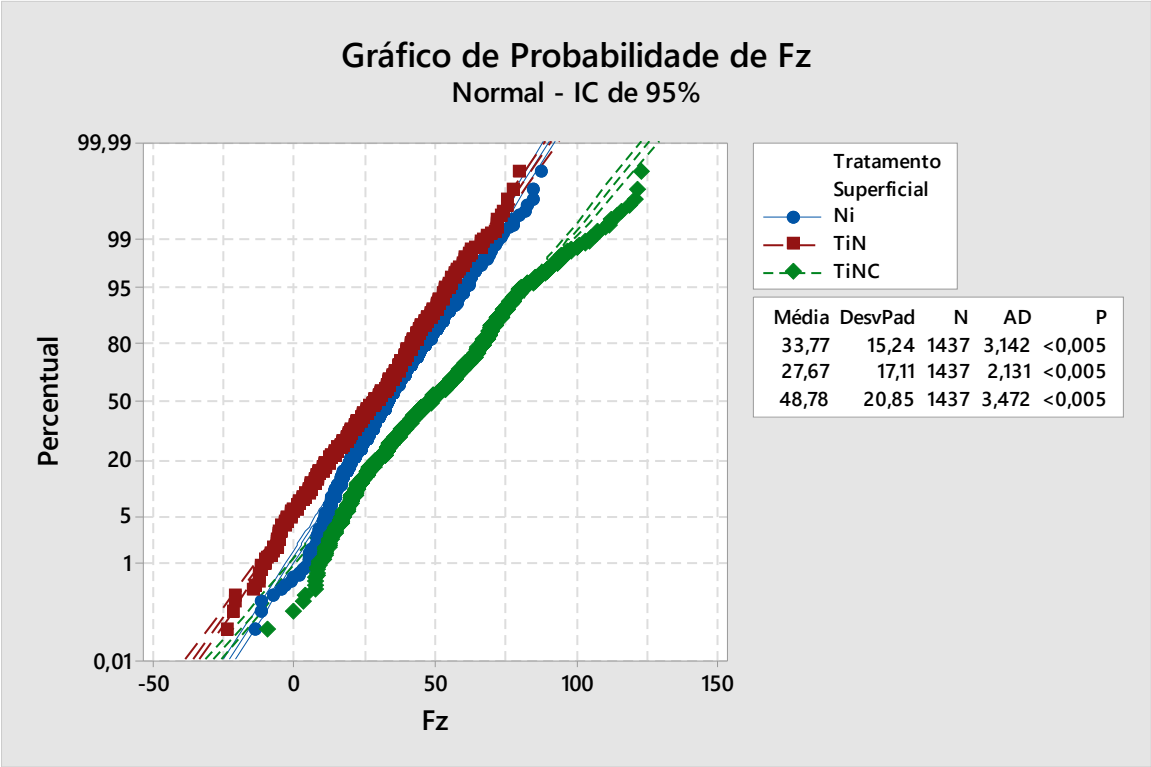
Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	586,06	0,000

Etapa saída

Mandril fixo

Força Axial



Teste de Mood para a Mediana: Fz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

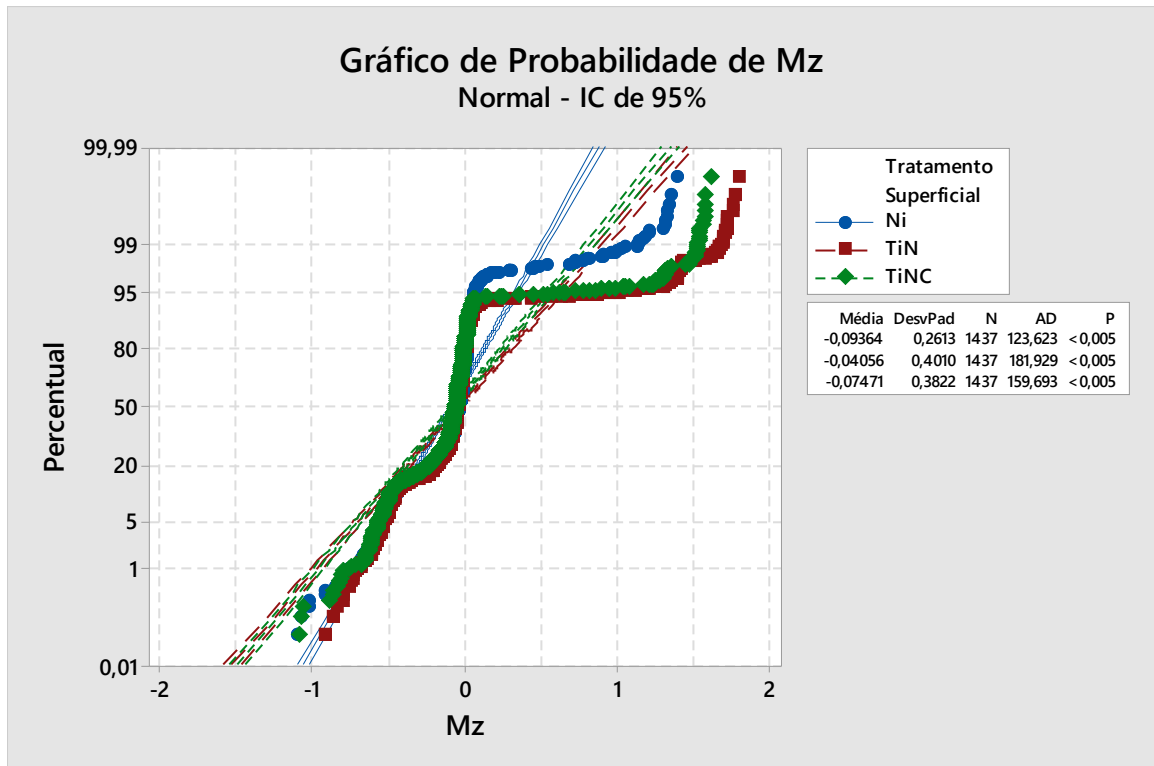
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
Ni	32,5712	848	589	20,7197	(31,5352; 33,6071)
TiN	28,4272	957	480	23,8276	(27,3912; 29,4632)
TiNC	48,1109	433	1004	30,0435	(47,0749; 49,2944)
Global	35,6791				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	426,22	0,000

Torque



Teste de Mood para a Mediana: Mz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

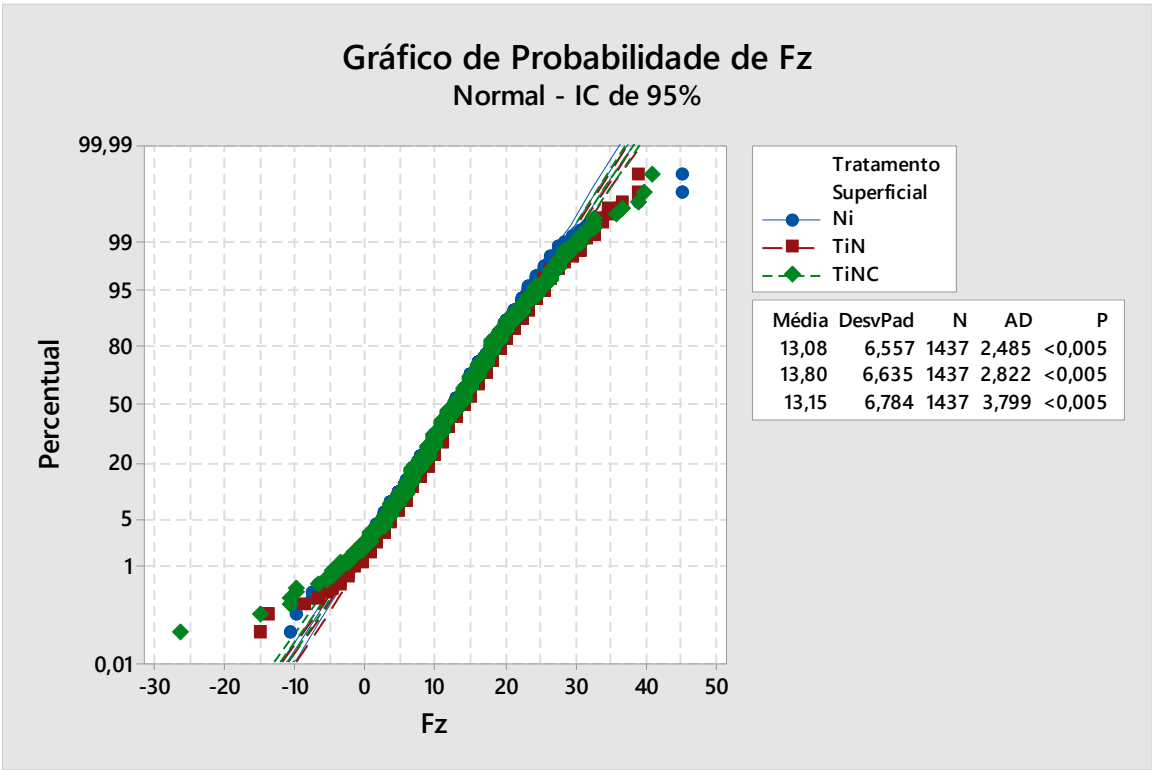
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
Ni	-0,0454146	680	757	0,126079	(-0,0454146; -0,0440337)
TiN	-0,0551130	734	703	0,126079	(-0,0551130; -0,0454146)
TiNC	-0,0745098	885	552	0,145476	(-0,0745098; -0,0648114)
Global	-0,0551130				

Teste

Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
 Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	63,13	0,000

Mandril fixo mais mesa compensadora
Força Axial



Teste de Mood para a Mediana: Fz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

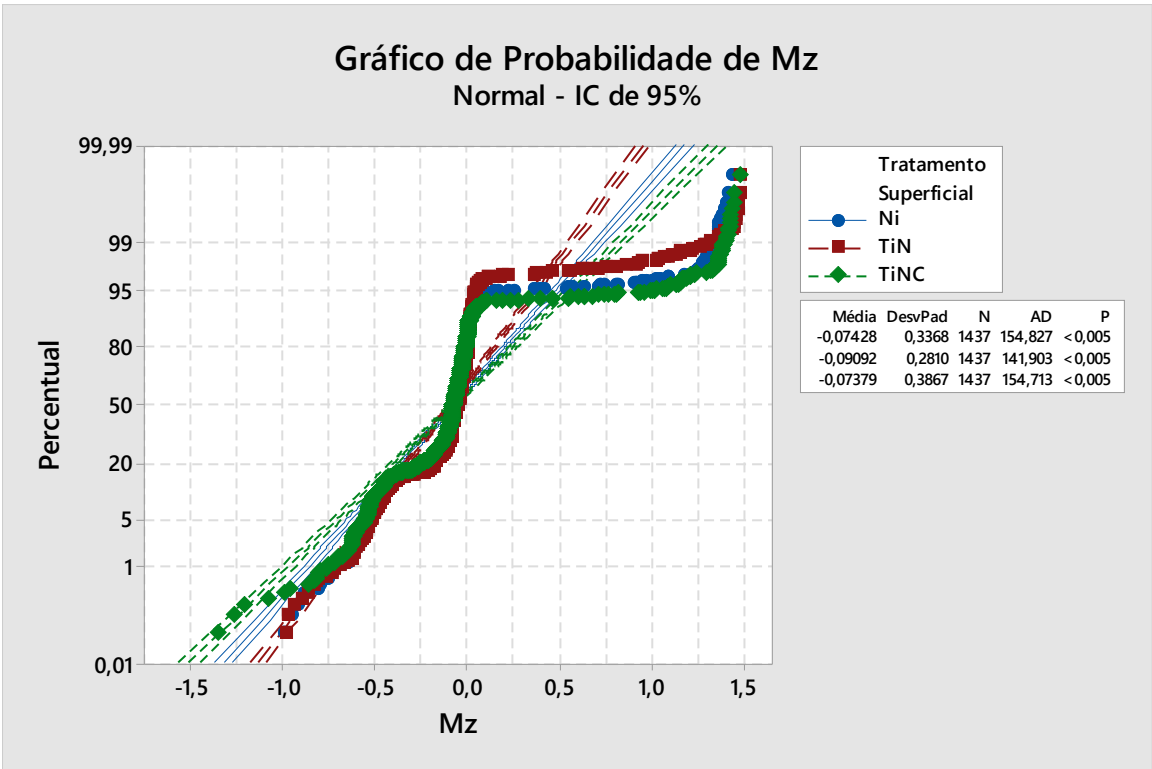
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 - Q1	IC de 95% da mediana
Ni	12,8875	758	679	8,28787	(12,8875; 12,8875)
TiN	13,9234	710	727	8,28787	(12,8875; 13,9234)
TiNC	12,8875	745	692	8,28787	(12,8875; 13,9234)
Global	12,8875				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	3,43	0,180

Torque



Teste de Mood para a Mediana: Mz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

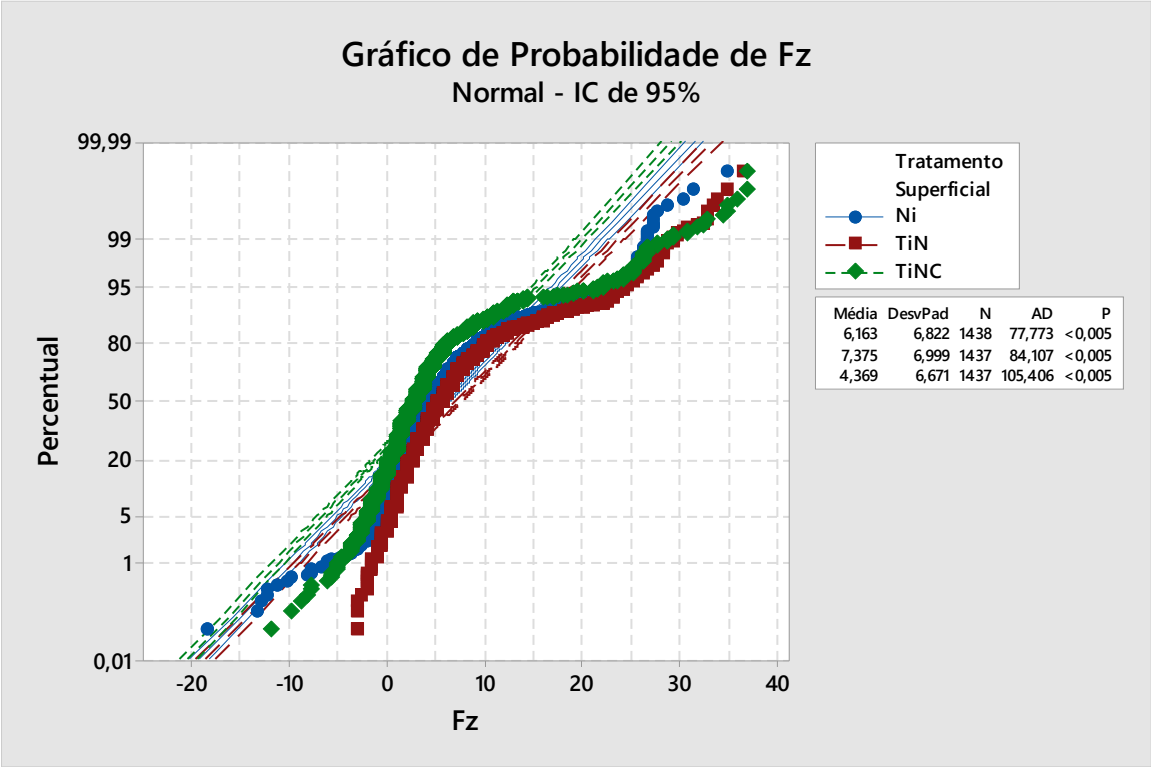
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
Ni	-0,0648114	762	675	0,130929	(-0,0745098; -0,0648114)
TiN	-0,0551130	707	730	0,116381	(-0,0648114; -0,0551130)
TiNC	-0,0745098	858	579	0,145476	(-0,0842082; -0,0745098)
Global	-0,0648114				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	32,72	0,000

Mandril flutuante
Força Axial



Teste de Mood para a Mediana: Fz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

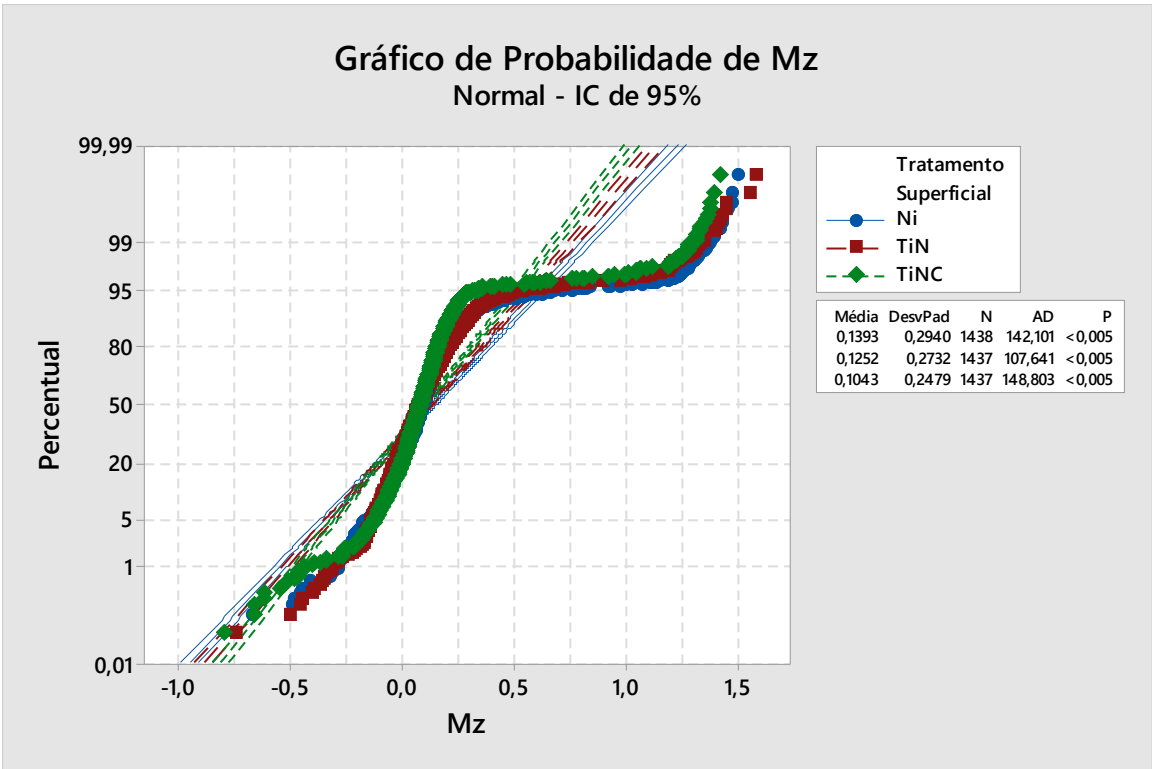
Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 - Q1	IC de 95% da mediana
Ni	4,54246	690	748	6,17258	(4,02808; 4,54246)
TiN	5,57122	567	870	6,17257	(5,05684; 5,57122)
TiNC	2,48493	977	460	4,62943	(2,48493; 2,99932)
Global	4,02808				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	246,91	0,000

Torque



Teste de Mood para a Mediana: Mz versus Tratamento Superficial

Estatísticas Descritivas

Tratamento Superficial	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
Ni	0,0899788	670	768	0,150273	(0,0832133; 0,0976222)
TiN	0,0754275	736	701	0,188007	(0,0673263; 0,0853765)
TiNC	0,0758928	750	687	0,124886	(0,0695072; 0,0824638)
Global	0,0809957				

Teste

Hipótese nula	H ₀ : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa	H ₁ : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	10,29	0,006

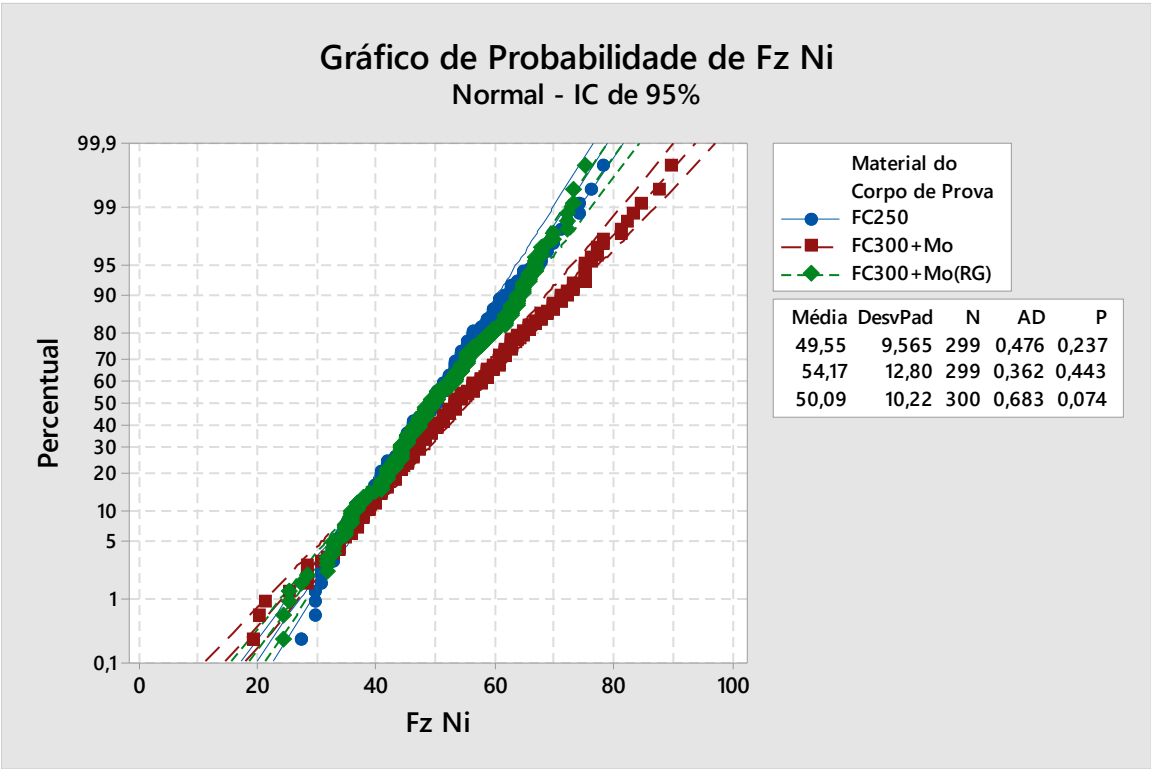
Apêndice C - Testes de normalidade e testes de hipótese em função dos sistemas de indexação de ferramentas de corte, dos tratamentos superficiais dos machos de corte e dos materiais dos corpos de prova

Mandril fixo

Etapa Usinagem

Força Axial

Macho de Corte Ni



ANOVA com um fator: Fz Ni versus Material do Corpo de Prova

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Material do Corpo de Prova	3	FC250; FC300+Mo; FC300+Mo(RG)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Material do Corpo de Prova	2	3820	1909,9	15,93	0,000
Erro	895	107325	119,9		
Total	897	111145			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
10,9506	3,44%	3,22%	2,79%

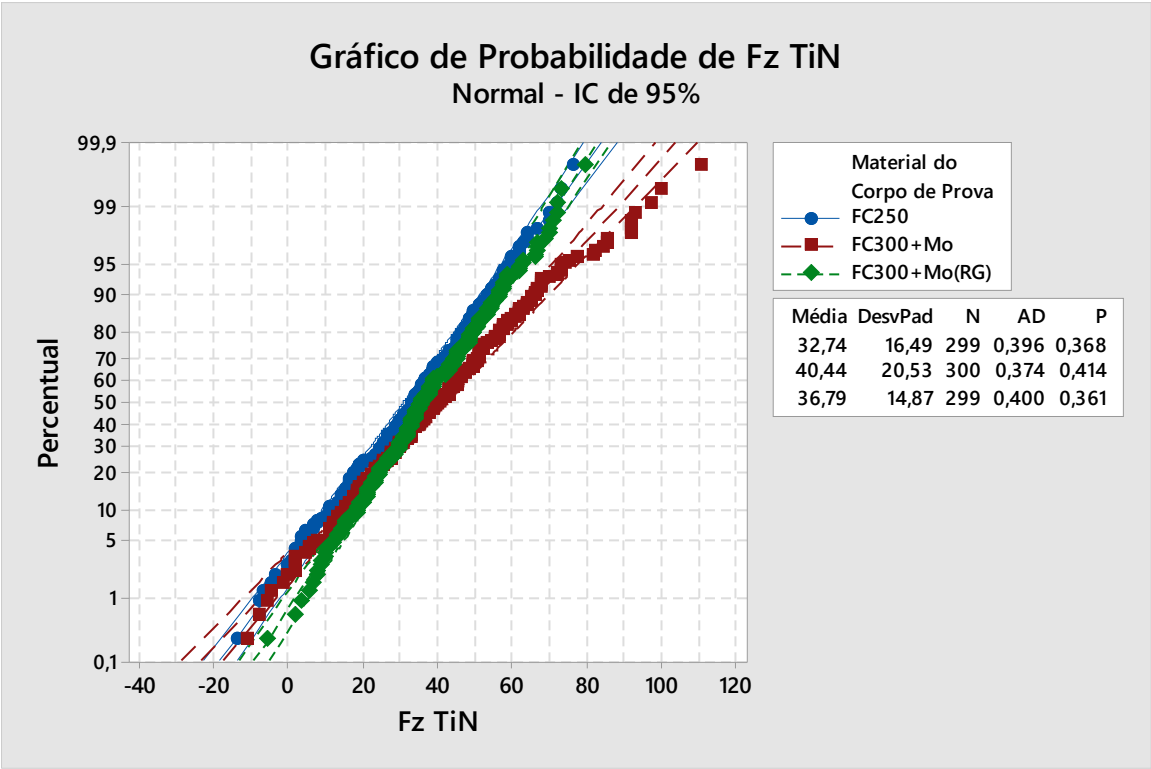
Médias

Material do Corpo de Prova	N	Média	DesvPad	IC de 95%
FC250	299	49,545	9,565	(48,302; 50,788)
FC300+Mo	299	54,167	12,803	(52,925; 55,410)
FC300+Mo(RG)	300	50,086	10,218	(48,845; 51,327)

DesvPad Combinado = 10,9506

Boxplot de Fz Ni

Macho de Corte TiN



ANOVA com um fator: Fz TiN versus Material do Corpo de Prova

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Material do Corpo de Prova	3	FC250; FC300+Mo; FC300+Mo(RG)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Material do Corpo de Prova	2	8879	4439,3	14,56	0,000
Erro	895	272922	304,9		
Total	897	281801			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
17,4626	3,15%	2,93%	2,50%

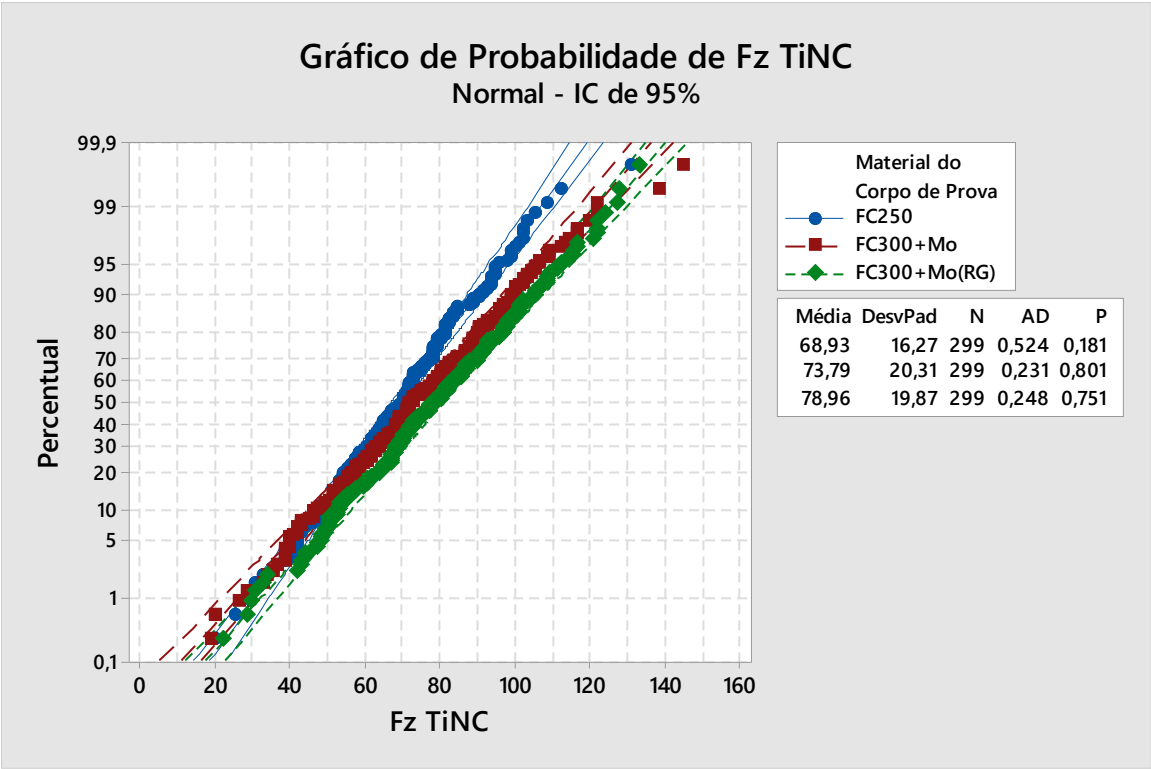
Médias

Material do Corpo de Prova	N	Média	DesvPad	IC de 95%
FC250	299	32,744	16,493	(30,762; 34,726)
FC300+Mo	300	40,44	20,53	(38,46; 42,42)
FC300+Mo(RG)	299	36,791	14,866	(34,809; 38,773)

DesvPad Combinado = 17,4626

Boxplot de Fz TiN

Macho de Corte TiNC



ANOVA com um fator: Fz TiNC versus Material do Corpo de Prova

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Material do Corpo de Prova	3	FC250; FC300+Mo; FC300+Mo(RG)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Material do Corpo de Prova	2	15046	7523,2	21,05	0,000
Erro	894	319464	357,3		
Total	896	334511			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
18,9035	4,50%	4,28%	3,86%

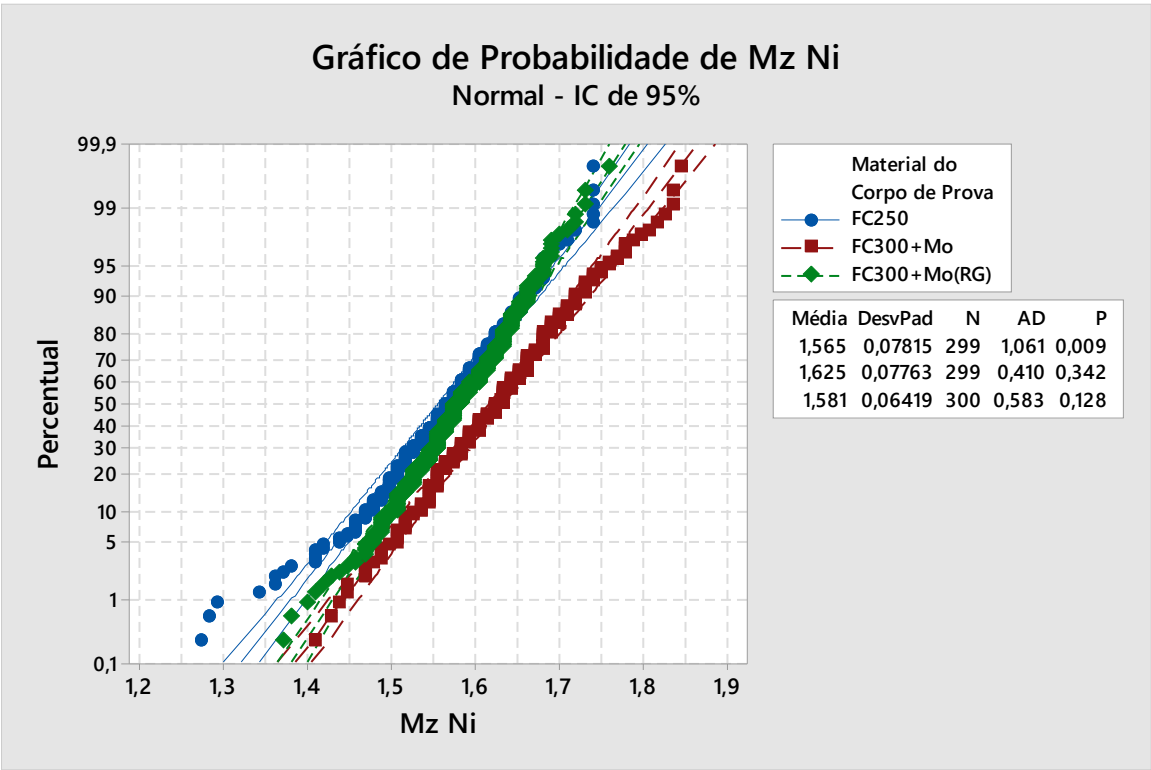
Médias

Material do Corpo de Prova	N	Média	DesvPad	IC de 95%
FC250	299	68,928	16,266	(66,782; 71,073)
FC300+Mo	299	73,79	20,31	(71,65; 75,94)
FC300+Mo(RG)	299	78,96	19,87	(76,81; 81,10)

DesvPad Combinado = 18,9035

Boxplot de Fz TiNC

Torque
Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Mz Ni versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

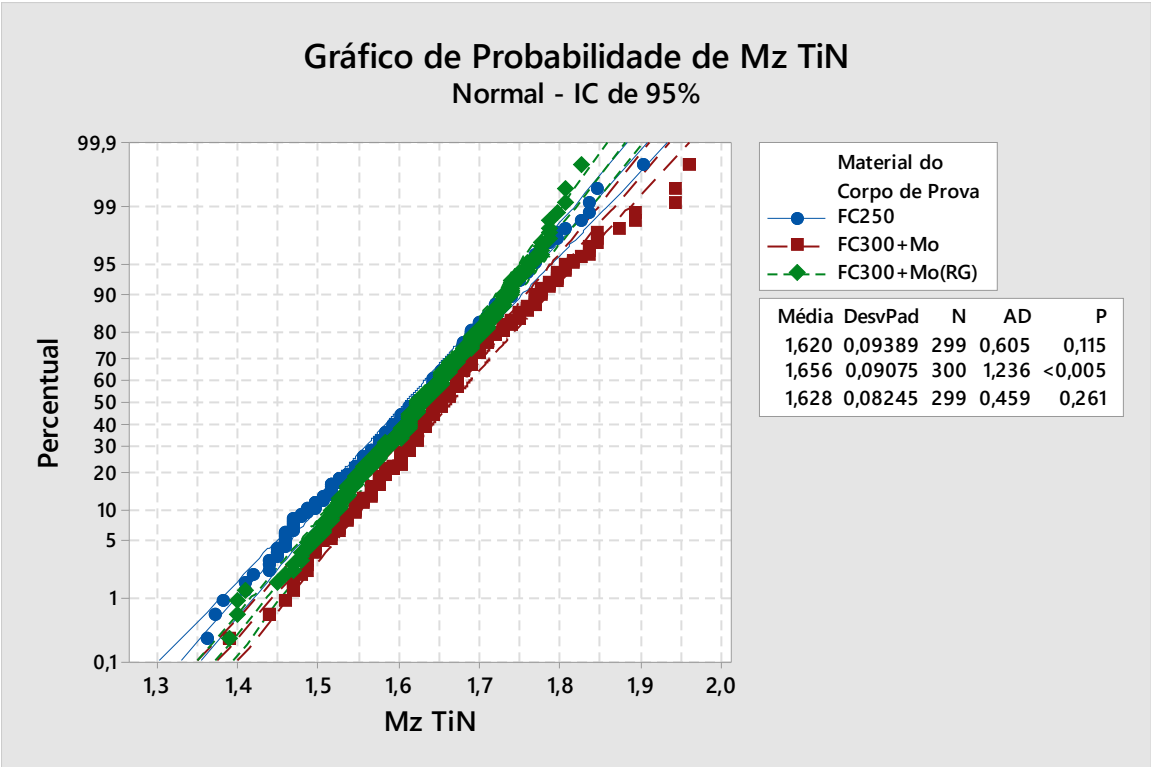
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	1,57422	199	100	0,096984	(1,55541; 1,57422)
FC300+Mo	1,63241	110	189	0,106682	(1,61301; 1,63241)
FC300+Mo(RG)	1,57907	179	121	0,077588	(1,57422; 1,59362)
Global	1,59362				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	58,53	0,000

Macho de Corte TiN



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiN versus Material ... po de Prova

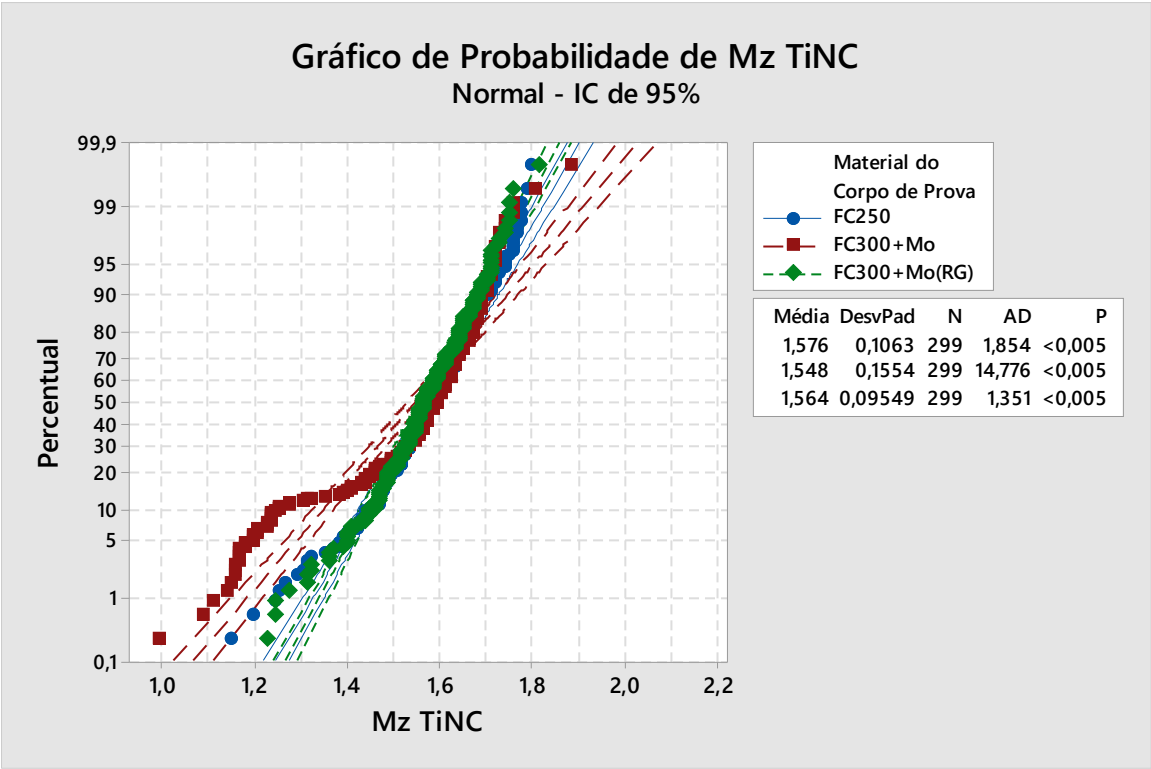
Estatísticas Descritivas

Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	1,62271	161	138	0,126079	(1,61301; 1,64211)
FC300+Mo	1,65181	130	170	0,096984	(1,64211; 1,66151)
FC300+Mo(RG)	1,62271	162	137	0,116381	(1,62271; 1,64211)
Global	1,63241				

Teste

Hipótese nula	H ₀ : as medianas da população são todas iguais		
Hipótese alternativa	H ₁ : as medianas da população não são todas iguais		
GL	Qui-Quadrado	Valor-p	
2	9,12	0,010	

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

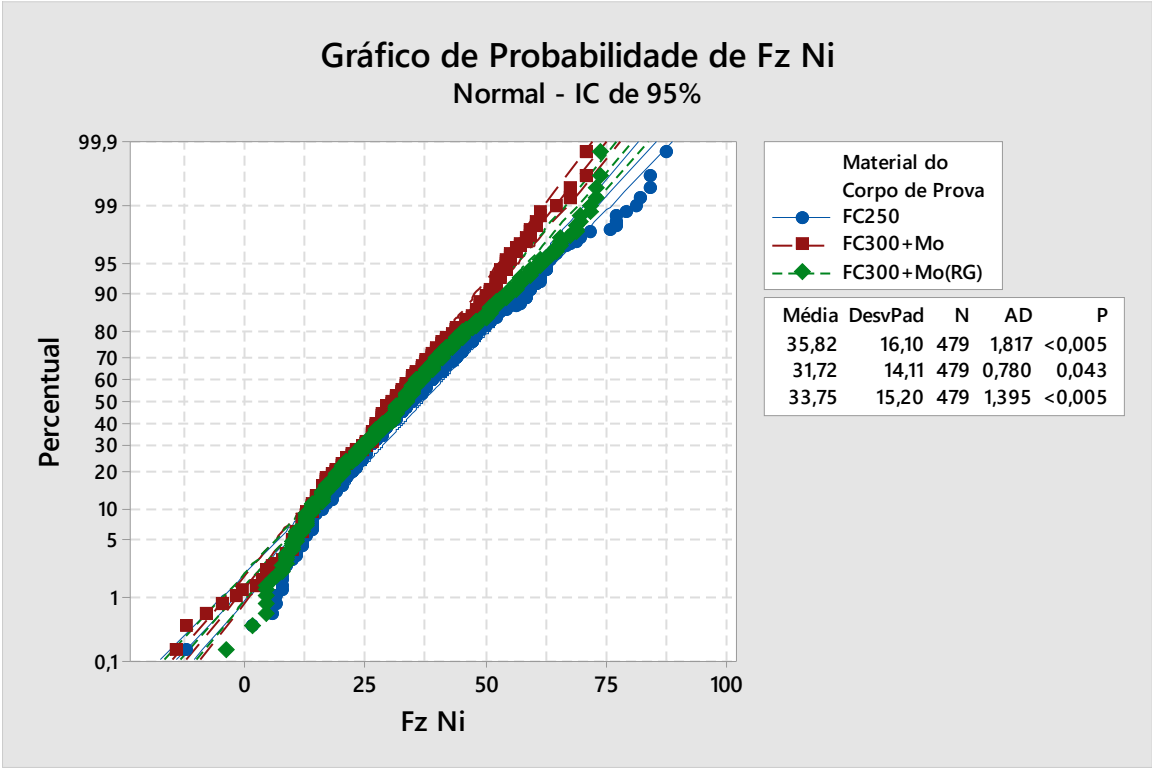
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	1,58392	145	154	0,126080	(1,57422; 1,60332)
FC300+Mo	1,59362	139	160	0,145476	(1,57422; 1,60332)
FC300+Mo(RG)	1,56452	168	131	0,116381	(1,55482; 1,57422)
Global	1,57422				

Teste

Hipótese nula	H ₀ : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa	H ₁ : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	6,27	0,043

Etapa Saída
Força Axial
Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Fz Ni versus Material do ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

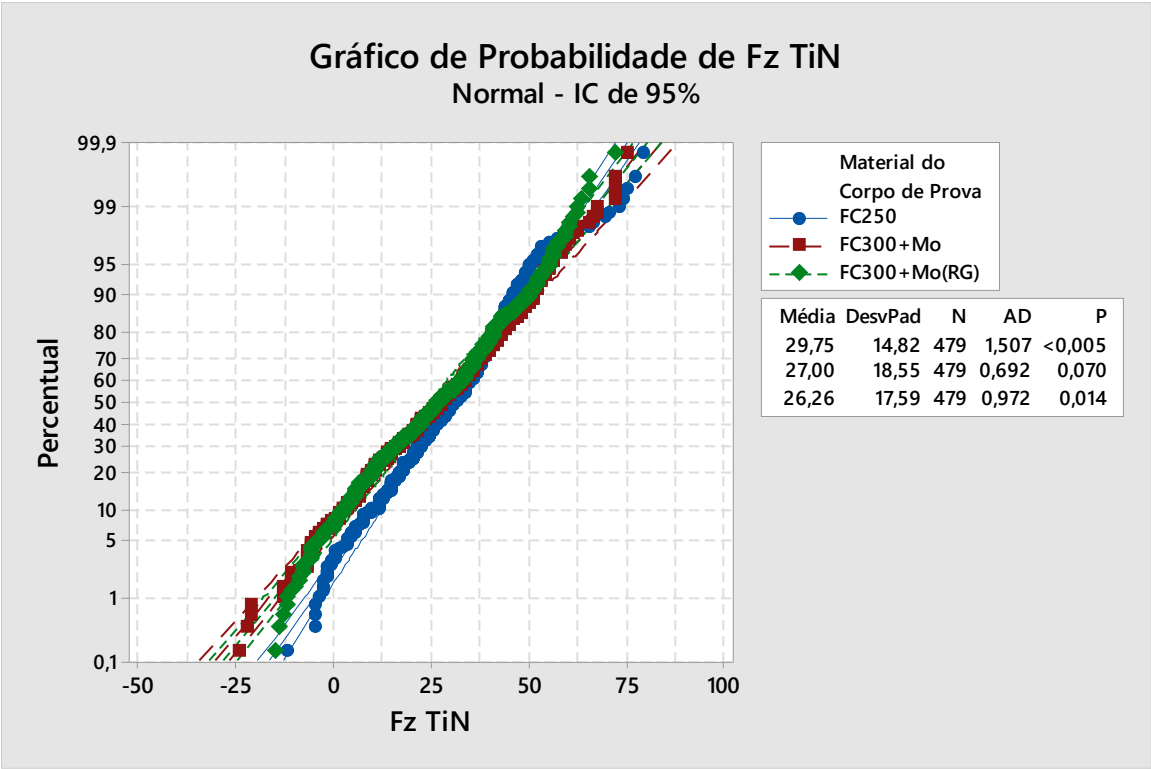
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	34,6431	223	256	21,7557	(32,5712; 36,7151)
FC300+Mo	31,5352	264	215	19,6837	(29,4632; 32,5712)
FC300+Mo(RG)	33,6071	236	243	19,6837	(31,5352; 34,6431)
Global	32,5712				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	7,33	0,026

Macho de Corte TiN



Teste de Mood para a Mediana: Fz TiN versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

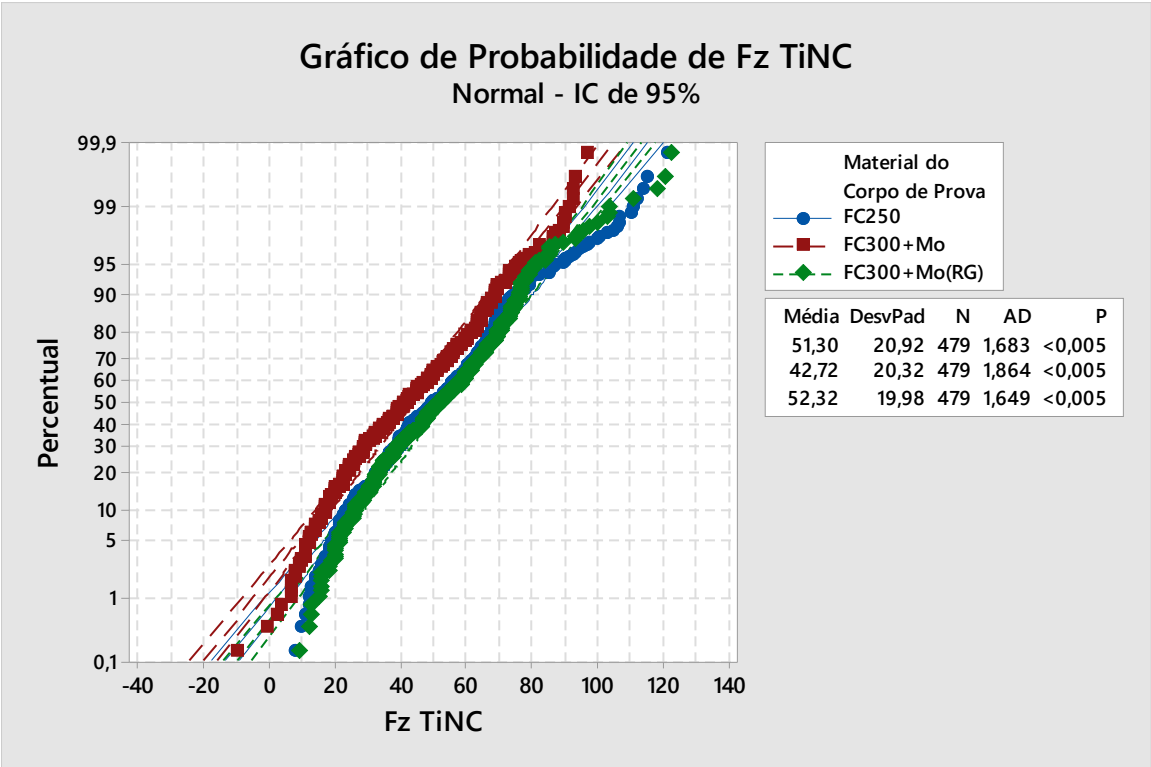
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	30,4992	217	262	19,6837	(29,4632; 33,0122)
FC300+Mo	27,3912	253	226	26,9356	(25,3193; 29,4632)
FC300+Mo(RG)	26,3553	260	219	25,8996	(24,2833; 29,4632)
Global	28,4272				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	8,89	0,012

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Fz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

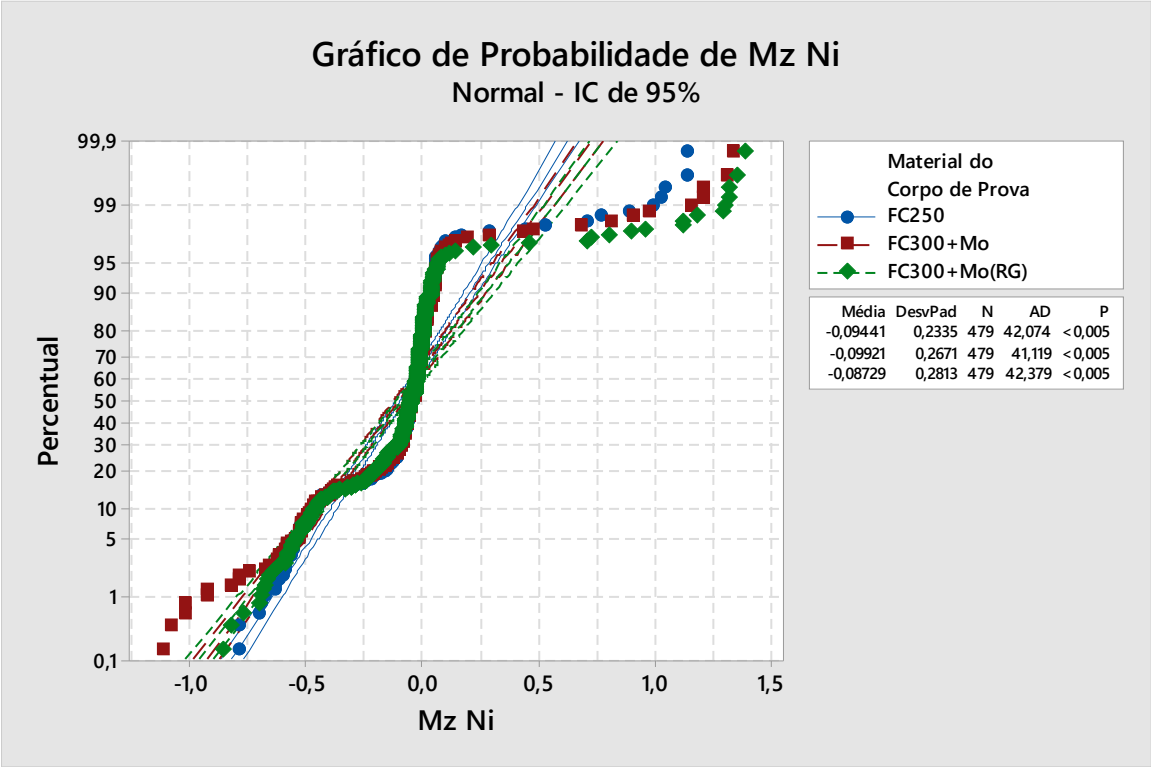
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	50,1829	225	254	30,0435	(48,1109; 54,3268)
FC300+Mo	41,8950	292	187	31,0795	(38,7871; 45,0029)
FC300+Mo(RG)	52,2548	213	266	31,0795	(49,1469; 54,7678)
Global	48,1109				

Teste

Hipótese nula	H ₀ : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa	H ₁ : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	30,28	0,000

Torque
Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Mz Ni versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

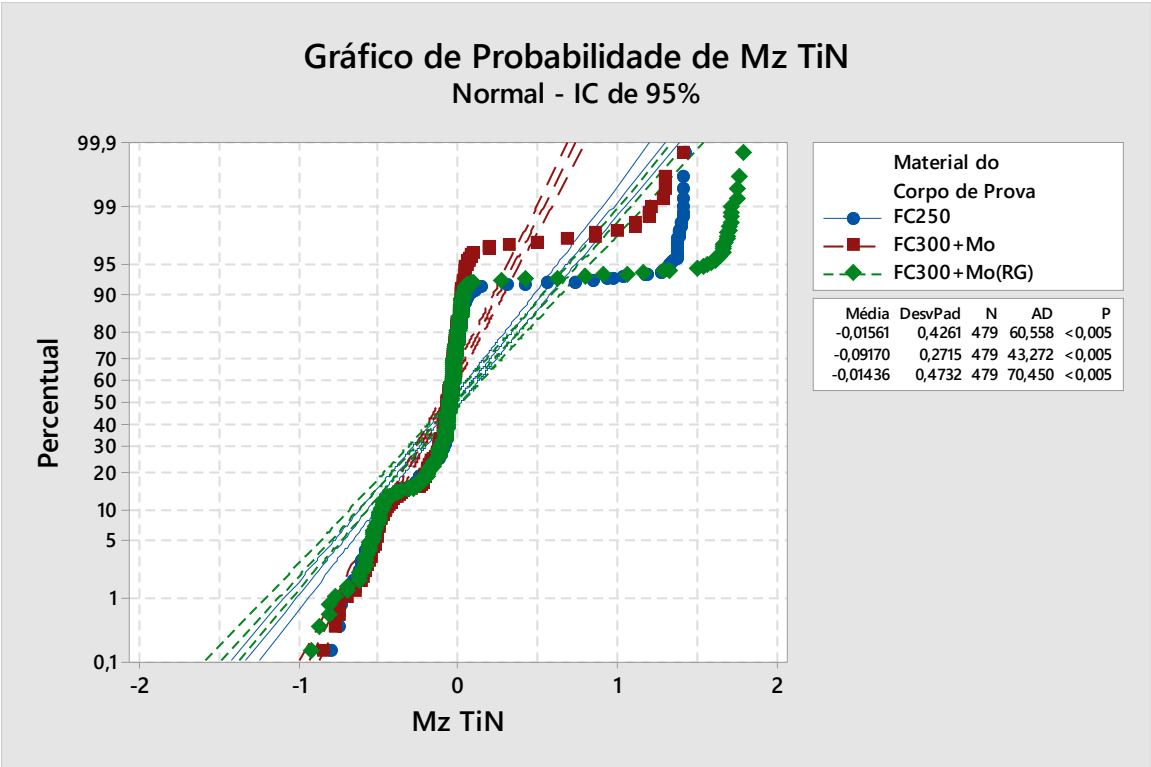
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	-0,0454146	251	228	0,116381	(-0,0551130; -0,0357162)
FC300+Mo	-0,0454146	250	229	0,135778	(-0,0551130; -0,0357162)
FC300+Mo(RG)	-0,0454146	255	224	0,145476	(-0,0551130; -0,0357162)
Global	-0,0454146				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	0,12	0,943

Macho de Corte TiN



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiN versus Material ... po de Prova

Estatísticas Descritivas

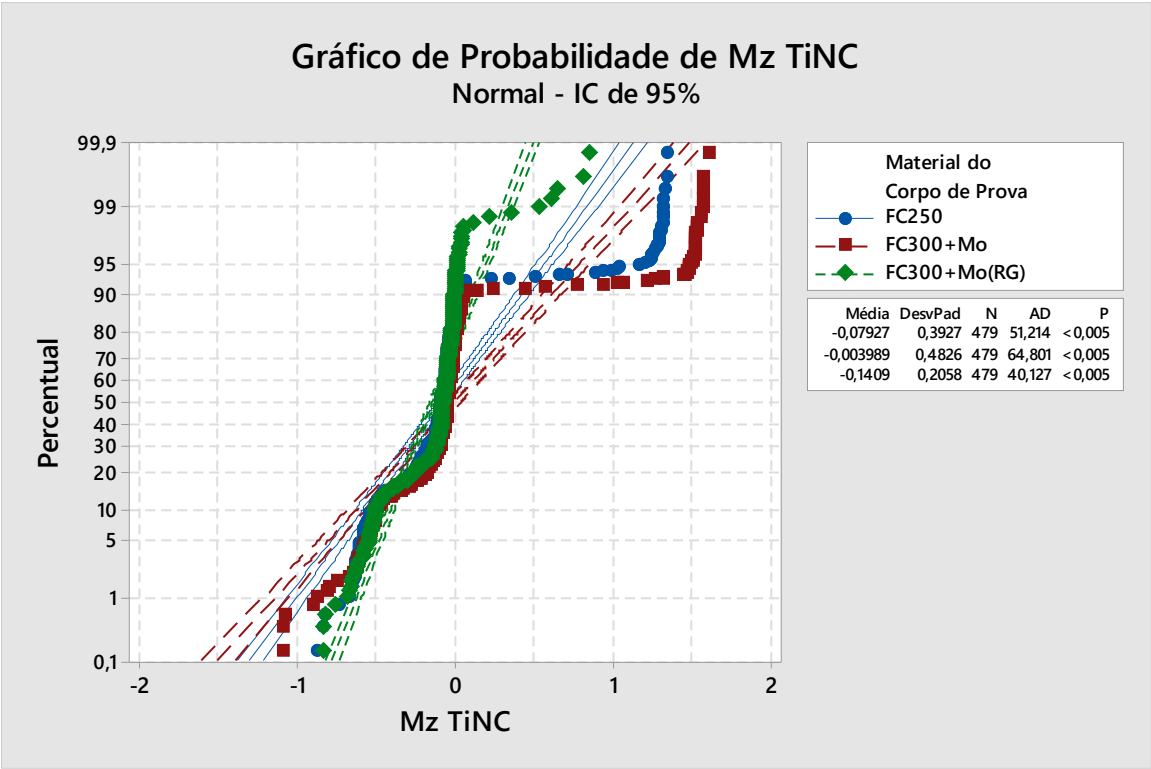
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	-0,0454146	225	254	0,126079	(-0,0551130; -0,0357162)
FC300+Mo	-0,0648114	266	213	0,126079	(-0,0745098; -0,0551130)
FC300+Mo(RG)	-0,0551130	243	236	0,116381	(-0,0551130; -0,0454146)
Global	-0,0551130				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	7,06	0,029

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	-0,0842082	281	198	0,174571	(-0,0939066; -0,0745098)
FC300+Mo	-0,0454146	183	296	0,126079	(-0,0551130; -0,0357162)
FC300+Mo(RG)	-0,0745098	263	216	0,126079	(-0,0842082; -0,0745098)
Global	-0,0745098				

Teste

Hipótese nula	H ₀ : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa	H ₁ : as medianas da população não são todas iguais

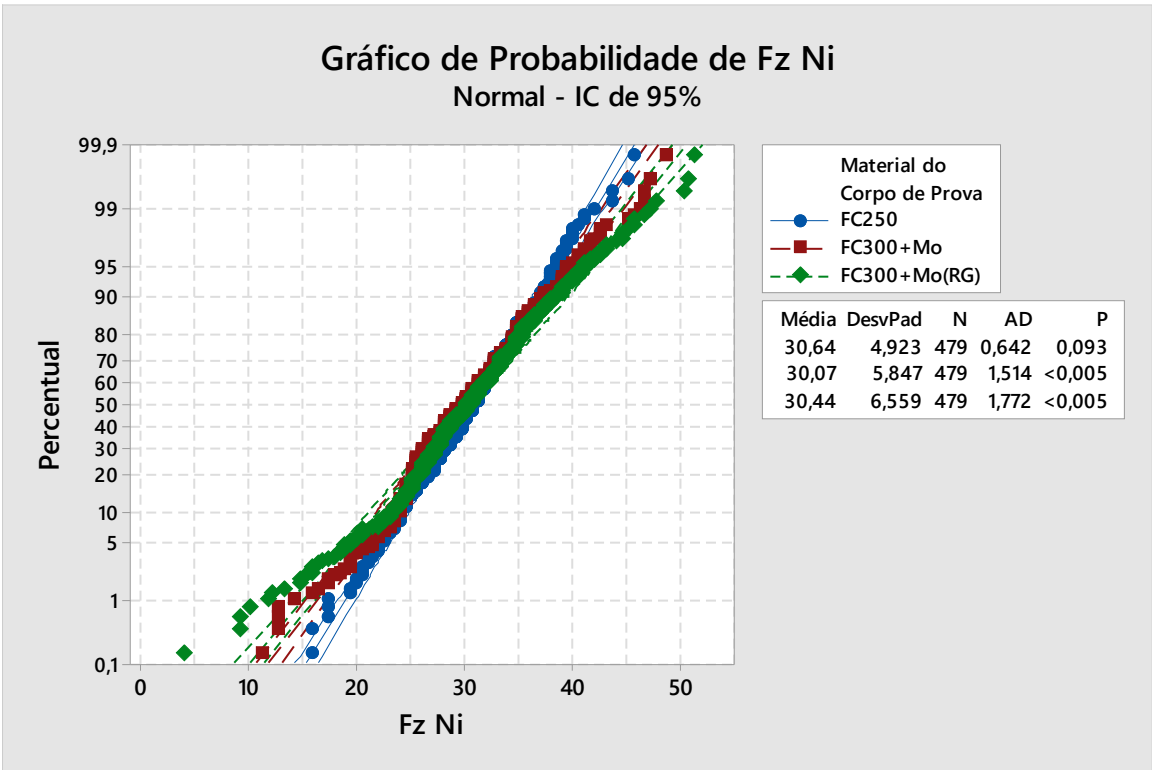
GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	45,46	0,000

Mandril flutuante

Etapas Usinagem

Força Axial

Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Fz Ni versus Material do ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

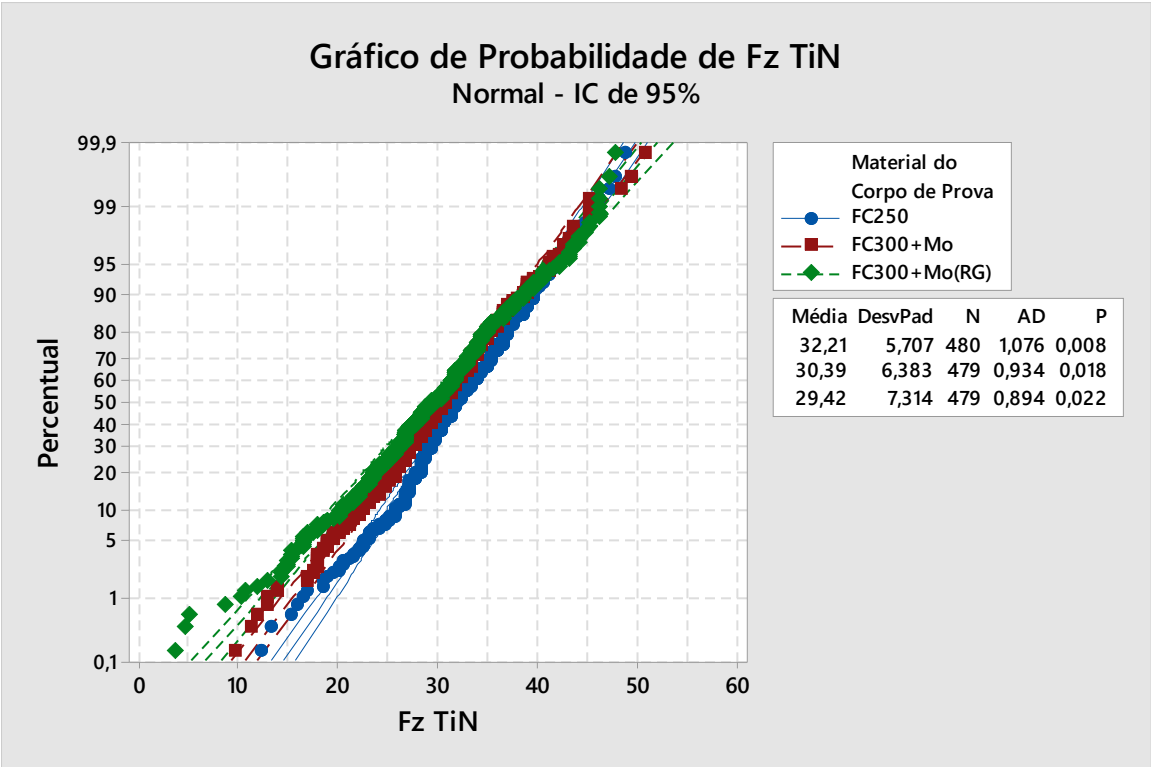
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	30,7759	224	255	6,68695	(30,2615; 31,2903)
FC300+Mo	29,7471	254	225	8,74448	(29,2328; 30,7759)
FC300+Mo(RG)	30,2615	242	237	7,71572	(29,7471; 30,9949)
Global	30,2615				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	3,81	0,149

Macho de Corte TiN



Teste de Mood para a Mediana: Fz TiN versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

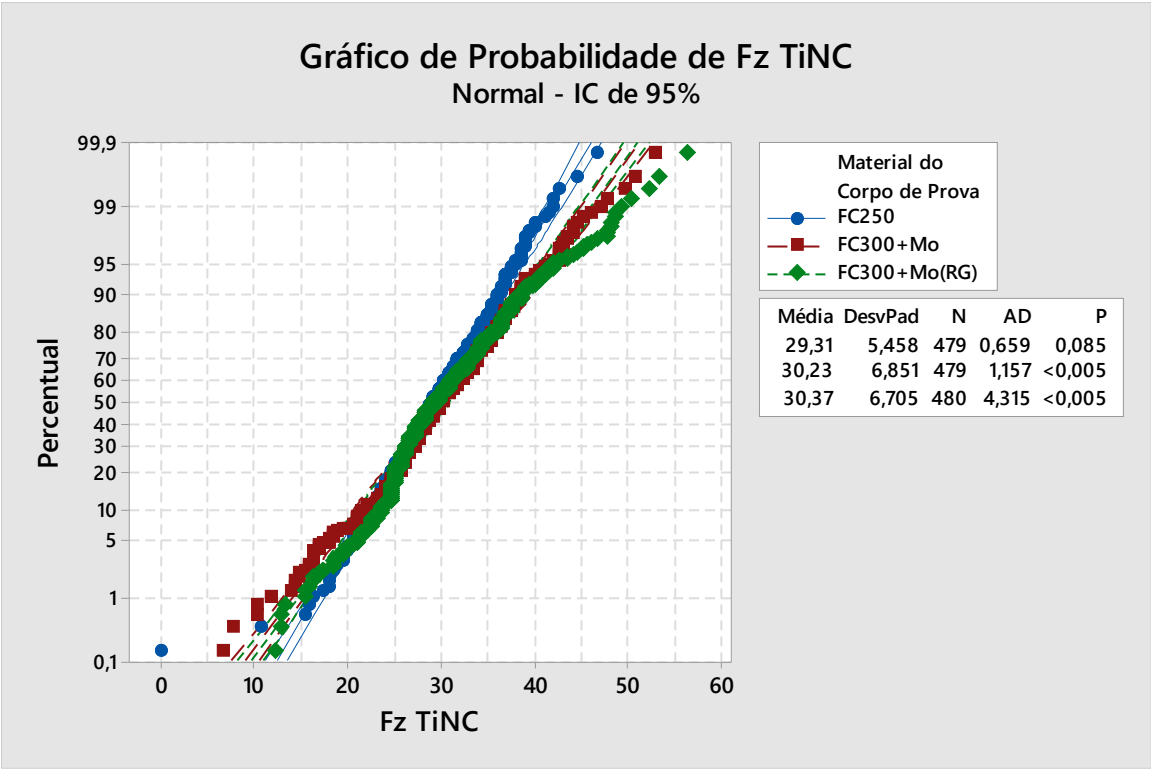
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	31,8047	206	274	7,58713	(31,2903; 32,3190)
FC300+Mo	30,7759	259	220	7,71572	(29,7471; 31,2903)
FC300+Mo(RG)	29,2328	271	208	8,74448	(28,7184; 30,7759)
Global	30,7759				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	20,30	0,000

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Fz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

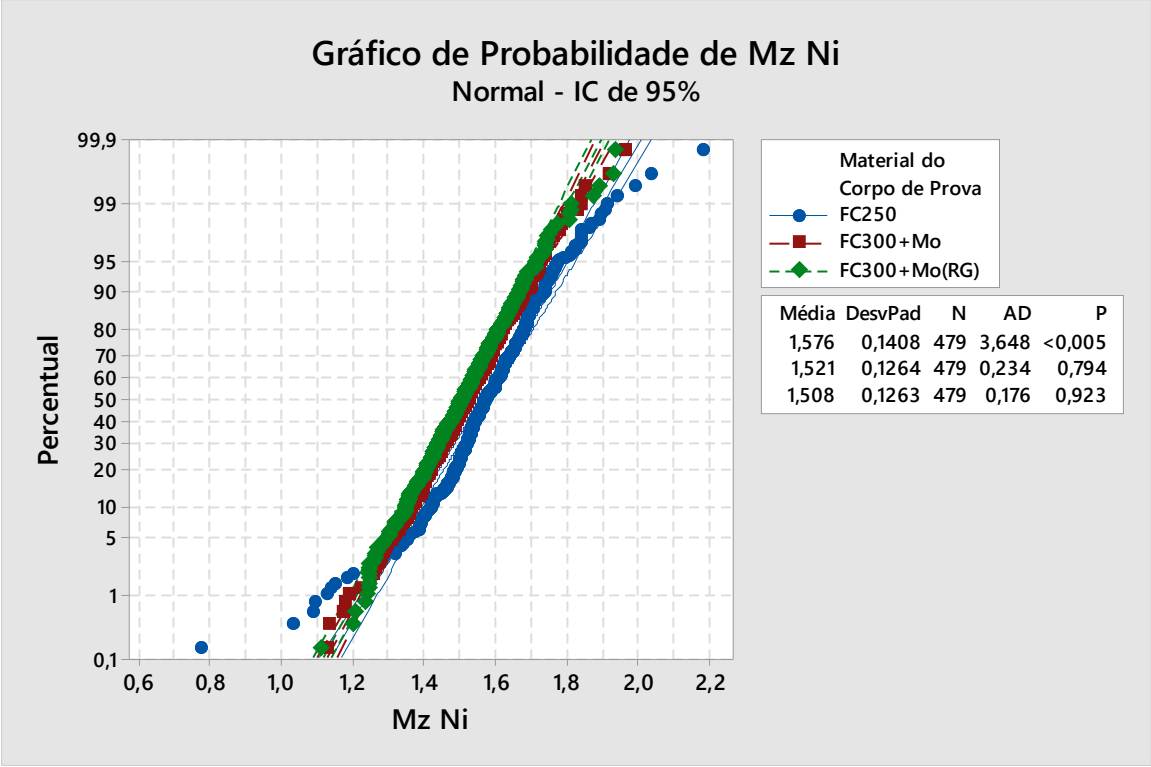
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	29,2328	271	208	7,71572	(28,7184; 29,7471)
FC300+Mo	30,2615	239	240	8,74449	(29,2328; 30,7759)
FC300+Mo(RG)	29,2328	258	222	8,74448	(28,2206; 30,2615)
Global	29,7471				

Teste

Hipótese nula	H ₀ : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa	H ₁ : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	4,33	0,115

Torque
Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Mz Ni versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

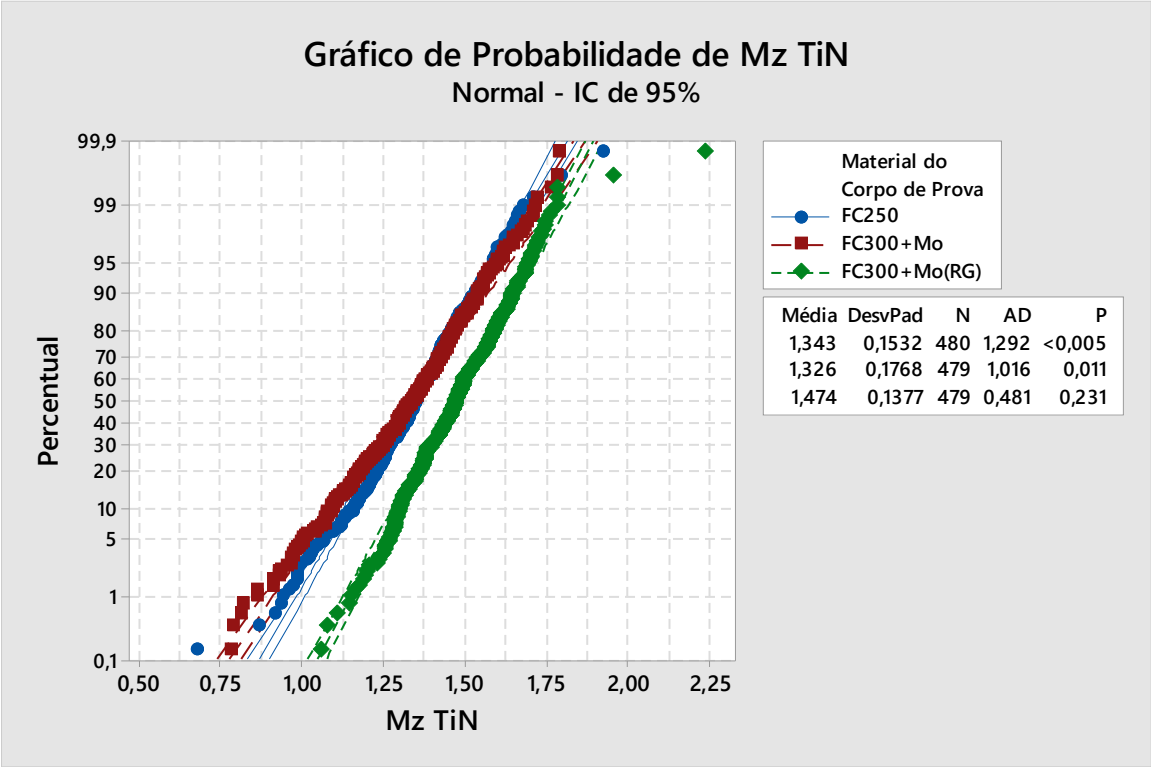
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	1,57140	172	307	0,157851	(1,56101; 1,59118)
FC300+Mo	1,52378	264	215	0,163803	(1,50682; 1,53394)
FC300+Mo(RG)	1,50631	283	196	0,164390	(1,49484; 1,51865)
Global	1,53415				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	58,86	0,000

Macho de Corte TiN



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiN versus Material ... po de Prova

Estatísticas Descritivas

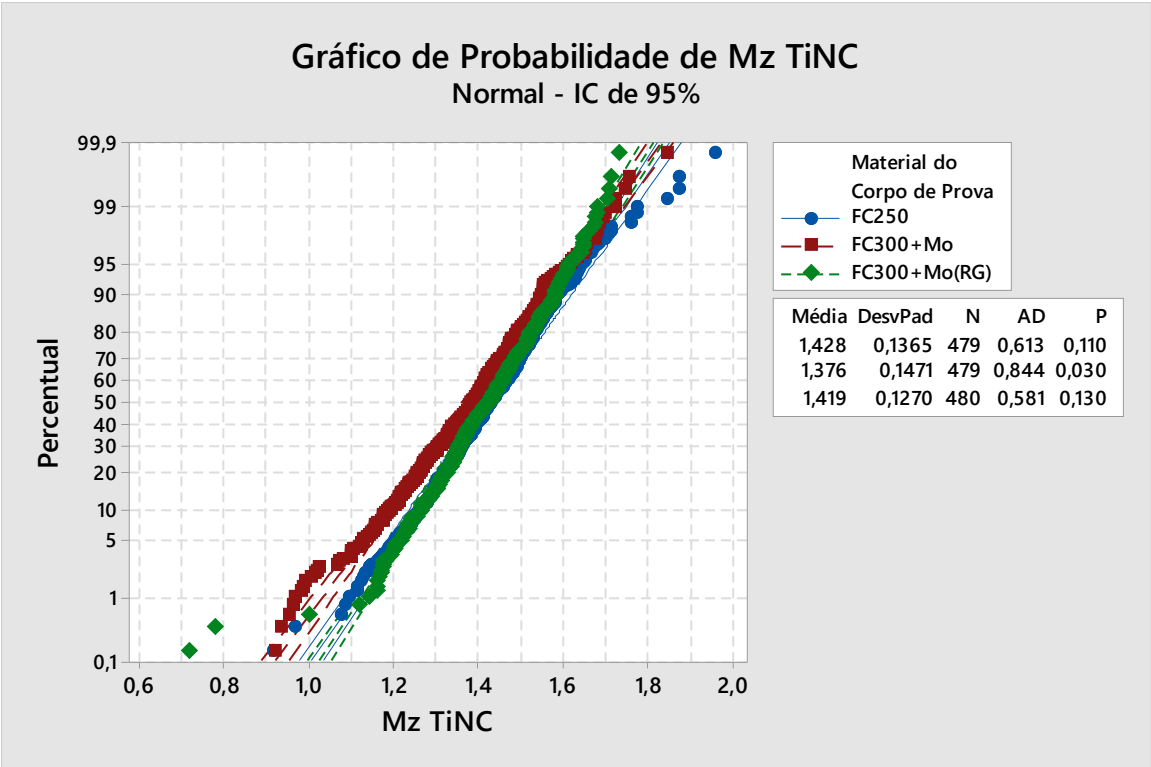
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	1,34871	292	188	0,179890	(1,33654; 1,35933)
FC300+Mo	1,34041	294	185	0,235740	(1,31751; 1,35744)
FC300+Mo(RG)	1,47189	133	346	0,193640	(1,46120; 1,48375)
Global	1,38429				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	142,05	0,000

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

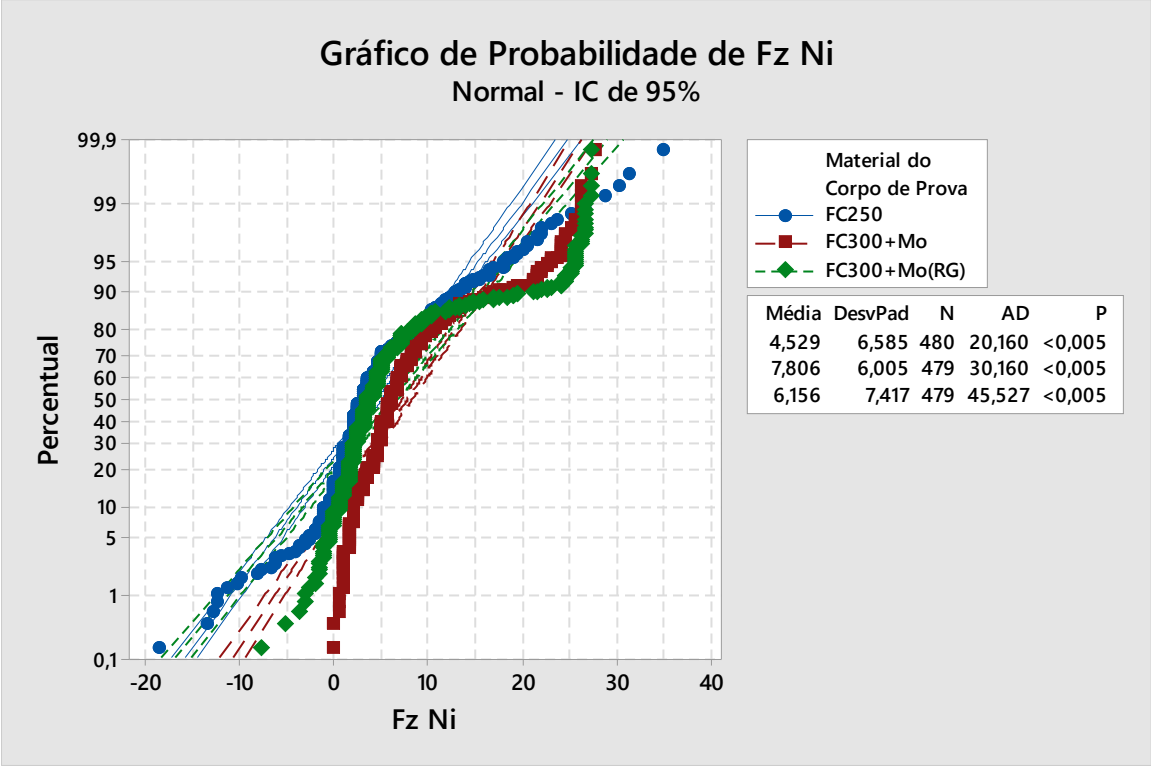
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	1,42763	216	263	0,174985	(1,41262; 1,44114)
FC300+Mo	1,38534	279	200	0,192646	(1,37393; 1,40118)
FC300+Mo(RG)	1,42503	224	256	0,167125	(1,40550; 1,43779)
Global	1,41111				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	19,77	0,000

Etapa Saída
Força Axial
Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Fz Ni versus Material do ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

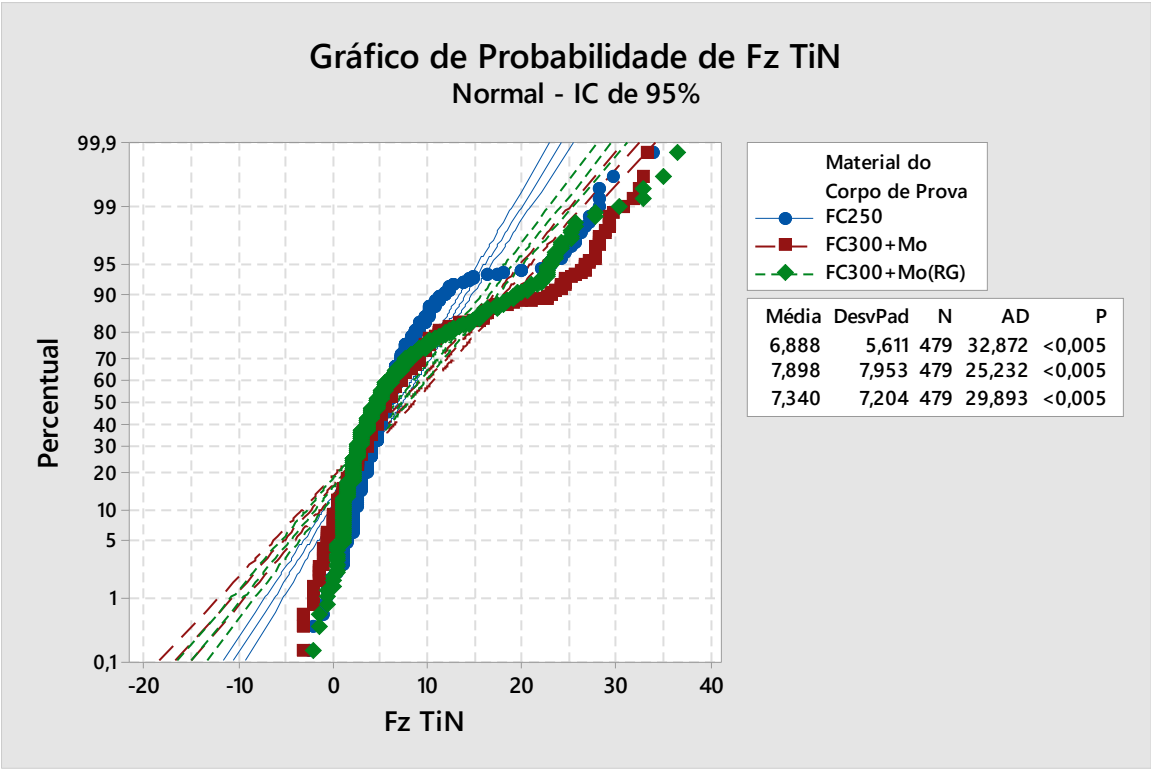
Material do					IC de 95% da
Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 - Q1	mediana
FC250	2,99932	323	157	5,65819	(2,48493; 2,99932)
FC300+Mo	6,08560	149	330	5,14381	(5,57122; 6,59998)
FC300+Mo(RG)	3,51370	301	178	5,14381	(3,51370; 4,02808)
Global	4,54246				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	150,12	0,000

Macho de Corte TiN



Teste de Mood para a Mediana: Fz TiN versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

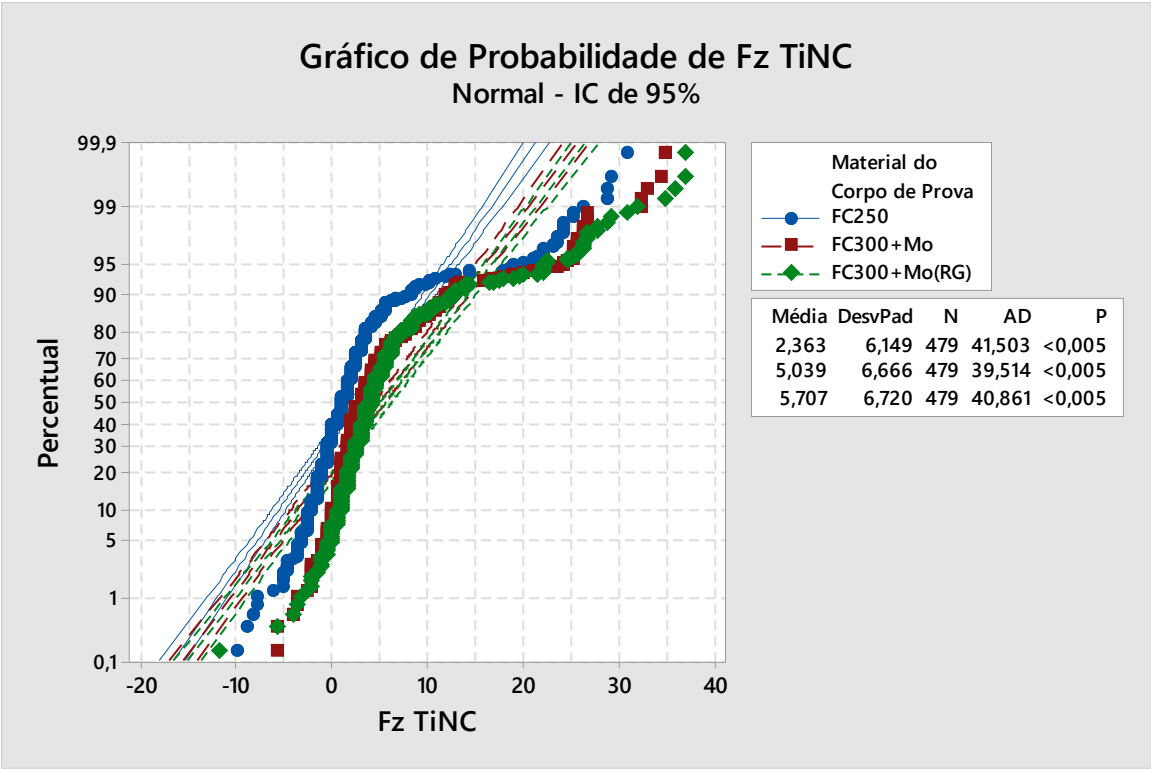
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	5,57122	248	231	4,11505	(5,57122; 6,08560)
FC300+Mo	5,57122	249	230	7,71572	(5,05684; 6,08560)
FC300+Mo(RG)	4,54246	284	195	7,71572	(4,02808; 5,05684)
Global	5,57122				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	7,07	0,029

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Fz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

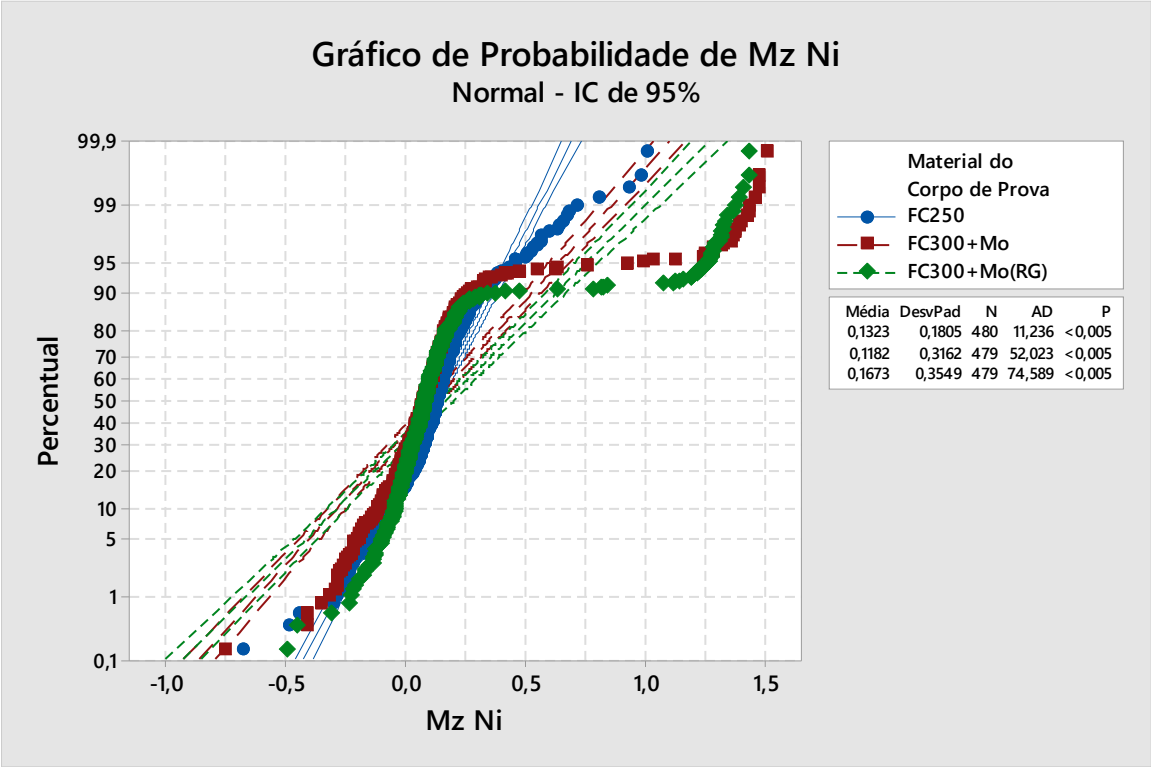
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	0,94179	347	132	3,60067	(0,941789; 1,45617)
FC300+Mo	2,99932	229	250	4,62943	(2,48493; 3,51370)
FC300+Mo(RG)	4,02808	152	327	4,11505	(3,51370; 4,02808)
Global	2,48493				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	161,14	0,000

Torque
Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Mz Ni versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

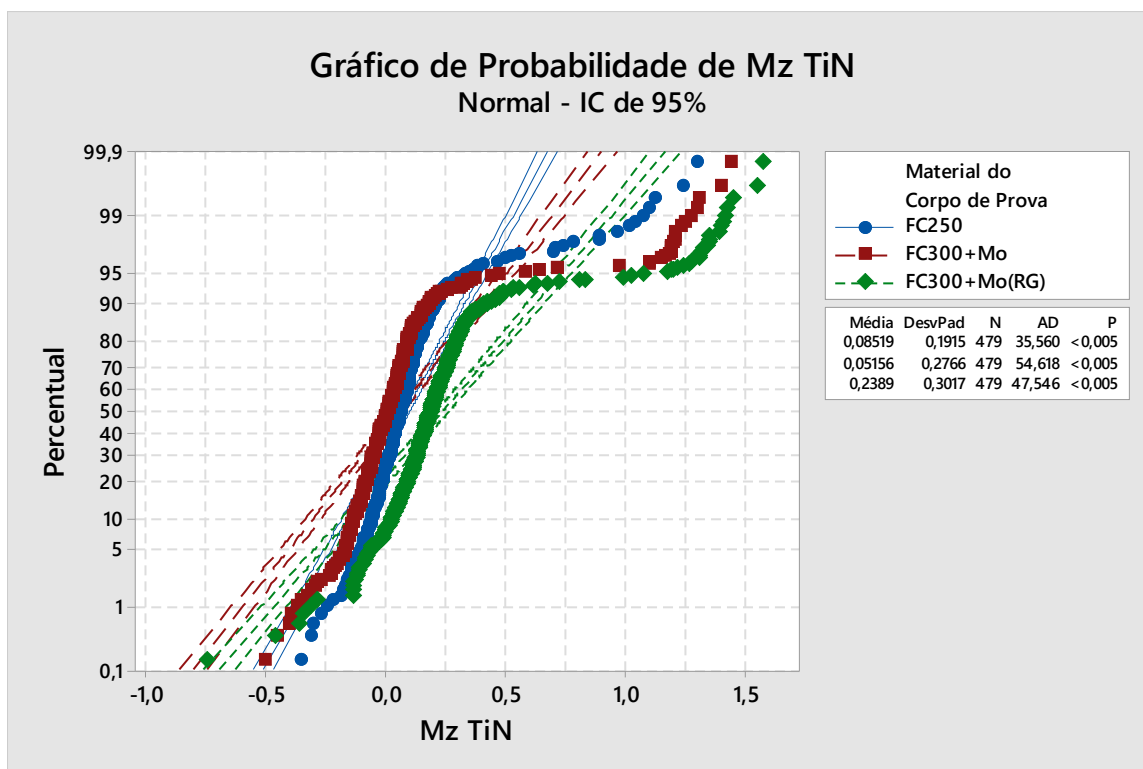
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	0,126965	173	307	0,142744	(0,120147; 0,138164)
FC300+Mo	0,069941	269	210	0,157390	(0,0598946; 0,0829282)
FC300+Mo(RG)	0,074290	280	199	0,138596	(0,0662169; 0,0832537)
Global	0,089979				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	58,35	0,000

Macho de Corte TiN



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiN versus Material ... po de Prova

Estatísticas Descritivas

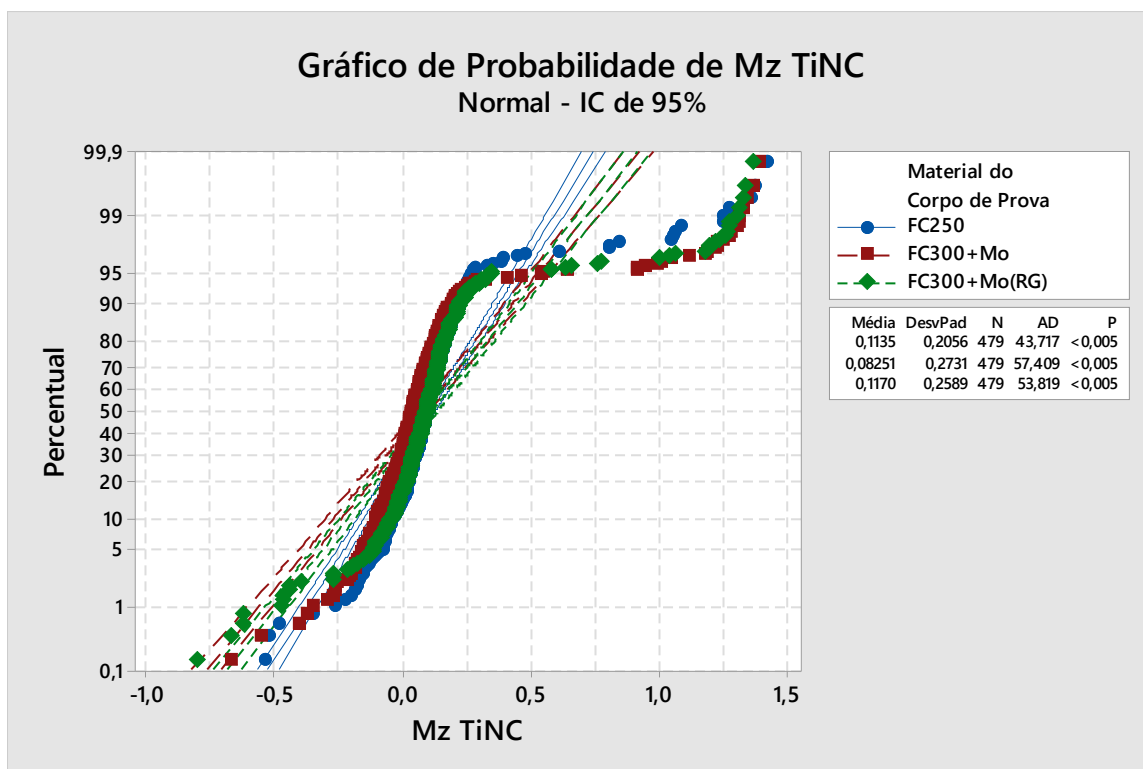
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 - Q1	IC de 95% da mediana
FC250	0,060384	266	213	0,123184	(0,0505083; 0,0693820)
FC300+Mo	0,004409	367	112	0,138892	(-0,0046435; 0,0154211)
FC300+Mo(RG)	0,185742	86	393	0,158159	(0,170961; 0,193485)
Global	0,075427				

Teste

Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
 Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	338,38	0,000

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	0,0922274	195	284	0,114441	(0,0865637; 0,101674)
FC300+Mo	0,0370493	318	161	0,130412	(0,0262924; 0,0457996)
FC300+Mo(RG)	0,0924442	206	273	0,114979	(0,0804158; 0,0991034)
Global	0,0758928				

Teste

Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
 Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

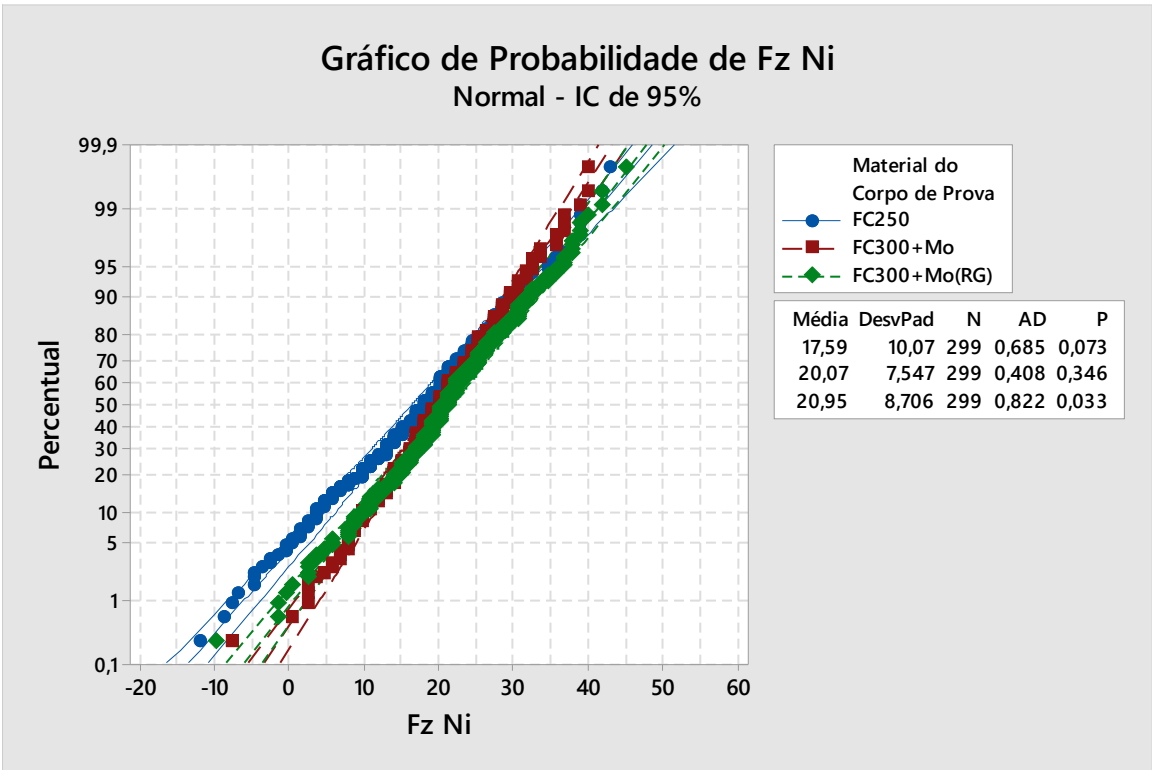
GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	77,37	0,000

Mandrill fixo mais mesa compensadora

Etapa Usinagem

Força Axial

Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Fz Ni versus Material do ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

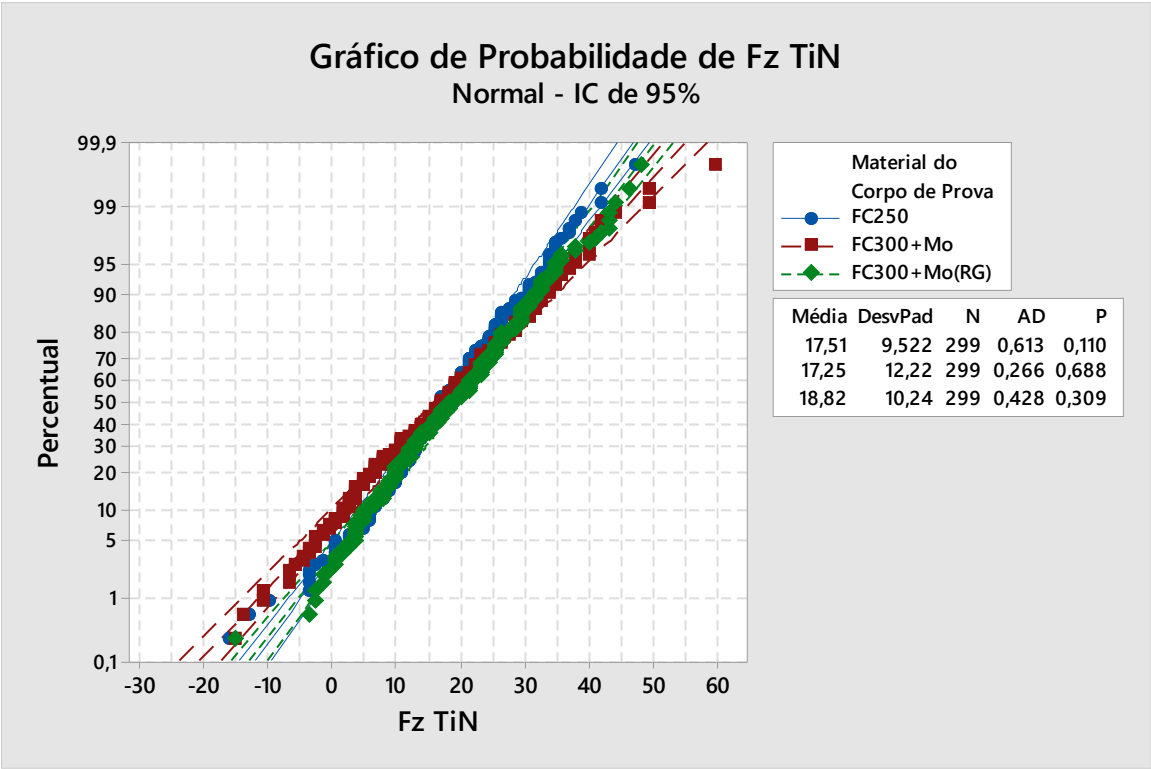
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	18,0674	188	111	13,4678	(17,0314; 20,0768)
FC300+Mo	20,1393	161	138	10,3598	(19,1034; 21,1753)
FC300+Mo(RG)	21,1753	147	152	10,3598	(20,1393; 22,1487)
Global	20,1393				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	11,75	0,003

Macho de Corte TiN



ANOVA com um fator: Fz TiN versus Material do Corpo de Prova

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Material do Corpo de Prova	3	FC250; FC300+Mo; FC300+Mo(RG)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Material do Corpo de Prova	2	422	211,0	1,84	0,160
Erro	894	102771	115,0		
Total	896	103193			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
10,7218	0,41%	0,19%	0,00%

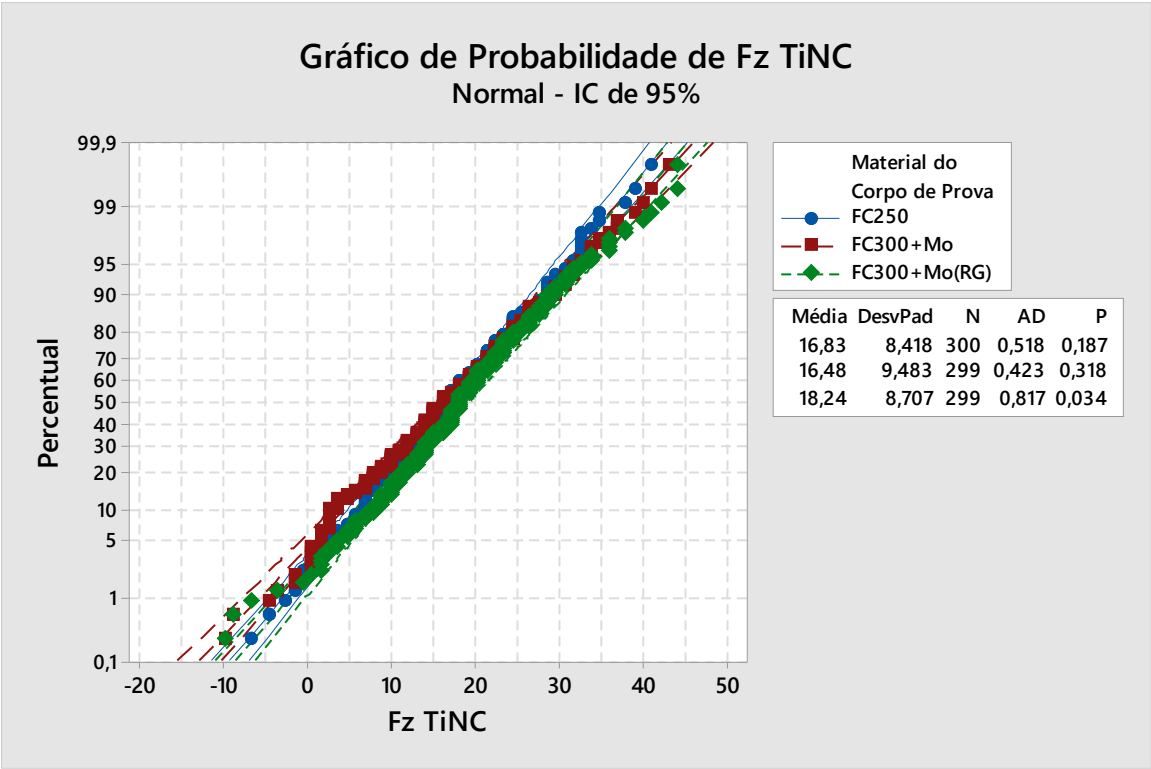
Médias

Material do Corpo de Prova	N	Média	DesvPad	IC de 95%
FC250	299	17,506	9,522	(16,289; 18,723)
FC300+Mo	299	17,250	12,223	(16,033; 18,467)
FC300+Mo(RG)	299	18,816	10,237	(17,599; 20,033)

DesvPad Combinado = 10,7218

Boxplot de Fz TiN

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Fz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

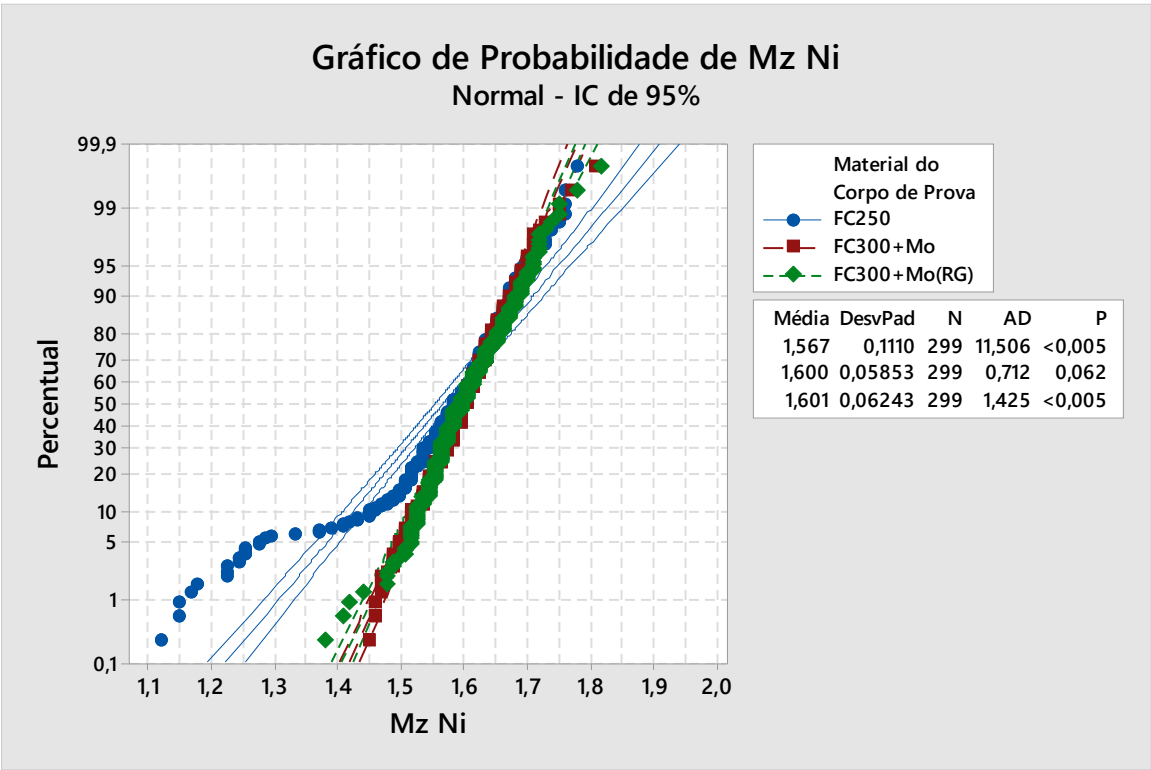
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	16,5134	166	134	10,3598	(15,9954; 18,0674)
FC300+Mo	15,9954	163	136	13,4678	(14,9594; 18,0674)
FC300+Mo(RG)	18,0674	138	161	10,3598	(17,0314; 19,1034)
Global	17,0314				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	6,19	0,045

Torque
Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Mz Ni versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

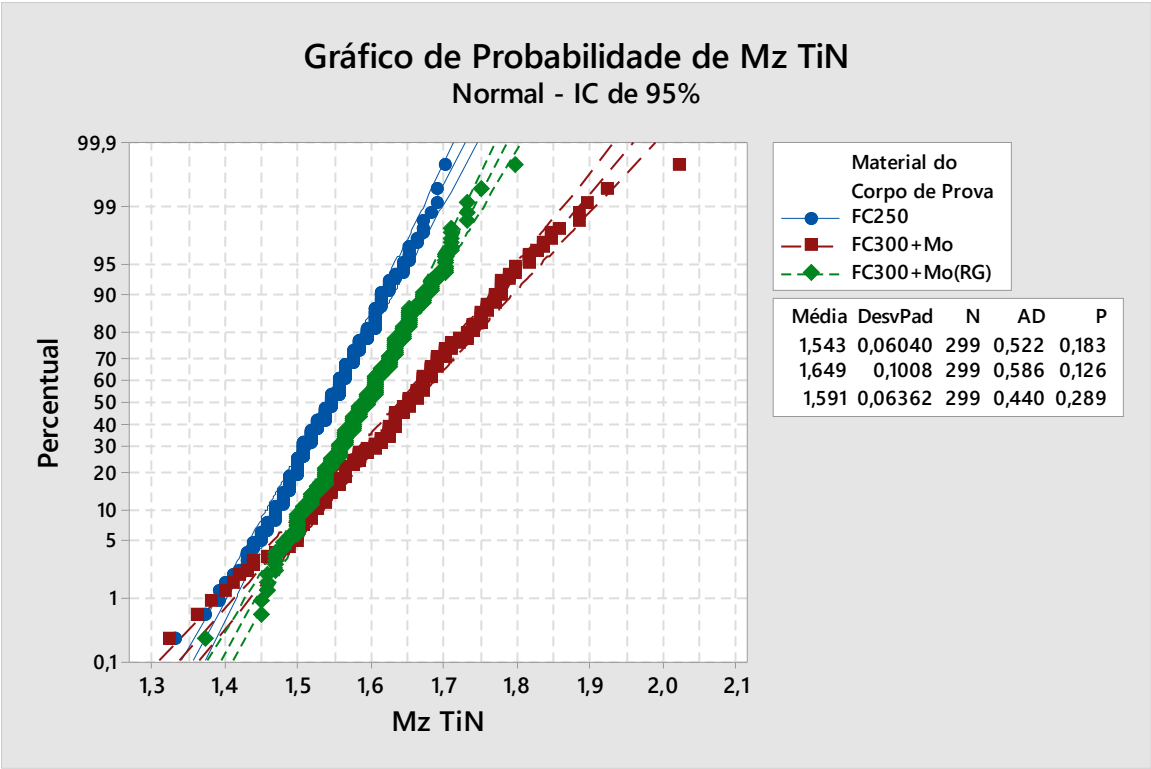
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N ≤	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	1,58392	166	133	0,096984	(1,57422; 1,60273)
FC300+Mo	1,60332	149	150	0,067889	(1,59362; 1,60332)
FC300+Mo(RG)	1,59362	156	143	0,077588	(1,58392; 1,60332)
Global	1,59362				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	1,96	0,376

Macho de Corte TiN



ANOVA com um fator: Mz TiN versus Material do Corpo de Prova

Método

Hipótese nula	Todas as médias são iguais
Hipótese alternativa	Nem todas as médias são iguais
Nível de significância	$\alpha = 0,05$

Assumiu-se igualdade de variâncias para a análise

Informações dos Fatores

Fator	Níveis	Valores
Material do Corpo de Prova	3	FC250; FC300+Mo; FC300+Mo(RG)

Análise de Variância

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Material do Corpo de Prova	2	1,689	0,844523	141,88	0,000
Erro	894	5,322	0,005953		
Total	896	7,011			

Sumário do Modelo

S	R2	R2(aj)	R2(pred)
0,0771525	24,09%	23,92%	23,58%

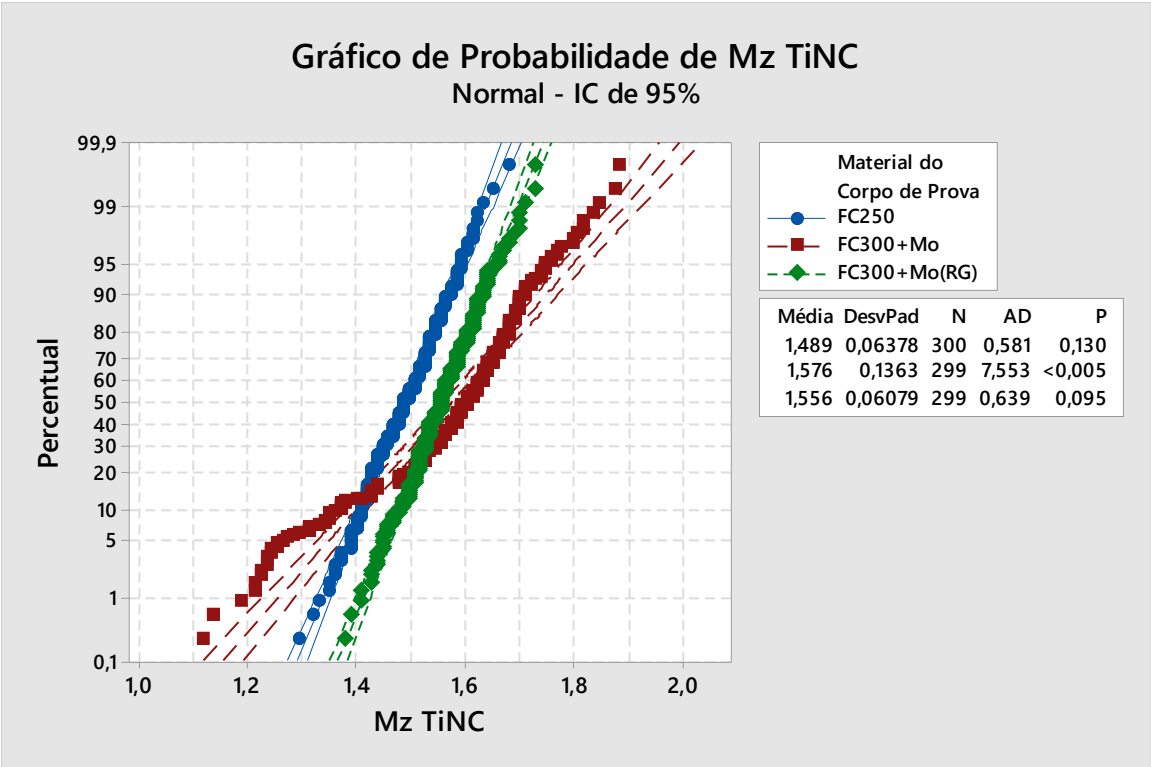
Médias

Material do Corpo de Prova	N	Média	DesvPad	IC de 95%
FC250	299	1,54311	0,06040	(1,53436; 1,55187)
FC300+Mo	299	1,64925	0,10080	(1,64049; 1,65800)
FC300+Mo(RG)	299	1,59112	0,06362	(1,58236; 1,59988)

DesvPad Combinado = 0,0771525

Boxplot de Mz TiN

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

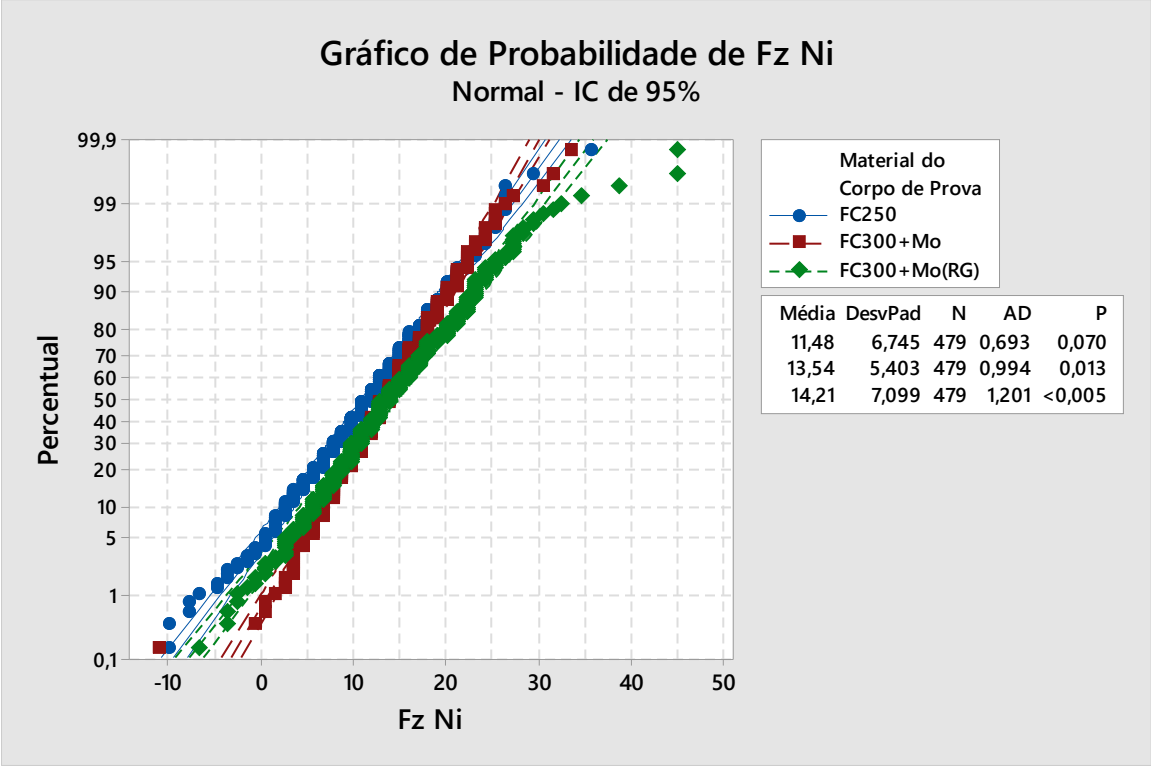
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	1,48693	250	50	0,096984	(1,47724; 1,49663)
FC300+Mo	1,60332	92	207	0,135777	(1,58392; 1,62213)
FC300+Mo(RG)	1,55482	135	164	0,077587	(1,54513; 1,56452)
Global	1,54513				

Teste

Hipótese nula	H ₀ : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa	H ₁ : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	177,58	0,000

Etapa Saída
Força Axial
Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Fz Ni versus Material do ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

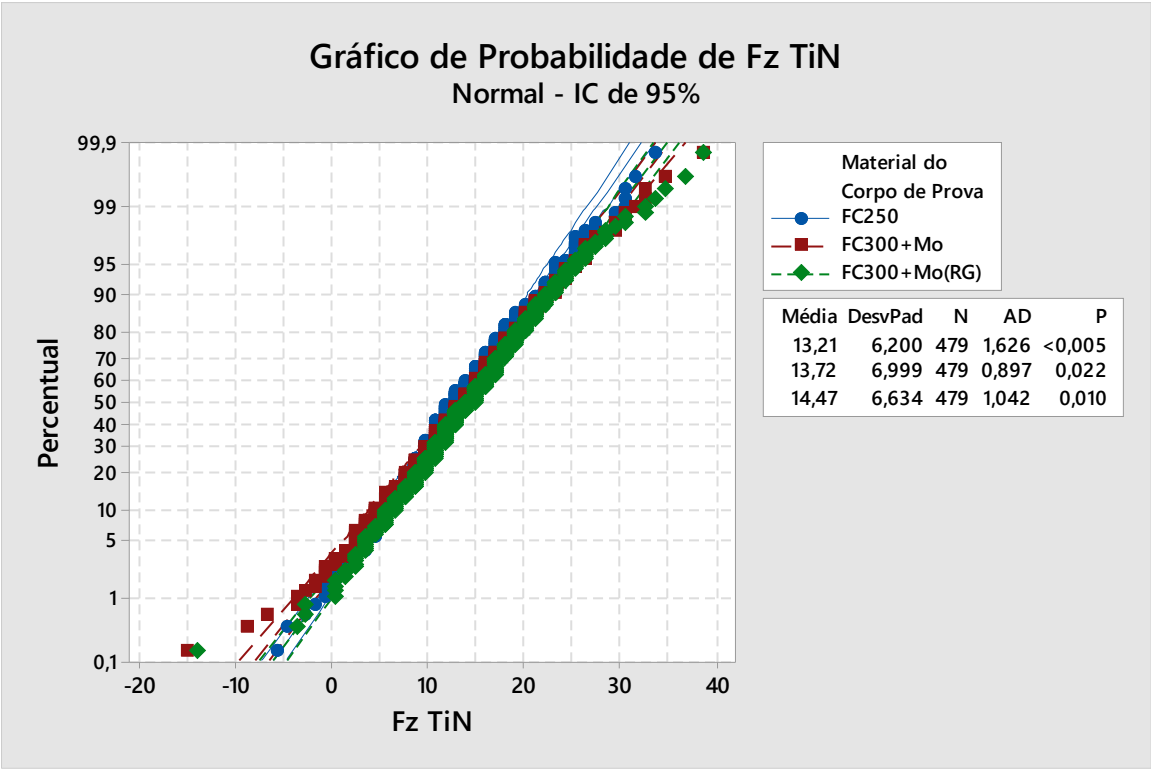
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	11,8515	293	186	9,32385	(10,8155; 12,2925)
FC300+Mo	13,9234	234	245	7,25188	(12,8875; 13,9234)
FC300+Mo(RG)	13,9234	231	248	8,28787	(12,8875; 14,3645)
Global	12,8875				

Teste

Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	20,48	0,000

Macho de Corte TiN



Teste de Mood para a Mediana: Fz TiN versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

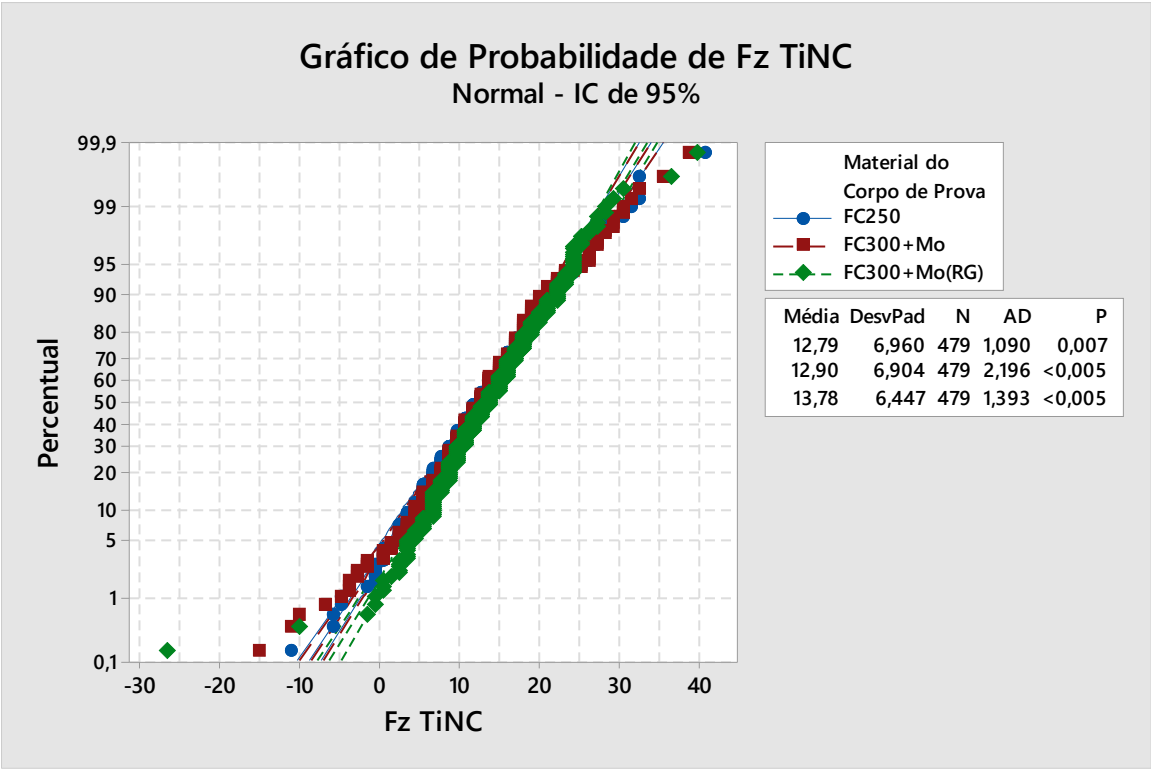
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	12,8875	286	193	8,28787	(11,8515; 12,8875)
FC300+Mo	13,9234	258	221	8,28787	(12,8875; 14,9594)
FC300+Mo(RG)	14,9594	238	241	8,28787	(12,8875; 14,9594)
Global	13,9234				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	9,79	0,008

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Fz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

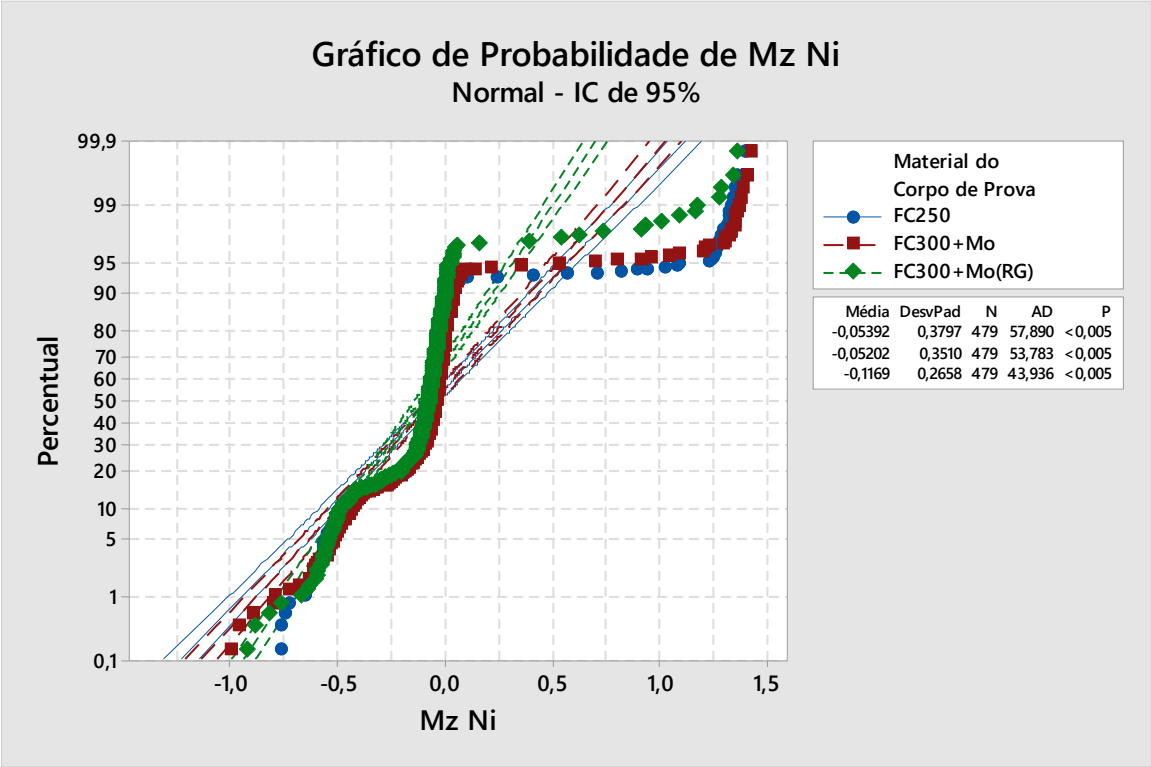
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	12,8875	260	219	9,32385	(11,8515; 13,9234)
FC300+Mo	12,8875	255	224	8,28787	(11,8515; 13,9234)
FC300+Mo(RG)	13,9234	230	249	8,28787	(12,8875; 13,9234)
Global	12,8875				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	4,32	0,115

Torque
Macho de Corte Ni



Teste de Mood para a Mediana: Mz Ni versus Material ... rpo de Prova

Estatísticas Descritivas

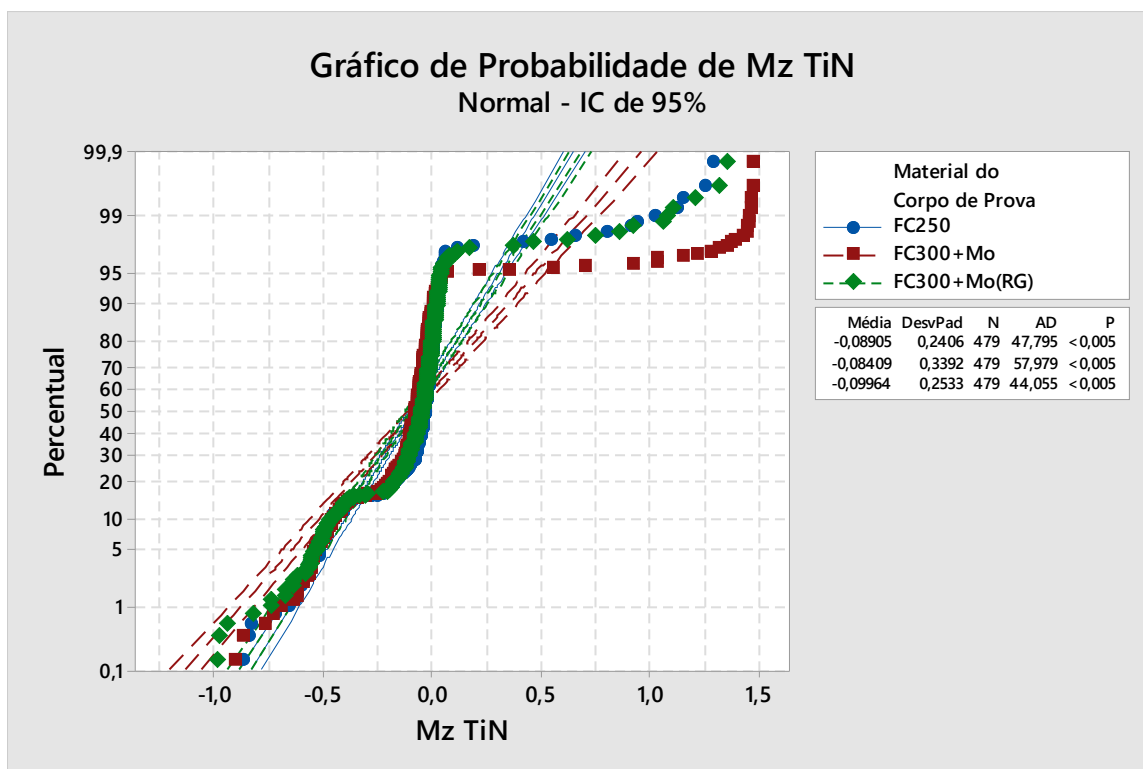
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	-0,0745098	273	206	0,126079	(-0,0842082; -0,0648114)
FC300+Mo	-0,0454146	195	284	0,135778	(-0,0454146; -0,0357162)
FC300+Mo(RG)	-0,0745098	294	185	0,116381	(-0,0842082; -0,0745098)
Global	-0,0648114				

Teste

Hipótese nula H₀: as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa H₁: as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	45,61	0,000

Macho de Corte TiN



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiN versus Material ... po de Prova

Estatísticas Descritivas

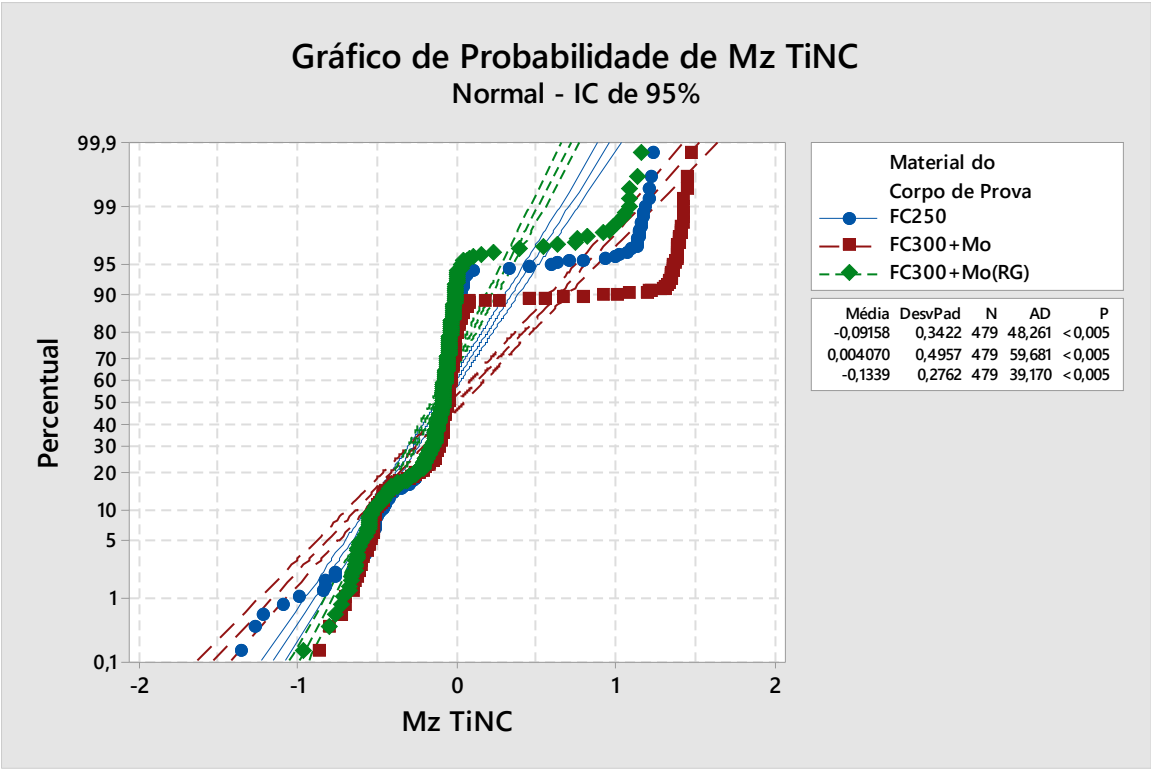
Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 - Q1	IC de 95% da mediana
FC250	-0,0357162	200	279	0,106683	(-0,0454146; -0,0357162)
FC300+Mo	-0,0842082	322	157	0,126079	(-0,0842082; -0,0745098)
FC300+Mo(RG)	-0,0551130	245	234	0,116381	(-0,0648114; -0,0454146)
Global	-0,0551130				

Teste

Hipótese nula H_0 : as medianas da população são todas iguais
 Hipótese alternativa H_1 : as medianas da população não são todas iguais

GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	63,86	0,000

Macho de Corte TiNC



Teste de Mood para a Mediana: Mz TiNC versus Material ... o de Prova

Estatísticas Descritivas

Material do Corpo de Prova	Mediana	Média geral N <=	Média geral N >	Q3 – Q1	IC de 95% da mediana
FC250	-0,0745098	248	231	0,145476	(-0,0842082; -0,0648114)
FC300+Mo	-0,0648114	229	250	0,126079	(-0,0745098; -0,0551130)
FC300+Mo(RG)	-0,0939066	309	170	0,135778	(-0,103605; -0,0842082)
Global	-0,0745098				

Teste

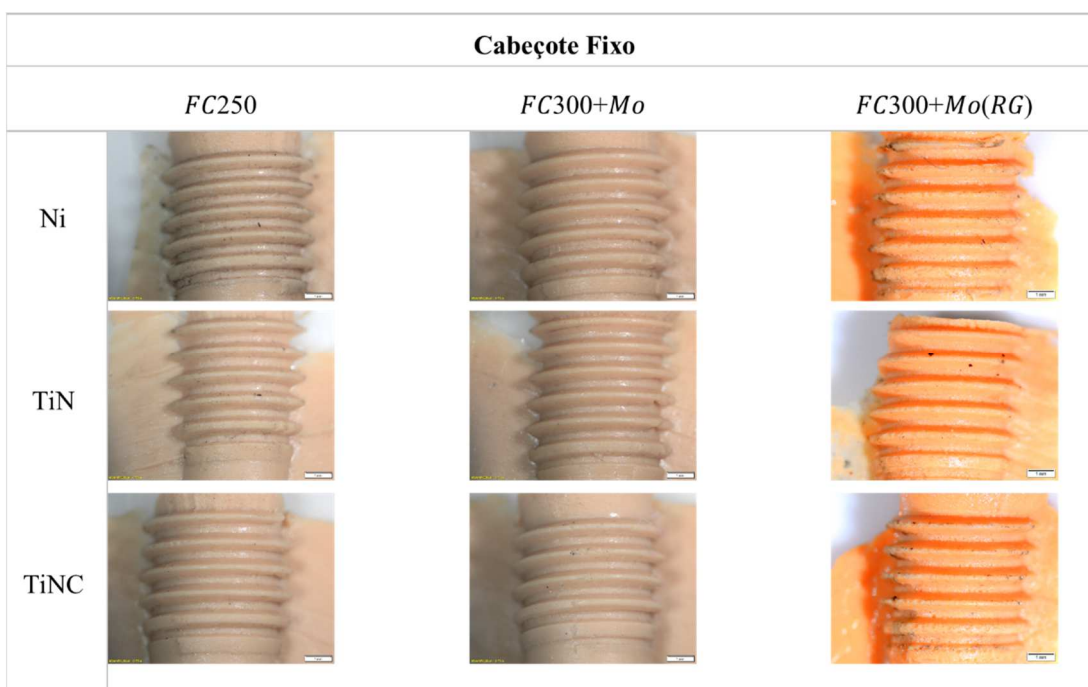
Hipótese nula	H ₀ : as medianas da população são todas iguais
Hipótese alternativa	H ₁ : as medianas da população não são todas iguais


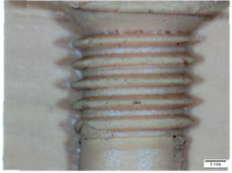
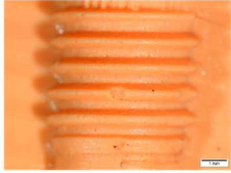






GL	Qui-Quadrado	Valor-p
2	29,44	0,000





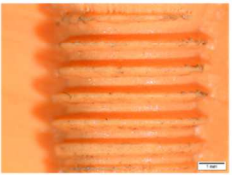


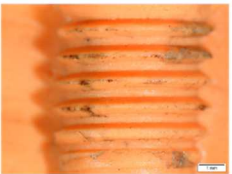

Apêndice D - Avaliação da qualidade dos filetes de rosca utilizando silicone de adição

Conforme comentado na metodologia, as amostras dos filetes de rosca de cada um dos testes foram obtidas após o corte transversal dos corpos de prova de ferro fundido cinzento. Para avaliação quantitativa da qualidade dos filetes de rosca foi desenvolvida uma metodologia para moldagem destes filetes por meio da utilização de silicone de adição. Este material, de uso comum pelos ortodontistas, foi o que mais se adequou ao processo de reprodução dos filetes de rosca das amostras.

Após a moldagem das amostras de ferro fundido cinzento obteve-se os negativos dos filetes de rosca, como pode-se perceber pelas figuras abaixo.



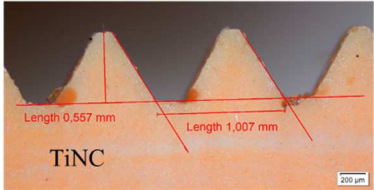
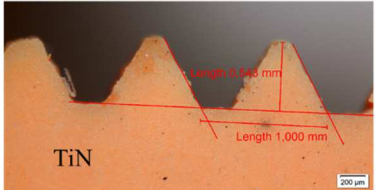
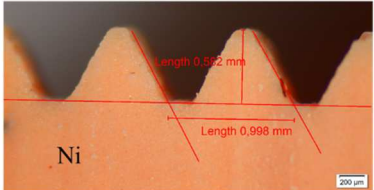
Cabeçote Flutuante			
	<i>FC250</i>	<i>FC300+Mo</i>	<i>FC300+Mo(RG)</i>
Ni			
TiN			
TiNC			

Cabeçote Fixo + Mesa Compensadora			
	<i>FC250</i>	<i>FC300+Mo</i>	<i>FC300+Mo(RG)</i>
Ni			
TiN			
TiNC			

Apesar de visualmente, a olho nu, os filetes de rosca apresentarem aspecto de terem uma geometria bem definida, quando analisados no microscópio óptico percebe-se que o processo de moldagem, mesmo seguindo todas as recomendações do fabricante do produto, gera negativos com alguns defeitos geométricos nos filetes de rosca, o que pode interferir direta e significativamente nos resultados de medição dos filetes de rosca.

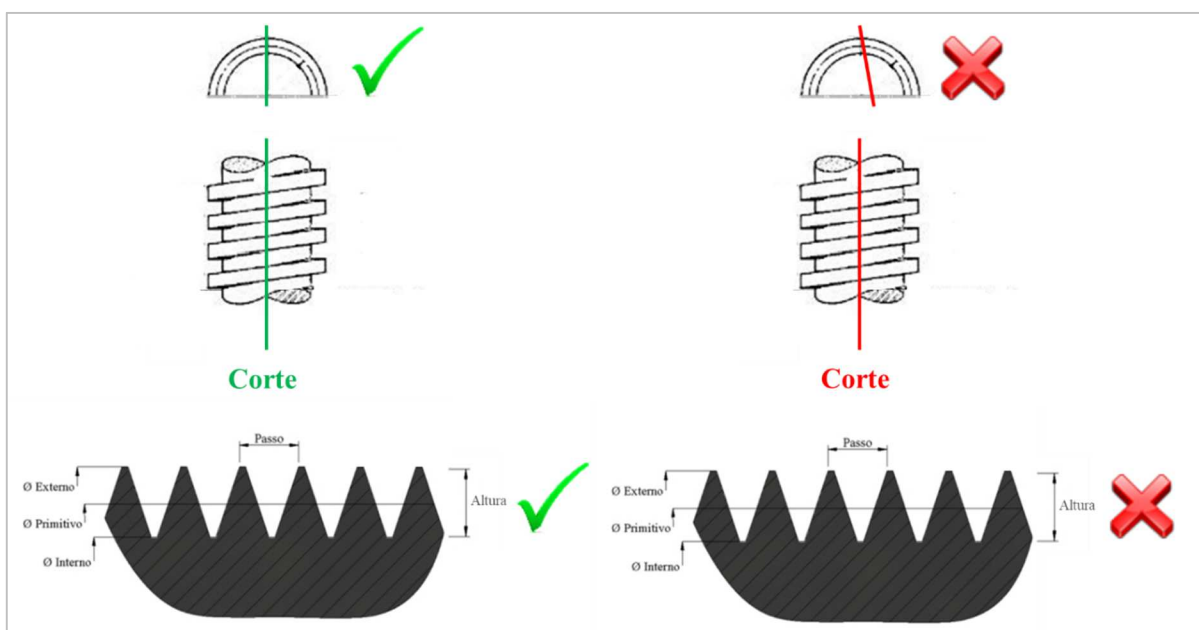
Para medição dos negativos de filetes de rosca foi necessário cortá-los longitudinalmente ao meio, para tanto foi utilizado um estilete com uma lâmina rígida, a fim de

evitar maiores desvios. Após cortado os negativos de filetes de rosca levou-se estes ao microscópio óptico e por meio de software específico foi realizado as medições dos filetes de rosca dos negativos de silicone. Alguns dos resultados obtidos podem ser visualizados na figura a seguir.


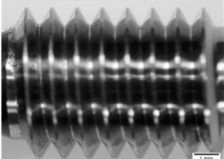
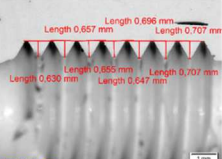
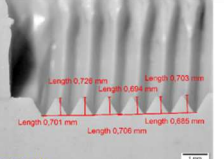
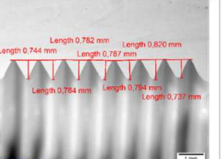
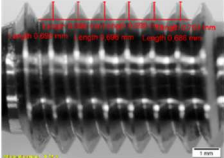
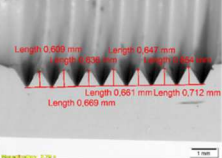
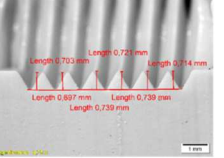
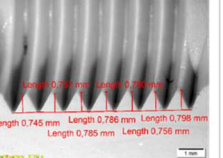
Cabeçote Fixo	Cabeçote Flutuante	Cabeçote Fixo + Mesa Comp.
<i>FC300+Mo(RG)</i>	<i>FC300+Mo(RG)</i>	<i>FC300+Mo</i>
		

Observa-se que os valores de passo da rosca não variam significativamente, ficando muito próximos do valor de 1 mm inerente ao passo do macho de corte utilizado. No entanto, observa-se que os valores de altura dos filetes de rosca variam muito entre os diferentes negativos medidos, além de também ter resultados muito diferentes entre os filetes do próprio negativo, apesar de não ter sido mostrado na respectiva figura. A partir desse fato, identificou-se também que o corte longitudinal dos negativos é outro fator que interfere nos resultados de medição dos filetes de rosca, além do próprio processo de moldagem das amostras utilizando o silicone de adição.

Entende-se que para ser medido realmente as dimensões dos filetes de rosca do negativo, o corte deve ser realizado necessariamente de forma perpendicular, posicionado na metade do negativo, ao longo de todo o comprimento deste, de forma que as duas partes do negativo geradas sejam perfeitamente simétricas. Pois, somente dessa forma garante-se que a seção longitudinal do negativo, ou seja, a seção do filete de rosca do negativo representa as dimensões reais do filete de rosca da amostra. A figura abaixo ilustra melhor o efeito do corte inadequado na altura do filete de rosca.



Para evidenciar a influência do processo de moldagem e corte nos resultados de medição dos filetes de rosca, realizou-se a moldagem do calibre de rosca obtendo-se como resultado, conforme pode-se perceber pela figura abaixo, alturas de filetes de rosca dos negativos incompatíveis com o resultado da altura dos filetes do calibre. Sendo assim, entende-se que o processo de moldagem por silicone de adição dos filetes de rosca das amostras não é adequado para análise dimensional dos filetes de rosca.

 Calibre M6x1,0 - Ferriplax				
	Calibre	1ª Moldagem	2ª Moldagem	3ª Moldagem
Parte Superior				
Parte Inferior				
Altura do Filete	0,696 ± 0,005 mm	0,663 ± 0,031 mm	0,711 ± 0,017 mm	0,775 ± 0,024 mm